

**SYSTEMATISCHE
PROPELLERVERSUCHE**

VON

KARL SCHAFFRAN
aus Freystadt, Westpr.

Von der Königl. Technischen Hochschule zu Danzig zur Erlangung
der Würde eines Doktor-Ingenieurs genehmigte Dissertation

Tag der Promotion: 16. Januar 1917

Referent: Geh. Reg.-Rat Prof. Hans Lorenz
Korreferent: Geh. Reg.-Rat Prof. Johann Schütte

Berlin 1917

ZEITSCHRIFT „SCHIFFBAU“
Buchdruckerei Strauß A.-G.

G 62
82

XX
504
G 54 181

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



10000300602

Systematische Propellerversuche

von

Karl Schaffran
aus Freystadt, Westpr.

Von der Königl. Technischen Hochschule zu Danzig zur Erlangung
der Würde eines Doktor-Ingenieurs genehmigte Dissertation

Tag der Promotion: 16. Januar 1917

Referent: Geh. Reg.-Rat Prof. Hans Lorenz
Korreferent: Geh. Reg.-Rat Prof. Johann Schütte



BERLIN 1917

ZEITSCHRIFT „SCHIFFBAU“
BUCHDRUCKEREI STRAUSS A.-G.

XX
504/d
G. 54. 111.



III 14506



Veröffentlicht

in der Zeitschrift „Schiffbau“

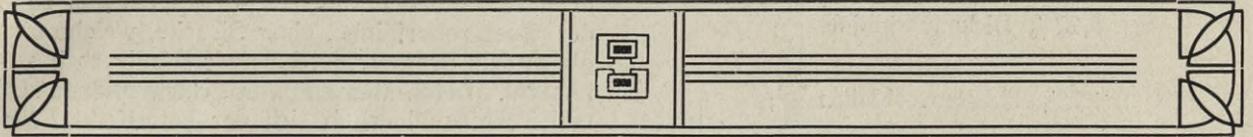
Jahrgang 1915/16

Fc 3715a

2447 51

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Ergebnisse systematischer Propellerversuche von Dipl. - Ing. Dr. K. Schaffran, Berlin	
A. Abmessungen und Daten der untersuchten Modellpropeller Serie A der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiff- bau, Berlin	1
B. Methode der Untersuchung zur Bestimmung des reinen Pro- pellerwirkungsgrades auf Grund von Fahrtversuchen mit Modellpropellern allein, d. h. ohne Schiffsmodell	2
C. Die Diagramme der Versuchsergebnisse Serie A	6
D. Auswertung der systematischen Propellerversuche Serie A für Standproben	14
E. Auswertung derselben für die Dimensionierung der Schrauben freifahrender Schiffe	28
F. Auswertung derselben für die Dimensionierung von Schlepper- schrauben	43
G. Auswertung von Probefahrtsresultaten auf Grund der Modell- propeller-Versuchsergebnisse	57
H. Auswertung von Schlepperfahrten mit Anhang	72
I. Vergleich der systematischen Propellerversuchsergebnisse Serie A der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiff- bau mit den Taylorschen	96
K. Programm für die weitere Ausführung von systematischen Propellerversuchen Standard-Serie B der Kgl. Versuchsanstalt	110
L. Beziehungen bei maximal erreichbaren Wirkungsgraden . .	115



Systematische Propellerversuche

Von Karl Schaffran*)

Systematische Propellerversuche sollen dem Konstrukteur die Unterlagen dafür liefern, aus einer Reihe gesetzmäßig voneinander abgeleiteten Modellpropeller verschiedener Konstruktionsverhältnisse denjenigen mit einiger Sicherheit bestimmen zu können, der für den betreffenden Konstruktionsfall der geeignetste sein wird.

In Folgendem werden zunächst die Versuche der **Propellerserie A** behandelt, welche unter Leitung des Verfassers in der **Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau Berlin** ausgeführt worden sind.

Die Zeichnungen der charakteristischen Propeller dieser Serie sind in Abb. 1 dargestellt, die Lichtbilder aller 20 aus diesen gesetzmäßig abgeleiteten Schrauben zeigt Abb. 2.

A. Abmessungen und Daten der untersuchten Modellpropeller Serie A.

Durchmesser $D = 120$ mm;

Nabendurchmesser . . . $d = 20$ mm = $\frac{D}{6}$;

Anzahl der Flügel $z = 3$.

Die Erzeugende der Flügelrückseite war gradlinig und unter $1/8$ nach hinten geneigt.

Das Flächenverhältnis A_p/A (projiziertes Flügelareal zur Diskfläche) betrug bei den fünf verschiedenen Gruppen mit verschiedenen Steigungsverhältnissen 25, 30, 40, 50 und 60 %.

$A_p =$ projiziertes Flügelareal aller 3 Flügel;

$A =$ Schraubendiskareal = $\frac{D^2 \cdot \pi}{4}$.

Die Schraubsteigung war in jedem Falle konstant.

Unter der Steigung H ist durchwegs die mathematische der Propellerdruckseite zu verstehen. Die

vier verschiedenen Steigungsverhältnisse H/D der fünf verschiedenen Gruppen mit verschiedenen Flächenverhältnissen betragen 0,60; 0,80; 1,00 und 1,20.

Die Erzeugende der Propellerrückseite war ebenfalls gradlinig.

Das Dickenverhältnis $\frac{\delta_i}{D}$ aller Modellversuche

betrug 5,22%; $\delta_i =$ größte (ideelle) Dicke des Flügelquerschnittes an der Propellerdrehachse.

Die Flügelformen waren in der Projektion unsymmetrisch und hatten die in der Abb. 1 dargestellten Umrisse, die bei den verschiedenen Steigungsverhältnissen genau kongruent und bei den verschiedenen Flächenverhältnissen in gleichem Verhältnis ähnlich eingehalten wurden.

Die Flügelquerschnitte waren auf ganzer Propellerlänge, besonders aber nach der Nabe zu auf der Druckseite vorne nach oben aufgeholt und hatten ihre größte Dicke nicht, wie gewöhnlich, auf halber Breite des Flügelblattes, sondern auf $1/3$ der Breite von der eintretenden Kante ab gerechnet.

In der Zusammenstellung der Photos Abb. 2 sind die 20 verschiedenen Modellpropeller gruppenweise nebeneinander bei gleichen Flächenverhältnissen und verschiedenen Steigungsverhältnissen und untereinander bei gleichen Steigungsverhältnissen und verschiedenen Flächenverhältnissen geordnet. Die Zahlenbezeichnungen hinter den betreffenden Propellernummern bedeuten:

$\frac{\text{Dickenverhältnis} \times \text{Flächenverhältnis}}{\text{Steigungsverhältnis}}$;

alle in Prozenten, z. B. beim ersten Propeller Nr. 63:

$\frac{5,22 \times 25}{60}$ d. i.

*) Vorsteher der Schiffbauabteilung der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin, und Privaldozent an der Kgl. Techn. Hochschule, Berlin.

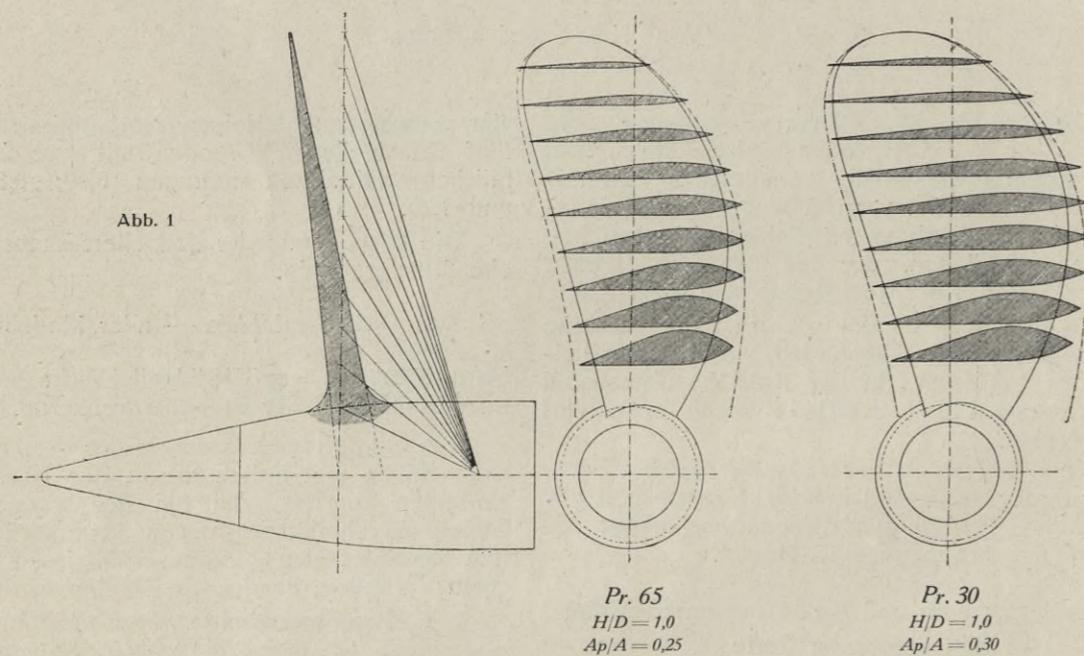
- 5,22% Dickenverhältnis $\frac{\delta_i}{D}$;
- 25% Flächenverhältnis $\frac{A_p}{A}$;
- 60% Steigungsverhältnis H/D.

B. Methode der Untersuchung zur Bestimmung des reinen Propellerwirkungsgrades η_p auf Grund von Fahrtversuchen mit Propellermodellen allein, d. h. ohne Schiffsmodell.

Der reine Wirkungsgrad eines freifahrenden, d. h. ohne Schiff arbeitenden Propellers ist gleich

in einer Tiefe der Mitte Welle von 120 mm unter der Wasseroberfläche, einer Strecke, welche also gleich dem Propellerdurchmesser D entsprach, untersucht. Durch Messung von Schub, Drehmoment und Tourenzahl ergab sich der betreffende Wirkungsgrad für das jedesmalige Slipverhältnis. Die Werte von Propellerschub, Drehmoment und Wirkungsgrad des in Abb. 3 dargestellten Grundpropellers Nr. 30, aus welchem alle übrigen der Serie A gesehmäßig von einander abgeleitet wurden, sind in den Versuchsdiagrammen Abb. 4 durch drei Kurven der Konstanten c_1, c_2, c_3 gegeben, deren Ableitung folgendermaßen vorgenommen worden ist:

Versuchsserie A: Dickenverhältnis $\frac{\delta_i}{D} = 5,22\%$; — Steigungsverhältnisse H/D



Unter der Bezeichnung $\frac{nH - V_e}{nH} = s_n$ versteht man den nominellen Slip eines freifahrenden Propellers im Gegensatz zu dem wirklichen oder wirksamen $s_w = \frac{n \cdot H_w - V_e}{nH_w}$, der in der Regel einen größeren Betrag als der nominelle hat, da die wirksame Steigung des Propellerflügels H_w infolge der Krümmung der Rückseite größer als die nominelle H, d. h. die mathematische Steigung der Propellerdruckseite ist. Von beiden ist noch der sogenannte scheinbare Slip $s_s = \frac{nH - V_m}{nH}$,

$$S = c \cdot \frac{\gamma}{g} D^2 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot s_n n^2 H^2;$$

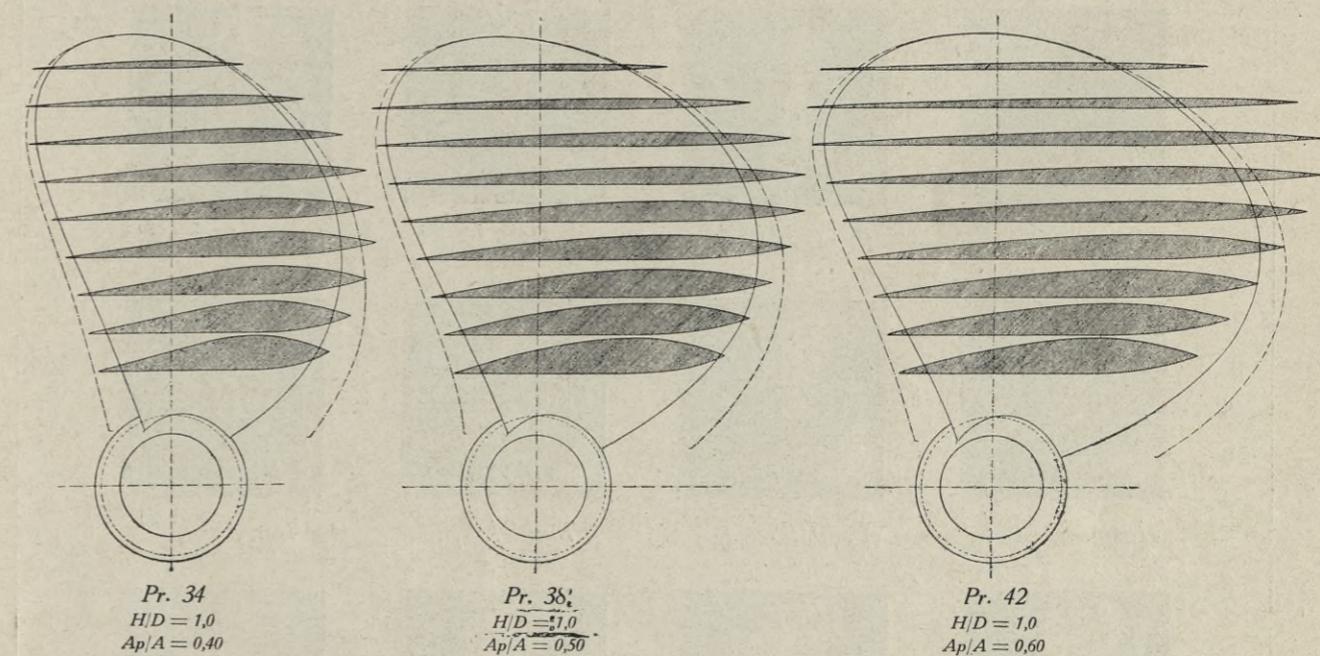
$$\frac{S}{D^2 \cdot H^2 n^2} = \left(c \cdot \frac{\gamma}{g} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot s_n \right) = c_1.$$

Die Schubkonstante c_1 ist also nur abhängig vom Slip s_n und als eine Funktion in den Diagrammen eingetragen. Ein gleiches ist mit der Momentenkonstanten

$$c_2 = \frac{M}{D^2 H^3 n^2}$$

geschehen, welche, wie in folgendem gezeigt werden soll, nach dem Aehnlichkeitsgesetz bei gleichem Slip ebenfalls für alle ähnlichen Propeller beliebiger

= 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; — Flächenverhältnisse $A_p/A = 0,25; 0,30; 0,40; 0,50; 0,60$. Anzahl der Flügel $Z = 3$.



dem Verhältnis der geleisteten nutzbaren Schubarbeit zu der aufgewandten Dreharbeit.

$$\eta_p = \frac{S \cdot V_e}{2 \pi n M};$$

- S = Propellerschub in kg;
- V_e = Fahrtgeschwindigkeit in m/sec beim Schleppen des Propellers ohne Schiff = nomineller Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller beim Arbeiten hinter dem Schiff = Schiffsgeschwindigkeit vermindert den um Nachstrom.
- $S \cdot V_e$ = nutzbare Schubarbeit in mkg;
- n = Tourenzahl pro Sekunde;
- M = Drehmoment in mkg;
- $2 \pi n M$ = aufgewandte Dreharbeit in mkg;

Die Modellpropeller wurden durchweg mit der konstanten Tourenzahl von 15/sec bei verschiedenen Fahrtgeschwindigkeiten frei ohne Schiffsmodell

Der Propellerschub ist nach fast allen Propellertheorien in kg

$$S = c \cdot \frac{\gamma}{g} \cdot A \cdot n H (n H - V_e);$$

- γ = spezifisches Gewicht des Wassers = 1000;
- g = Erdbeschleunigung = 9,81;
- $A = \frac{D^2 \pi}{4}$ = Schraubendiskfläche in m²;
- n = Tourenzahl/Sek.;
- H = Konstruktionssteigung des Propellers in m;
- m = mathematische Steigung der Propellerdruckseite;
- V_e = Fahrtgeschwindigkeit in m/sec;
- c = Konstante, die bei allen ähnlichen Propellern für gleiches Slipverhältnis gleich groß, sonst aber abhängig von Flügelform, Flügelquerschnitt, Flügelzahl, Steigungs- und Flächenverhältnis ist.

(V_m = Schiffsgeschwindigkeit in m/sec) zu unterscheiden, der den prozentualen Fortschritt des Propellers gegenüber der Schiffsgeschwindigkeit ohne Berücksichtigung des Nachstromes ausdrückt. Der nominelle Slip steht mit dem scheinbaren in folgender Beziehung:

$$s_n = \frac{nH - V_e}{nH};$$

- $V_e = V_m (1 - w)$;
- w = Nachstromziffer;
- $s_n = \frac{nH - V_m}{nH} + \frac{w V_m}{nH}$;
- $s_n = s_s + \frac{w V_m}{nH}$.

Setzt man in die Propellerschubgleichung $(nH - V_e) = s_n \cdot nH$ ein, so erhält man

Dimension gleich groß sein muß. Da nämlich nach obigem $\frac{S \cdot V_e}{2 \pi n M} = \eta_p$ und $V_e = nH(1 - s_n)$ ist, so ergibt sich

$$\frac{S \cdot nH(1 - s_n)}{2 \pi n M} = \eta_p;$$

$$M = S \cdot \frac{H}{2 \pi} \cdot \frac{1 - s_n}{\eta_p};$$

nach dem Aehnlichkeitsgesetz liegt bei gleichem Slip s_n gleicher Wirkungsgrad η_p vor, daher ist $\frac{1 - s_n}{\eta_p}$ eine Konstante, also $M = c \cdot S \cdot \frac{H}{2 \pi}$;

$$S = c_1 \cdot n^2 D^2 H^2;$$

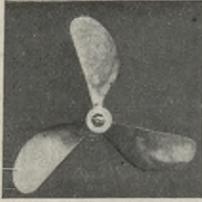
mithin

$$M = \left(\frac{c \cdot c_1}{2 \pi} \right) \cdot n^2 D^2 H^3 = c_2 \cdot n^2 D^2 H^3;$$

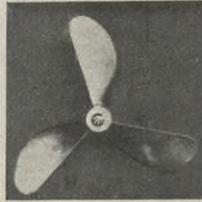
Systematische Propellerversuche

Versuchs-Serie A

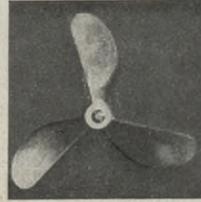
5,22% Dickenverhältnis



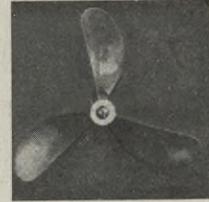
Prop. 63 $\frac{5,22 \times 25}{60}$



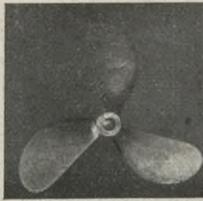
Prop. 64 $\frac{5,22 \times 25}{80}$



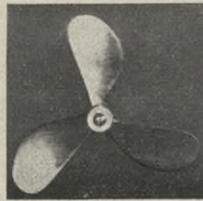
Prop. 65 $\frac{5,22 \times 25}{100}$



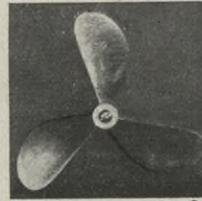
Prop. 66 $\frac{5,22 \times 25}{120}$



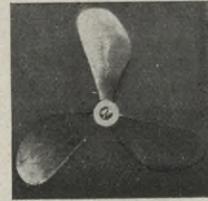
Prop. 28 $\frac{5,22 \times 30}{60}$



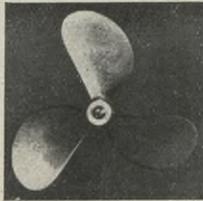
Prop. 29 $\frac{5,22 \times 30}{80}$



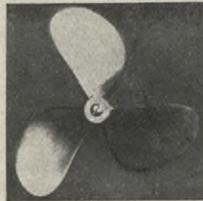
Prop. 30 $\frac{5,22 \times 30}{100}$



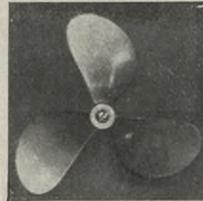
Prop. 31 $\frac{5,22 \times 70}{120}$



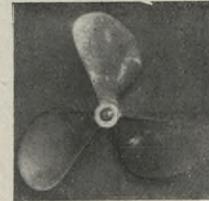
Prop. 32 $\frac{5,22 \times 40}{60}$



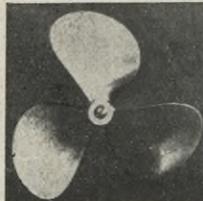
Prop. 33 $\frac{5,22 \times 40}{80}$



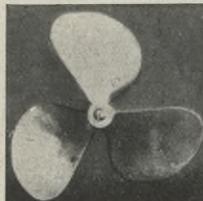
Prop. 34 $\frac{5,22 \times 40}{100}$



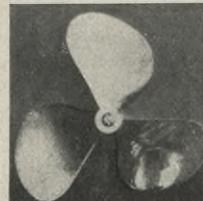
Prop. 35 $\frac{5,22 \times 40}{120}$



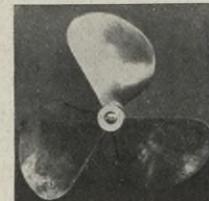
Prop. 36 $\frac{5,22 \times 50}{60}$



Prop. 37 $\frac{5,22 \times 50}{80}$



Prop. 38 $\frac{5,22 \times 50}{100}$



Prop. 39 $\frac{5,22 \times 50}{120}$



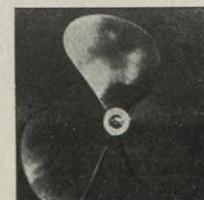
Prop. 40 $\frac{5,22 \times 60}{60}$



Prop. 41 $\frac{5,22 \times 60}{80}$



Prop. 42 $\frac{5,22 \times 60}{100}$



Prop. 43 $\frac{5,22 \times 60}{120}$

Abb. 2

Abgebremste Wellenpferdestärken:

$$\text{WPS} = \frac{2 \text{ n M}}{75}$$

Der reine Propellerwirkungsgrad muß wieder sein

$$\eta_p = \frac{\text{SPS}}{\text{WPS}}$$

Von diesem so definierten reinen Propellerwirkungsgrad η_p ist, beim Arbeiten des Propellers hinter dem Schiff der sogenannte Gesamtwirkungs-

grad der Propulsion $\eta = \frac{\text{EPS}}{\text{WPS}}$, das Verhältnis der

effektiven Schlepppferdestärken EPS, die zur Ueberwindung des reinen Widerstandes W des Schiffes erforderlich sind, zu den abgebremsten Wellenpferden der Maschine zu unterscheiden.

$$\text{EPS} = \frac{W \cdot V_m}{75};$$

W = Schiffswiderstand des Schiffes (ohne Schrauben) in kg bei der (Schlepp-) Geschwindigkeit V_m in m/sec.

Zur Ueberwindung des Schiffswiderstandes W müssen die Propeller einen Gesamtschub S ausüben, der um den Betrag des Soges größer als der erstere ist.

$$S(1-t) = W;$$

$$S = \frac{W}{1-t};$$

$$t = \text{Sogziffer.}$$

Der Gütegrad der Sogbeeinflussung ist durch das Verhältnis $\frac{W}{S} = 1-t = \eta_t$ gekennzeichnet.

Die Propeller arbeiten hinter dem Schiff bei einer Wasserzuflußgeschwindigkeit V_e , die infolge des Nachstromes kleiner als die Schiffsgeschwindigkeit ist und mit dieser in folgender Beziehung steht:

$$V_e = V_m(1-w); \quad V_m = \text{Schiffsgeschwindigkeit in m/sec;}$$

$$w = \text{Nachstromziffer.}$$

Die effektiven Propellerschubpferdestärken betragen daher $\text{SPS} = \frac{S \cdot V_e}{75}$, während sie für den gleichen Schub ohne Vorhandensein des Nachstromes $\frac{S \cdot V_m}{75}$ wären.

Mithin ist die Wirkung des Nachstromes durch das Verhältnis $\frac{V_m}{V_e} = \frac{1}{1-w} = \eta_w$ gekennzeichnet.

Der reine Propellerwirkungsgrad η_p schließlich ist gleich dem Verhältnis der effektiven Propellerschubpferdestärken SPS zu den abgebremsten Wellenpferdestärken WPS

$$\eta_p = \frac{\text{SPS}}{\text{WPS}}$$

Folglich ist der Gesamtwirkungsgrad der Propulsion η gleich dem Produkt der drei einzelnen Faktoren:

$$1. \quad \eta_p = \frac{\text{SPS}}{\text{WPS}} = \text{reiner Propellerwirkungsgrad;}$$

$$2. \quad \eta_t = \frac{W}{S} = 1-t = \text{Einflußgrad des Propellersoges;}$$

$$3. \quad \eta_w = \frac{V_m}{V_e} = \frac{1}{1-w} = \text{Einflußgrad des Nachstromes.}$$

$$\text{Mithin } \eta = \eta_p \cdot \eta_t \cdot \eta_w = \frac{\text{SPS}}{\text{WPS}} \cdot \frac{W}{S} \cdot \frac{V_m}{V_e} = \eta_p \cdot \frac{1-t}{1-w}$$

Hierin ist durch das Produkt

$$\eta_t \cdot \eta_w = \frac{W}{S} \cdot \frac{V_m}{V_e} = \frac{1-t}{1-w} = \eta_s$$

der Einflußgrad von Sog und Nachstrom auf den Gesamtwirkungsgrad der Propulsion η gekennzeichnet. Die Werte von η_s geben einen Maßstab für die Zweckmäßigkeit der gewählten Schiffsförm, soweit ein günstiges Arbeiten der Propeller in Frage kommt.

Der Gesamtwirkungsgrad der Propulsion η selbst, ist, wie nochmals hervorgehoben werden soll, gleich dem Verhältnis der effektiven Schlepppferdestärken EPS zu den abgebremsten Wellenpferdestärken WPS:

$$\eta = \frac{\text{EPS}}{\text{WPS}}, \text{ was auch aus obiger Analyse hervorgeht;}$$

$$\eta = \frac{\text{SPS}}{\text{WPS}} \cdot \frac{W}{S} \cdot \frac{V_m}{V_e};$$

$$\text{SPS} = \frac{S \cdot V_e}{75};$$

$$\eta = \frac{S \cdot V_e}{75} \cdot \frac{1}{\text{WPS}} \cdot \frac{W}{S} \cdot \frac{V_m}{V_e};$$

$$\eta = \frac{W \cdot V_m}{75} \cdot \frac{1}{\text{WPS}};$$

$$\frac{W \cdot V_m}{75} = \text{EPS};$$

$$\eta = \frac{\text{EPS}}{\text{WPS}}$$

C. Diagramme der Versuchsergebnisse.

Die aus den systematischen Propeller-Versuchen der Serie A nach obiger Auswertungsmethode unmittelbar festgestellten Resultate sind in den Diagrammen Abb. 5 bis 9 in Form der von den absoluten Abmessungen der Propeller unab-

hängigen Schubkonstanten $c_1 = \frac{S}{n^2 D^2 H^2}$ und Mo-

mentenkonstanten $c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3}$ sowie der zu-

Königliche Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau Berlin.

Abteilung Schiffbau.

Propeller-Modell Nr. 32, 33, 34, 35

Art: Systematische Propelleruntersuche

Art: 4. Flächenverhältnis A_p/A - 40%

Versuche mit freiführendem Modell-Propeller:

Umdrehung constant = 18 /sec

in 190 cm - 1/2 D Tiefe d. Mittl. Welle unter Wasser

Art: 4.	A_p/A	40%
Gruppe	40% Flächenverhältnis	4%

Daten der Modell-Propeller:

- a. Nuten-Durchmesser 120 mm
- b. Nuten-Durchmesser 0.18%
- c. Nuttieftiefe 0.06-1.2
- d. Nuttieftiefe 0.7884
- e. Nuttieftiefe 0.40
- f. Nuttieftiefe 0.40
- g. Nuttieftiefe 0.40
- h. Nuttieftiefe 0.40

- A. abgewinkeltes Flügelschiff / A
- B. abgewinkeltes Flügelschiff / B
- C. abgewinkeltes Flügelschiff / C
- D. abgewinkeltes Flügelschiff / D
- E. abgewinkeltes Flügelschiff / E
- F. abgewinkeltes Flügelschiff / F
- G. abgewinkeltes Flügelschiff / G
- H. abgewinkeltes Flügelschiff / H
- I. abgewinkeltes Flügelschiff / I
- J. abgewinkeltes Flügelschiff / J
- K. abgewinkeltes Flügelschiff / K
- L. abgewinkeltes Flügelschiff / L
- M. abgewinkeltes Flügelschiff / M
- N. abgewinkeltes Flügelschiff / N
- O. abgewinkeltes Flügelschiff / O
- P. abgewinkeltes Flügelschiff / P
- Q. abgewinkeltes Flügelschiff / Q
- R. abgewinkeltes Flügelschiff / R
- S. abgewinkeltes Flügelschiff / S
- T. abgewinkeltes Flügelschiff / T
- U. abgewinkeltes Flügelschiff / U
- V. abgewinkeltes Flügelschiff / V
- W. abgewinkeltes Flügelschiff / W
- X. abgewinkeltes Flügelschiff / X
- Y. abgewinkeltes Flügelschiff / Y
- Z. abgewinkeltes Flügelschiff / Z

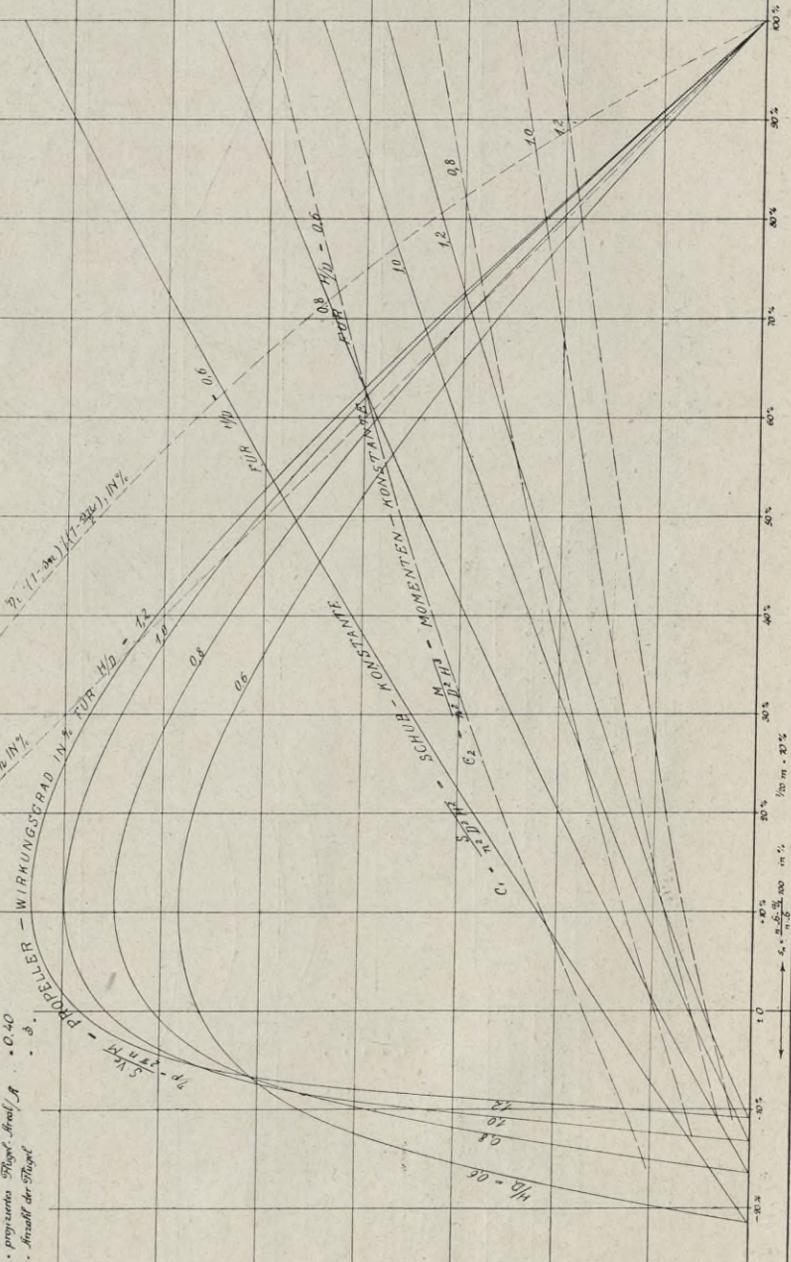
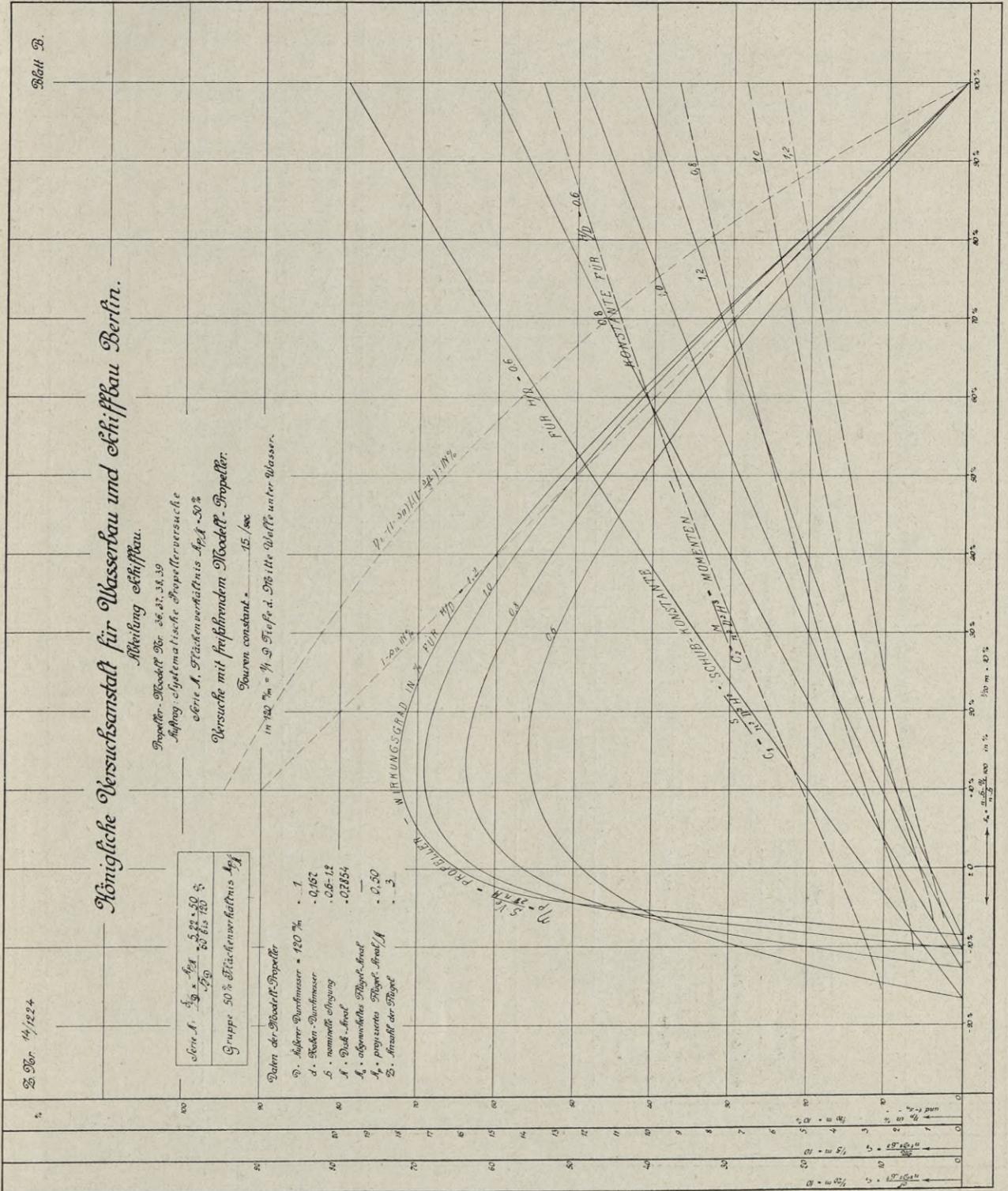


Abb. 7

weg um so größer, je größer die Flächenverhältnisse sind.

Die Maximalwerte von η_p erreichen bei gleichen Flächenverhältnissen durchweg, und zwar in starkem Grade, einen um so größeren Wert, je höher die Steigungsverhältnisse sind, und bei gleichen Steigungsverhältnissen, allerdings in wesentlich geringem Maße, einen um so höheren, je kleiner die Flächenverhältnisse sind.

Bei den höheren Slipverhältnissen überschreiten die Propellerwirkungsgrade zum Teil die Werte von $(1 - s_n)$, erreichen dagegen nicht die als der sogenannten idealen $\eta_i = \frac{1 - s_n}{1 - 1/2 s_n}$.



Zu letzterem wäre kurz folgendes zu bemerken:

Es ist der Wirkungsgrad $\eta_p = \frac{S \cdot V_e}{2 \pi n M}$.

Macht man die vielfach übliche (fälschliche) Annahme, daß die Beziehung von Drehkraft M am Radius 1 zum Propellerschub S bei hohem Slip d. h. großem Zustromwinkel des Wassers zur

Ebene des Flügelblattes, unter Vernachlässigung des Eigenwiderstandes des letzteren, durch einfache Kräftezerlegung annähernd mit dem Verhältnis $\frac{H}{2\pi}$ eingesetzt werden darf, so würde sein:

$$\eta_p = \frac{V_e}{2 \pi n} \cdot \frac{2 \pi}{H} = \frac{V_e}{n \cdot H}$$

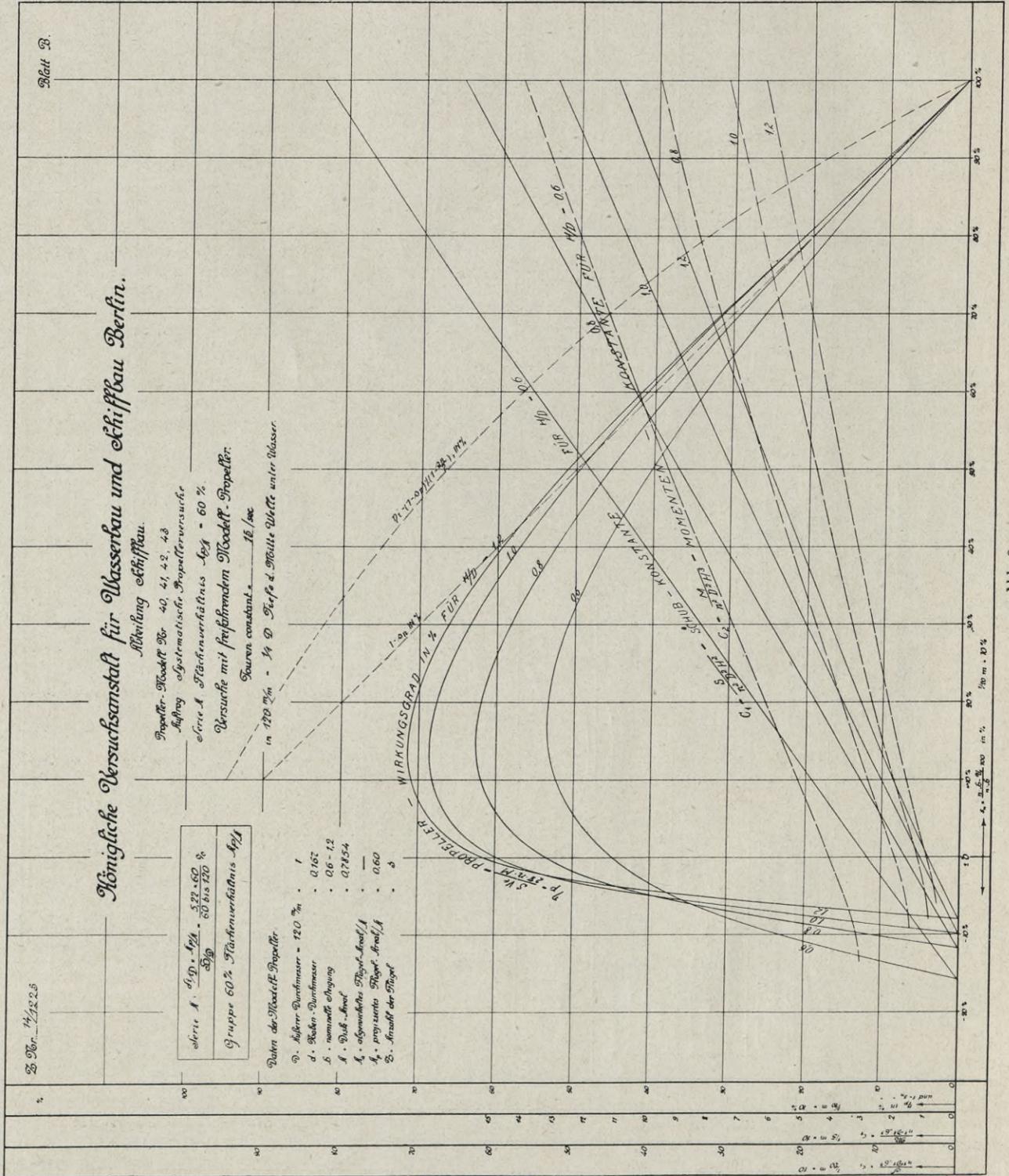


Abb. 9

$$V_e = nH(1 - s_n);$$

$$\eta_p = 1 - s_n.$$

Die Ableitung für den Wirkungsgrad η_i eines idealen Propellers kann unter alleiniger Berücksichtigung des Slipverlustes folgendermaßen vorgenommen werden:

Der Schub, welchen ein solcher Propeller ausüben würde, ist gleich der Masse M des bewegten Wassers, multipliziert mit der Geschwindigkeitsänderung dV an derselben.

$$S = M \cdot dV;$$

$$S = \text{Propellerschub in kg};$$

$$M = \text{Masse des bewegten (durchfließenden) Wassers} = \frac{\gamma}{g} \cdot A \cdot V_a;$$

$$\gamma = \text{spezifisches Gewicht des Wassers} = 1000;$$

$$g = \text{Erdbeschleunigung pro Sek.} = 9,81;$$

$$A = \text{Diskareal der Schraubenfläche}$$

$$= \frac{D^2 \pi}{4} \text{ in } \text{qm};$$

$$D = \text{Propellerdurchmesser in m};$$

$$V_a = \text{nominelle Austrittsgeschwindigkeit des Wassers aus dem Propeller in m/sec};$$

$$dV = V_a - V_e;$$

$$V_e = \text{nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller in m/sec gleich der}$$

Fahrtgeschwindigkeit eines isolierten, d. h. frei ohne Schiff fahrenden Propellers = Schiffsgeschwindigkeit vermindert um den Nachstrom.

Nußbare Schubarbeit des Propellers

$$S \cdot V_e = \frac{\gamma A \cdot V_a}{g} \cdot (V_a - V_e) \cdot V_e.$$

Durch Beschleunigung des durchfließenden Wassers verlorene Arbeit:

$$\frac{M}{2} \cdot dV^2 = \frac{\gamma A}{g} \cdot V_a \cdot \frac{(V_a - V_e)^2}{2}$$

Aufgewandte Arbeit in Summe:

$$\frac{\gamma A \cdot V_a}{g} (V_a - V_e) \cdot V_e + \gamma \frac{A \cdot V_a}{g} \frac{(V_a - V_e)^2}{2}$$

Idealer Propellerwirkungsgrad:

$$\frac{\gamma \cdot A \cdot V_a (V_a - V_e) \cdot V_e}{g}$$

$$\eta_i = \frac{\gamma A \cdot V_a (V_a - V_e) V_e + \gamma A \cdot V_a \frac{(V_a - V_e)^2}{2}}{\frac{\gamma A \cdot V_a (V_a - V_e) \cdot V_e + \gamma A \cdot V_a \frac{(V_a - V_e)^2}{2}}$$

$$\eta_i = \frac{2 V_e}{2 V_e + (V_a - V_e)} = \frac{2 \cdot V_e}{V_e + V_a};$$

$$\eta_i = \frac{2 \cdot V_e}{V_e + V_a}$$

V_a muß immer größer als V_e sein, wenn positiver Schub erzeugt werden soll. Je geringer V_a , die Austrittsgeschwindigkeit des Wassers, desto besser der Wirkungsgrad. Ist V_a recht klein und

annähernd gleich V_e , so nähert sich der ideale Wirkungsgrad

$$\eta_i = \frac{2 \cdot V_e}{V_e + (V_e + d V_e)} \text{ dem Werte } 1.$$

In diesem Falle wird aber auch nur ein unendlich kleiner nußbarer Schub erzeugt. Es kommt jedoch darauf an, einen bestimmten verlangten Schub bei einem noch günstigen Wirkungsgrad zu erzielen.

$$S = \frac{\gamma A \cdot V_a}{g} (V_a - V_e);$$

$$V_a (V_a - V_e) = \frac{S \cdot g}{\gamma \cdot A};$$

$$V_a^2 - V_a \cdot V_e = \frac{S \cdot g}{\gamma \cdot A};$$

$$V_a = + \frac{V_e}{2} \pm \sqrt{\frac{V_e^2}{4} + \frac{S \cdot g}{\gamma \cdot A}};$$

Die negative Wurzel ergibt für V_a einen negativen Wert, ist daher unbrauchbar.

$$\therefore V_a = \frac{V_e}{2} + \sqrt{\frac{V_e^2}{4} + \frac{S \cdot g}{\gamma \cdot A}};$$

$$\eta_i = \frac{2 V_e}{V_e + V_a} = \frac{2 V_e}{V_e + \frac{V_e}{2} + \sqrt{\frac{V_e^2}{4} + \frac{S \cdot g}{\gamma \cdot A}}};$$

$$\eta_i = \frac{4 V_e}{3 V_e + \sqrt{V_e^2 + \frac{4 \cdot S \cdot g}{\gamma \cdot A}}}$$

$$\eta_i = \frac{4}{3 + \sqrt{\frac{4 S \cdot g}{\gamma \cdot A \cdot V_e^2} + 1}} = \text{idealer Wirkungsgrad.}$$

Letzterer ist hiernach eine Funktion von $\frac{S}{A \cdot V_e^2}$,

oder für A den Wert von $D^2 \cdot \frac{\pi}{4}$ ($D = \text{Propellerdurchmesser in m}$) eingeführt, eine solche von $\frac{S}{D^2 \cdot V_e^2}$, da alle übrigen Größen Konstante sind.

Wie oben abgeleitet, war der ideale Propellerwirkungsgrad auch gleich

$$\eta_i = \frac{2 V_e}{V_e + V_a}.$$

Macht man die Annahme, daß die wirksame Propellersteigung H_w gleich der nominellen H_n d. h. der mathematischen Propellerdruckseite ist, so ist

$$V_a = n \cdot H_n;$$

$$V_e = V_a \cdot (1 - s_n);$$

$$s_n = \text{nomineller Slip};$$

$$\eta_i = \frac{2 V_a (1 - s_n)}{V_a (1 - s_n) + V_a} = \frac{2 (1 - s_n)}{1 - s_n + 1}.$$

$$\therefore \eta_p = \frac{1 - s_n}{1 - \frac{s_n}{2}} = \eta_i = \text{idealer Wirkungsgrad.}$$

Letzterer ist hiernach auch eine Funktion des nominalen Slips und als solche in den Versuchsdiagrammen Fig. 5—9 neben der $1-s_n$ Linie aufgetragen. Wie daraus zu ersehen, überschreiten die versuchstechnisch ermittelten Propellerwirkungsgrade η_p bei hohen Slipverhältnissen zum Teil die $1-s_n$ Linie, erreichen naturgemäß nicht die Kurve des idealen Wirkungsgrades η_i , passen sich dieser aber ziemlich harmonisch an.

D. Auswertung der systematischen Propeller- versuche Serie A für Standproben.

Wenn man auch den in der Praxis vielfach üblichen sogenannten Pfahlproben nur einen beschränkten Wert zusprechen darf, so liefern sie doch für Schlepper, die unter hohen Belastungsgraden d. h. bei kleinen Geschwindigkeiten mit großen Trossenzügen fahren sollen, einen relativen Maßstab zur Beurteilung des Gütegrades der Schrauben. Aus diesem Grunde ist in Folgendem zunächst eine Auswertung der systematischen Propellerversuche Serie A für Standproben vorgenommen worden. Um Trugschlüssen vorzubeugen, die aus den Ergebnissen der Standversuche gezogen werden könnten, mag gleich vorweg die noch später zu erörternde Tatsache angeführt werden, daß, nach den Resultaten der Modellpropellerversuche zu urteilen, gerade diejenigen Propeller, welche bei den Pfahlproben und daher auch bis zu einer gewissen Grenze bei Schleppfahrten die günstigsten Ergebnisse aufweisen, sich für das freifahrende, d. h. ohne Trossenzug belastete und mit höherer Geschwindigkeit fahrende Schiff als die unvorteilhafteren herausstellen werden, so daß man bei der Wahl von Schrauben für Schlepper, die nicht nur im schleppenden Zustande, sondern auch freifahrend ohne Belastung durch den Trossenzug einen den Umständen entsprechenden guten Wirkungsgrad aufweisen sollen, einen Kompromiß zwischen beiden auseinanderstrebenden Anforderungen zu schließen genötigt sein wird.

In den Diagrammen Abb. 10 bis 14 sind die aus den Diagrammen Abb. 5 bis 9 für Standproben ermittelten Resultate der fünf verschiedenen Propeller-Gruppen der Serie A mit gleichen Flächenverhältnissen bei verschiedenen Steigungsverhältnissen in Form des sogenannten Propeller-gütegrades $S./WPS$ sowie der Tourenzahlkonstanten $C_n = n \cdot D$ als Funktion des Durchmesserbelastungsgrades $\frac{\sqrt{S}}{D}$ zusammengestellt.

Bei der Stand- oder Pfahlprobe (100 % Slip) ist für die Tourenzahl n pro Sekunde eines bestimmten Propellermodells der Schub in kg:

$$S = c_1 \cdot n^2 D^2 H^2;$$

und das Drehmoment in mkg:

$$M = c_2 \cdot n^2 D^2 H^3;$$

mithin die abgebremste Wellenpferdestärke

$$WPS = \frac{2 \pi n M}{75} = \frac{2 \pi}{75} \cdot c_2 n^3 \cdot D^2 \cdot H^3;$$

schließlich der Wert des Propellerschubes in kg pro abgebremste Wellenpferdestärke:

$$S./WPS = \frac{75}{2 \pi} \cdot \frac{c_1}{c_2} \cdot \frac{1}{n H};$$

$H/D = k =$ Steigungsverhältnis;

$$H = k \cdot D;$$

folglich

$$S./WPS = \frac{75}{2 \pi} \cdot \frac{c_1}{c_2} \cdot \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{n D};$$

Auf die abgeleitete Beziehung $S./WPS$ -Propellerschub pro abgebremste Wellenpferdestärke ist in Anlehnung an die Praxis aus dem Grunde zurückgegriffen worden, weil dieselbe, und zwar in gewissen Grenzen nicht mit Unrecht, auch einen relativen Maßstab zur Beurteilung des Gütegrades von Schlepperschrauben liefern dürfte, die in der Regel unter hohen Slipverhältnissen (großen Belastungen durch den Trossenzug bei kleinen Schleppgeschwindigkeiten) arbeiten sollen.

Aus der obigen Gleichung läßt sich zunächst der Schluß ziehen, daß das Verhältnis $S./WPS$ um so größer sein wird, je kleiner das Produkt $n \cdot D$ ist, d. h. je kleiner bei gegebenem (beschränktem) Propellerdurchmesser D die Tourenzahl n und je kleiner bei gegebener Tourenzahl n der Durchmesser D gewählt ist. Damit aber ein bestimmtes Propellermodell den verlangten Schub S erzeugt, muß es infolge der Beziehungsgleichung

$$S = c_1 \cdot n^2 D^2 H^2$$

mit der Tourenzahl

$$n = \frac{\sqrt{S}}{\sqrt{c_1}} \cdot \frac{1}{D \cdot H} \text{ arbeiten;}$$

$$H = k \cdot D;$$

folglich

$$n = \frac{\sqrt{S}}{\sqrt{c_1}} \cdot \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{D^2} \text{ oder } n D = \frac{1}{k \cdot \sqrt{c_1}} \cdot \frac{\sqrt{S}}{D};$$

Setzt man diesen Wert von $n \cdot D$ in die oben abgeleitete Gleichung

$$S./WPS = \frac{75}{2 \pi} \cdot \frac{1}{k} \cdot \frac{c_1}{c_2} \cdot \frac{1}{n D} \text{ ein, so erhält}$$

man

$$S./WPS = \left(\frac{75}{2 \pi} \cdot \frac{c_1^{3/2}}{c_2} \right) \cdot \frac{\sqrt{S}}{D}, \text{ wobei die er-}$$

forderliche Tourenkonstante, wie abgeleitet,

$$C_n = n \cdot D = \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{\sqrt{c_1}} \cdot \frac{\sqrt{S}}{D}$$

sein muß.

Wie hieraus zu ersehen, ist bei einem vorliegenden bestimmten Propellermodell sowohl der sogenannte Gütegrad $S./WPS$ für die Standprobe als auch die Tourenzahlkonstante $C_n = nD$ eine einfache Funktion von dem Durchmesserbelastungs-

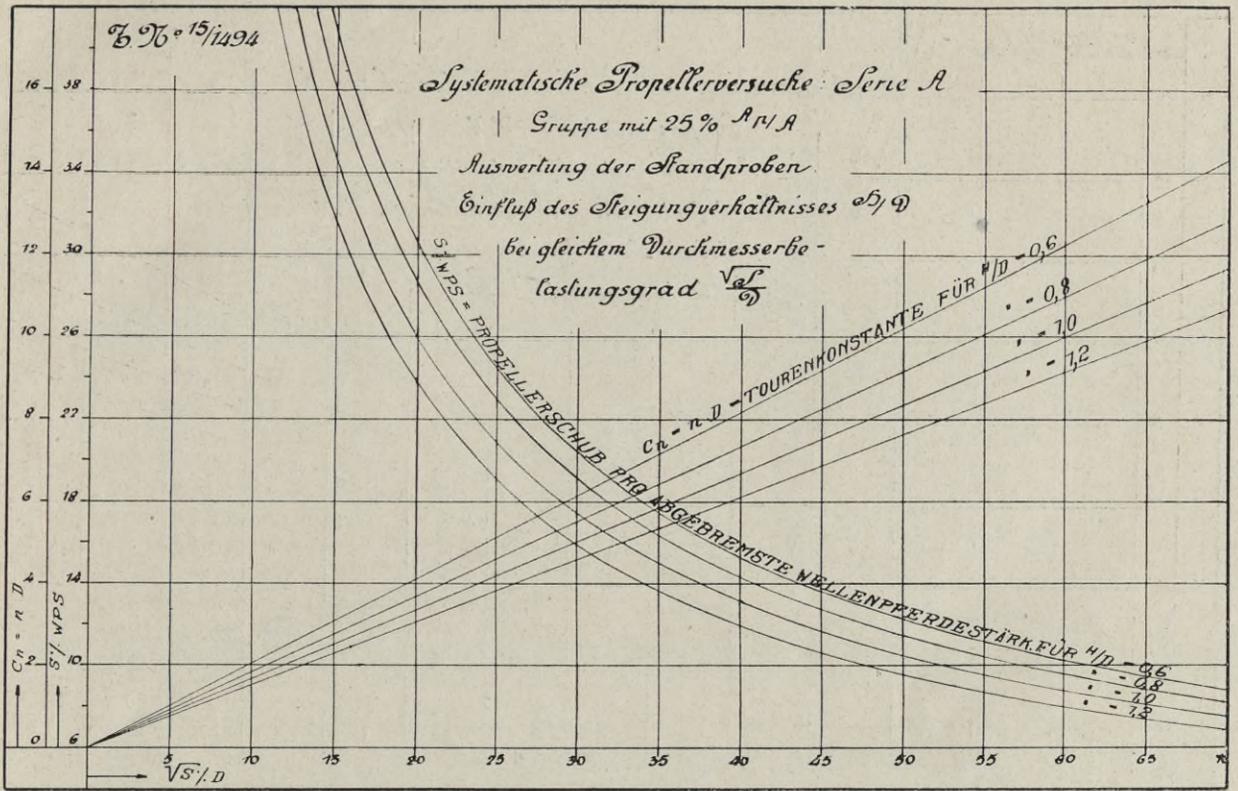


Abb. 10

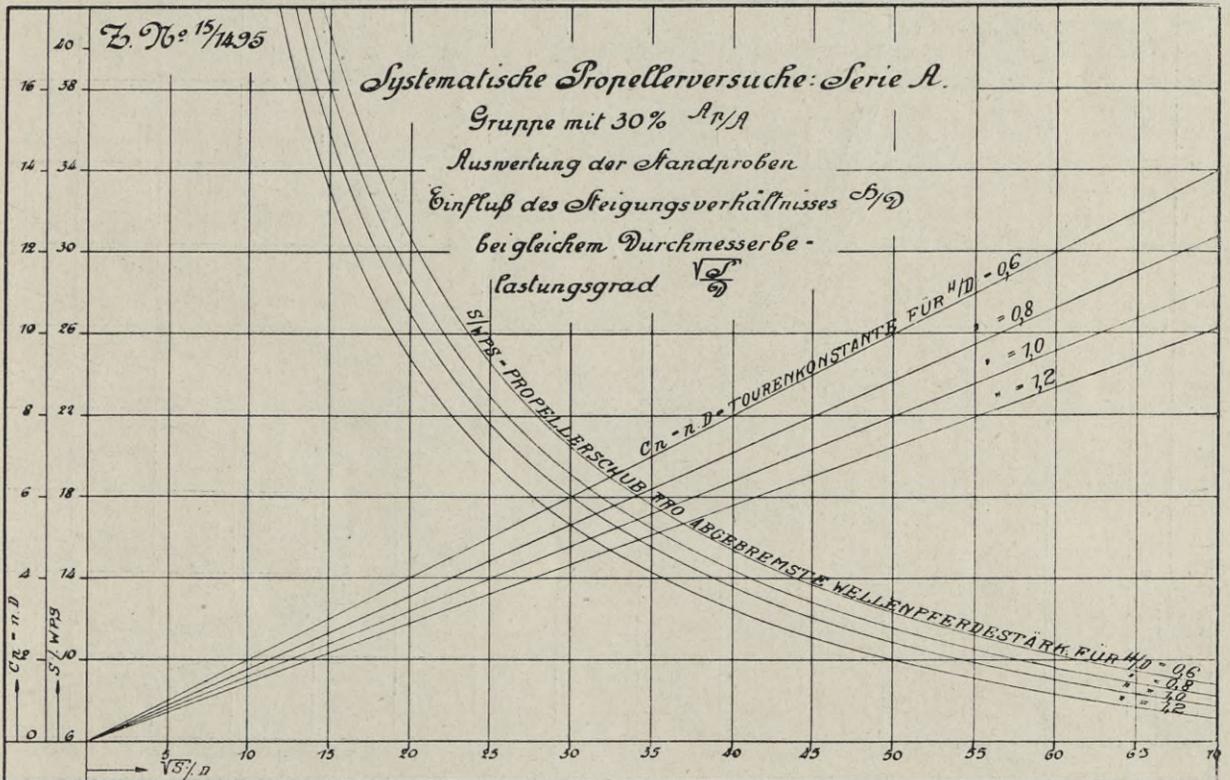


Abb. 11

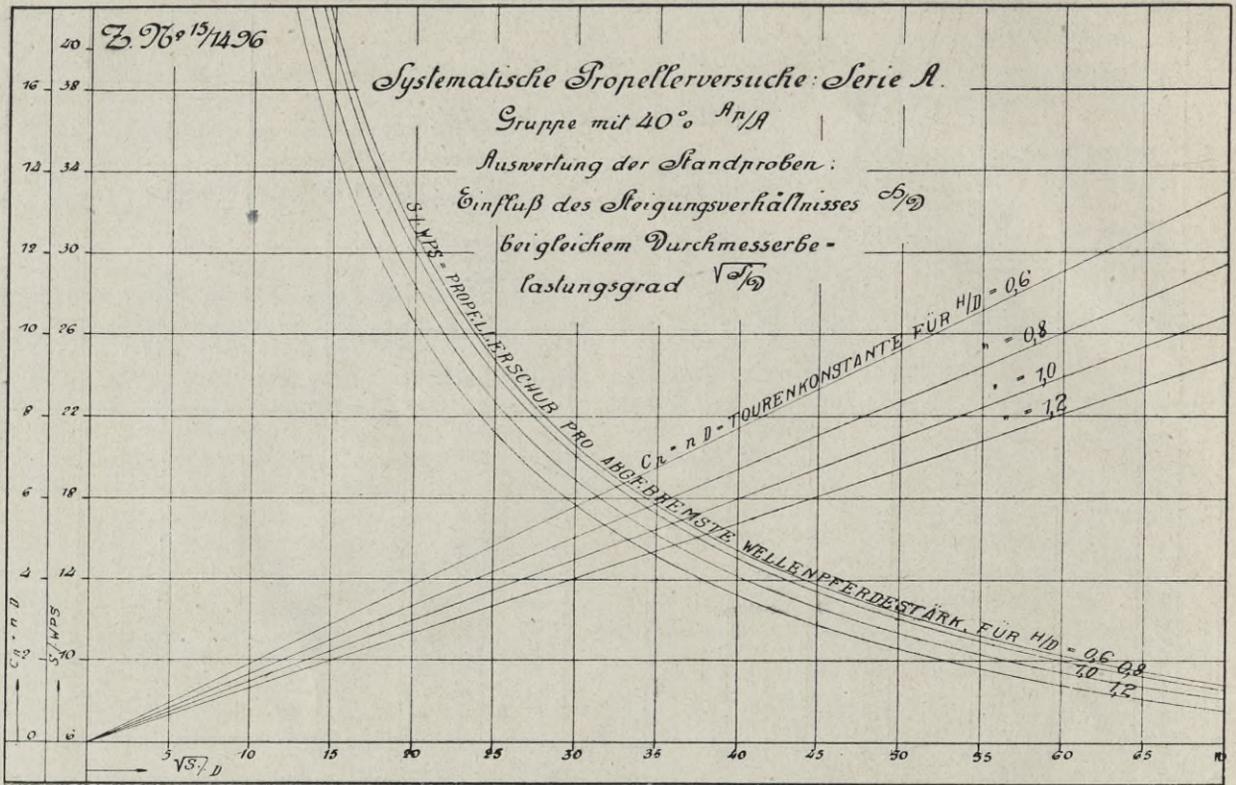


Abb. 12

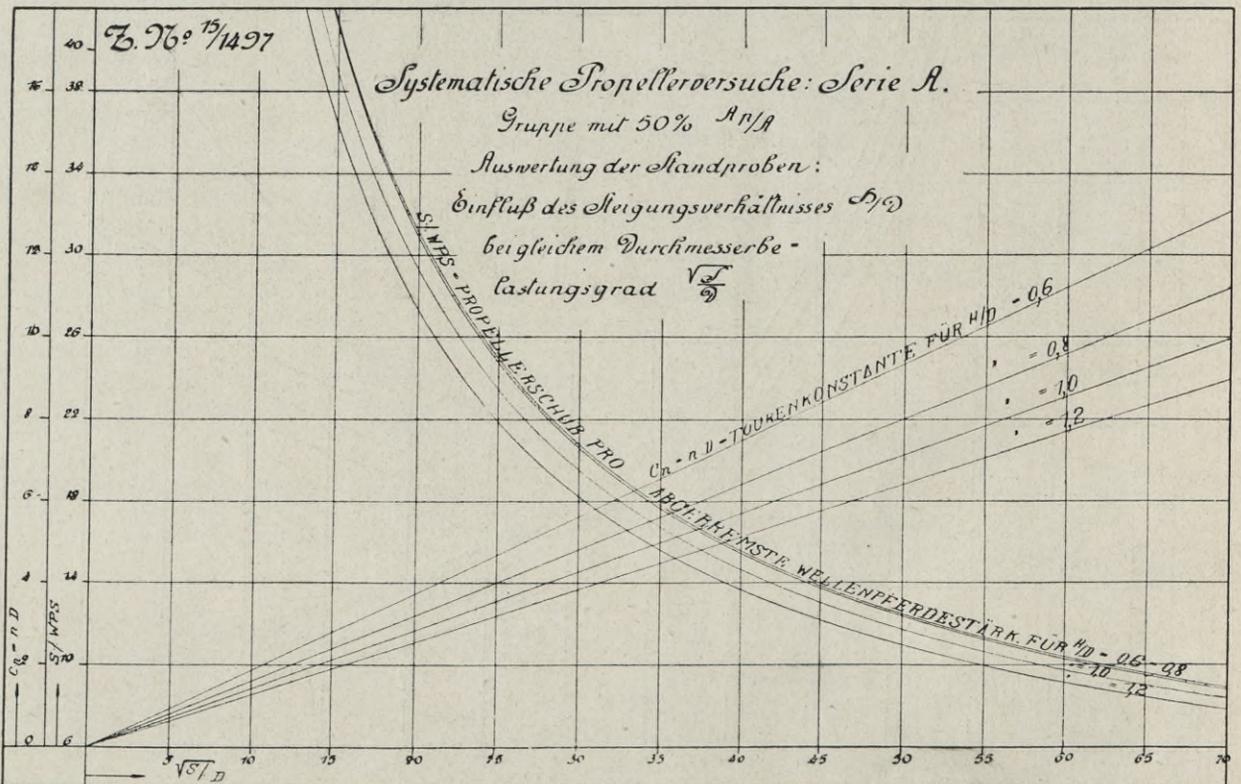


Abb. 13

grad $\frac{\sqrt{S}}{D}$. Während C_n in direktem linearen Verhältnis zu demselben steht, ist $S./WPS$ diesem umgekehrt proportional, so daß die Werte von C_n als Funktion von $\frac{\sqrt{S}}{D}$ aufgetragen, eine von dem Koordinaten-Anfangspunkt ausgehende gerade Linie und die von $S./WPS$ eine Hyperbel ergeben. Soll demnach ein dem untersuchten Modellpropeller genau ähnlicher von bestimmtem Durchmesser in Stand den verlangten Schub S ausüben, so braucht man nur den Abscissenwert $\frac{\sqrt{S}}{D}$ zu ermitteln und kann aus den bei diesem liegenden Ordinatenwerten von $S./WPS$ und $C_n = n \cdot D$ sowohl die erforderlichen abgebremsten Wellenpferdestärken WPS als auch die zugehörige Tourenzahl n errechnen.

Zahlenbeispiel:

Gegeben: Propellerdurchmesser $D = 1,4$ m;

Verlangt: Propellerschub in Stand $S = 2000$ kg mit Propellermodell Nr. 30 von $H/D = 1$ und $A_p/A = 30$ %.

Gesucht: WPS und n .

$$\frac{\sqrt{S}}{D} = \frac{\sqrt{2000}}{1,4} = 31,93;$$

hierfür bestimmen die Diagramme Abb. 11:

$$S./WPS = 17;$$

$$\text{und } nD = 5;$$

folglich beträgt die abgebremste Wellenpferdeleistung

$$WPS = \frac{2000}{17} = 117,5;$$

und die Propellertourenzahl

$$n = \frac{5}{1,4} = 3,57 \text{ ./sec.} = 214 \text{ ./min.}$$

Bei der Uebertragung dieser Modellpropeller-Versuchsergebnisse und deren Auswertung auf das ausgeführte Schiff mag gleich von vorne herein auf folgenden Umstand aufmerksam gemacht werden. Wie bereits erwähnt, wurden die ohne Schiffsmodell untersuchten Modellpropeller in der Kgl. Versuchsanstalt durchweg in einer Tiefenlage der Achse gleich dem Propellerdurchmesser unter der Wasseroberfläche gefahren, so daß ein Lufteinsaugen bei der konstant eingehaltenen Tourenzahl $n = 15/\text{sec.}$ nicht auftrat. Bei ausgeführten Schiffen, namentlich Schleppern dagegen, ist man oft infolge des meistens beschränkten Tiefganges genötigt, die Schrauben so weit der Wasseroberfläche zu nähern, daß bei hohen Belastungsgraden wie sie im Schleppzustande vorliegen, namentlich aber bei der Pfahlprobe, die Möglichkeit des Lufteinsaugens nicht ausgeschlossen ist. In diesem Falle wird eine Diskontinuität in den Verhältnissen eintreten. Die Propeller „brennen durch“ und er-

zeugen bei weiterer Erhöhung der Tourenzahl nicht mehr einen sonst ziemlich gesetzmäßig mit dem Quadrat derselben zunehmenden Schub, sondern meistens einen ganz wesentlich geringeren, der sogar noch kleiner sein kann, als bei bedeutend niedrigen Umdrehungen, bei denen ein Lufteinsaugen noch nicht vorhanden war. Von einer näheren Erörterung dieser Verhältnisse soll der Einheitlichkeit dieser Abhandlung wegen aber vorläufig Abstand genommen, später aber der Nachweis erbracht werden, daß eine Uebertragungsmöglichkeit der Modellpropellerversuchsergebnisse auf das ausgeführte Schiff bis zu dieser Grenze erreichbar ist.

Aus den Diagrammen Abb. 10—14 lassen sich noch folgende Schlußfolgerungen ziehen:

Je größer der Durchmesserbelastungsgrad $\frac{\sqrt{S}}{D}$, d. h. bei gegebenem Propellerdurchmesser der verlangte Schub ist, desto größer ist naturgemäß die Tourenzahlkonstante nD (daher auch die Tourenzahl n selbst) und desto kleiner ist der Propellergütegrad $S./WPS$.

Bei gleichem Durchmesserbelastungsgrad ist die Tourenzahlkonstante und daher auch die Tourenzahl selbst für alle Gruppen von Flächenverhältnissen, wie leicht erklärlich, um so größer, je kleiner die Steigungsverhältnisse sind.

Bei gleichen Durchmesserbelastungsgraden sind die Gütegrade um so höher, je kleiner die Steigungsverhältnisse sind, und zwar prozentual in einem mit Erhöhung der Belastungsgrade immer größer werdenden Maße.

Bei den einzelnen Gruppen mit gleichem Flächenverhältnis ist bei gleichen Belastungsgraden der prozentuale Unterschied in den Gütegraden für verschiedene Steigungsverhältnisse um so größer, je kleiner die Flächenverhältnisse sind.

Um dies noch anschaulicher kenntlich zu machen, sind in den Abb. 15 bis 18 die Ergebnisse der Untersuchungen für die Standproben nochmals für die einzelnen Gruppen von gleichem Steigungsverhältnis aber verschiedenen Flächenverhältnissen ebenfalls als Funktion der Belastungsgrade graphisch zur Darstellung gebracht.

Es geht hieraus ferner noch hervor, daß die Tourenzahlkonstanten und somit auch die Touren selbst bei gleichem $\frac{\sqrt{S}}{D}$, d. h. gleichem Schub bei

gleichem Propellerdurchmesser um so größer sind, je kleiner die Flächenverhältnisse sind.

Folgende Tabelle enthält die aus den Diagrammen der Abb. 10 bis 14 für den bestimmten Belastungsgrad $\frac{\sqrt{S}}{D} = 35$ (d. h. bei 1,5 m Propellerdurchmesser, $S = 1,5^2 \cdot 35^2 = 2760$ kg Schub) entnommenen absoluten Werte der Gütegrade $S./WPS$ für die beiden im Grenzfall untersuchten Steigungsverhältnisse von $H/D = 0,6$ und $1,2$ bei den verschiedenen Flächenverhältnissen A_p/A von 25 bis 60 %;

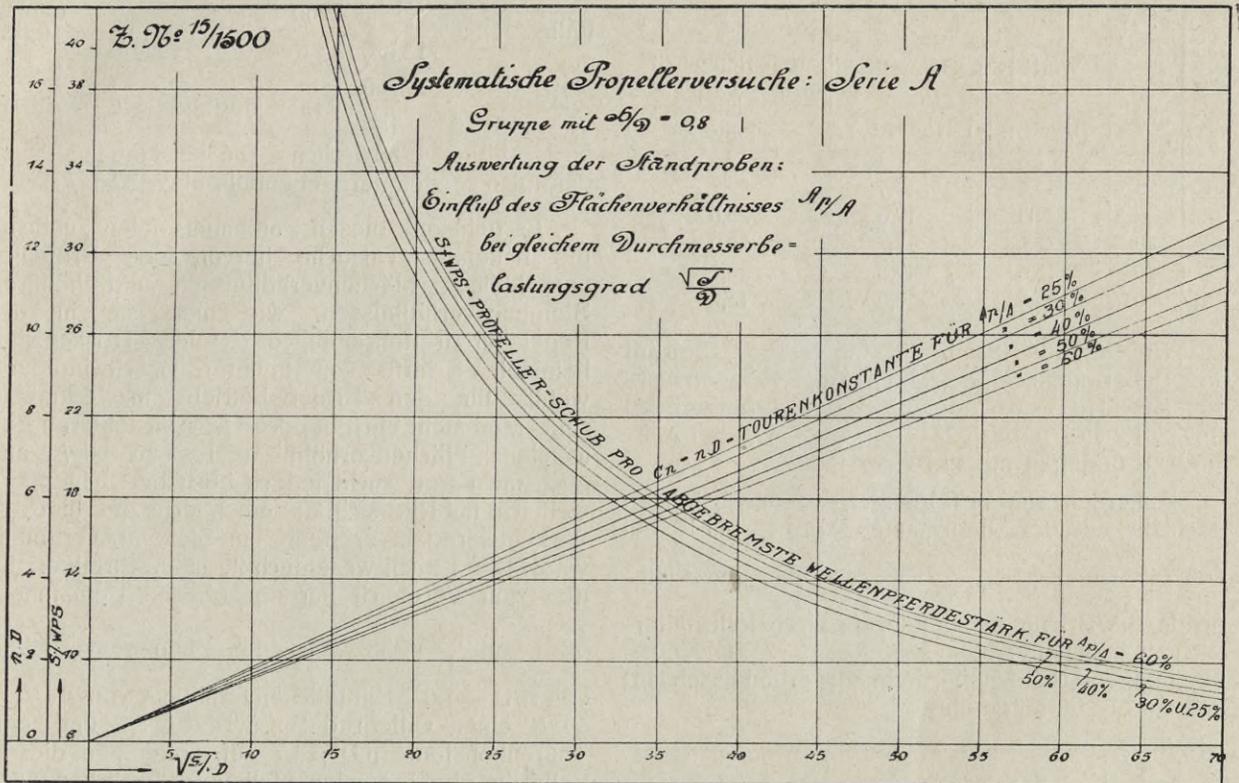


Abb. 16

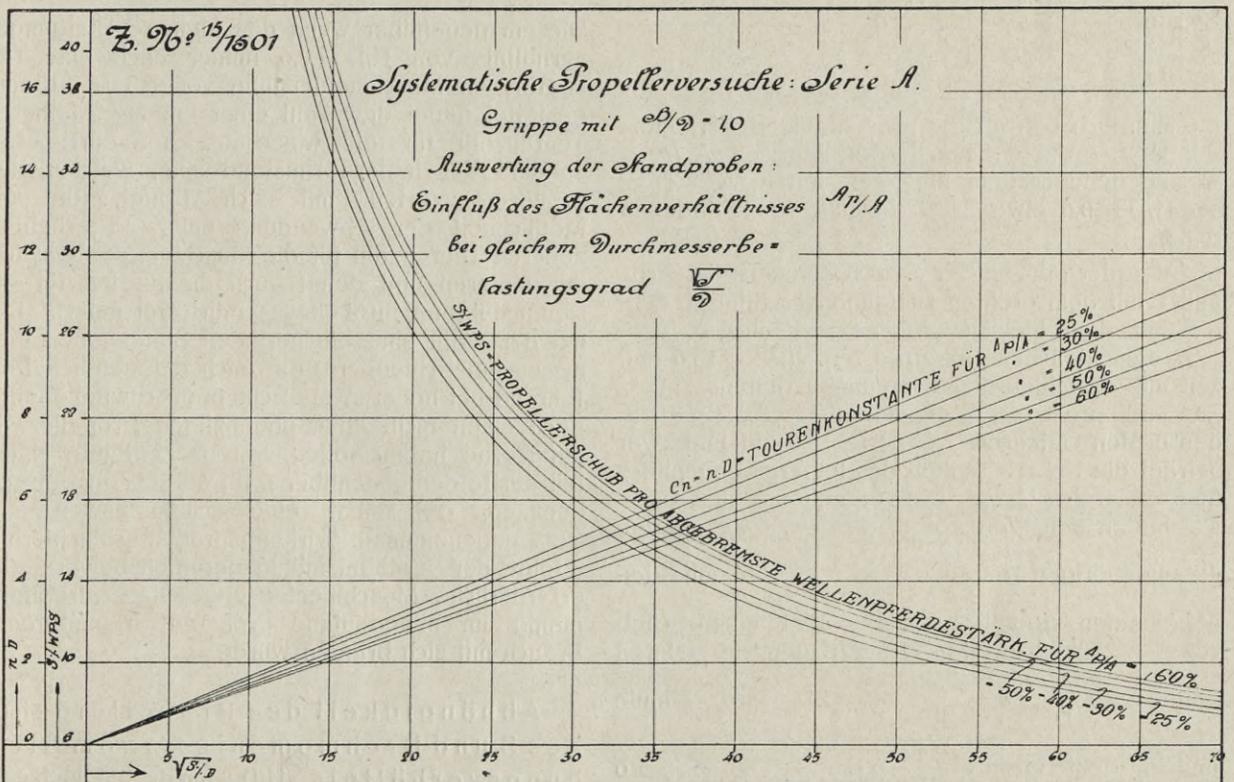


Abb. 17

Nr.	1 A _p /A in %	2 Werte von S./WPS für		4 Ueberlegenheit in % der Spalte 3 gegenüber der Spalte 2
		H/D = 1,2	H/D = 0,6	
1	25	13,6	17,5	28,7
2	30	14,3	17,6	23,0
3	40	15,0	17,7	18,0
4	50	15,6	17,8	14,1
5	60	15,9	18,0	13,2

Wie hieraus (Spalte 4) zu ersehen, beträgt die Ueberlegenheit des kleineren Steigungsverhältnisses H/D = 0,6 gegenüber dem größeren von H/D = 1,2 bei A_p/A = 25 % etwa 28,7 %, bei A_p/A = 60 % dagegen nur noch ca. 13,2 %.

Außerdem sind in folgender Zusammenstellung noch die aus den Diagrammen Abb. 15 bis 18 bei dem Belastungsgrad $\frac{\sqrt{S}}{D} = 35$ entnommenen Gütegrade S/WPS für die beiden im Grenzfall untersuchten Flächenverhältnisse A_p/A = 25 und 60 % bei den verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D von 0,6 bis 1,2 aufgeführt.

Nr.	1 H/D	2 Werte von S./WPS für		4 Ueberlegenheit in % der Spalte 3 gegenüber der Spalte 2
		A _p /A = 25 %	A _p /A = 60 %	
1	0,6	17,5	18,0	2,9
2	0,8	16,5	18,0	9,1
3	1,0	15,0	17,1	14,1
4	1,2	13,6	15,9	16,8

Hiernach beträgt die prozentuale Ueberlegenheit des größeren Flächenverhältnisses A_p/A = 60 % gegenüber dem kleineren von A_p/A = 25 % bei H/D = 0,6 etwa 2,9 % bei H/D = 1,2 dagegen 16,8 %.

Von der ganzen Serie weist demnach der Propeller mit dem größten Steigungsverhältnis H/D = 1,2 und dem kleinsten Flächenverhältnis A_p/A = 25 % den kleinsten Gütegrad S./WPS = 13,6 und der mit dem kleinsten Steigungsverhältnis H/D = 0,6 und größten Flächenverhältnis A_p/A = 60 % den besten Gütegrad S./WPS = 18,0 auf, und zwar beträgt die Ueberlegenheit des letzteren gegenüber dem ersteren 32,5 %. Die Tourenkonstanten C_n = n D haben den Wert von 5,35 bzw. 6,40, so daß die zugehörigen Touren, um bei $\frac{\sqrt{S}}{D} = 35$ mit den betreffenden Propellern von D = 1,5 m einen Schub von S = 2760 kg in Stand zu erzeugen, im ersteren Falle $n = \frac{5,35}{D} \cdot 60 = \frac{5,35}{1,5} \cdot 60 = 214$ pro Minute und im letzteren $n = \frac{6,40}{D} \cdot 60 = \frac{6,40}{1,5} \cdot 60 = 256$ pro Minute betragen müßten. Hierbei wären im ersteren

$$\text{Falle WPS} = \frac{S}{13,6} = \frac{2760}{13,6} = 203 \text{ und im letzteren}$$

$$\text{WPS} = \frac{S}{18,0} = \frac{2760}{18} = 153 \text{ abgebremste Wellenpferdestärken erforderlich. Die Leistungersparnis beträgt also demnach ebenfalls etwa 32,5 \%.$$

Es geht aus diesen Zahlenbeispielen zunächst die bekannte Tatsache hervor, daß Propeller von kleinen Flächenverhältnissen und höheren Steigungsverhältnissen, wie man sie in der Regel für freifahrende, d. h. ohne Trossenzüge belastete Schiffe von höherer Geschwindigkeit wählt, für den Schleppbetrieb unzweckmäßig sind. Man sieht auch in der Praxis für letzteren Fall meistens Flächenverhältnisse bis zu 60 % und noch mehr vor, sucht jedoch auch bei Schleppern vielleicht mit Rücksicht auf einen nicht zu schlechten Wirkungsgrad in Freifahrt ein Steigungsverhältnis von H/D = 1 nicht wesentlich zu unterschreiten. Für den zum Vergleich herangezogenen Belastungsgrad von $\frac{\sqrt{S}}{D} = 35$ weist das Steigungsverhältnis

von H/D = 1,0 beim Flächenverhältnis von A_p/A = 60 % einen Gütegrad S./WPS = 17,1 und eine Tourenkonstante n D = 4,7 auf, so daß in diesem Falle die abgebremsten Wellenpferdestärken WPS

$$= \frac{S}{17,1} = \frac{2760}{17,1} = 162 \text{ und die erforderlichen Touren}$$

$$n = \frac{4,7}{D} \cdot 60 = \frac{4,7}{1,5} \cdot 60 = 188 \text{ pro Minute sein müßten.}$$

Diesem gegenüber weist das kleinere Steigungsverhältnis von H/D = 0,6 immer noch eine Ersparnis an Maschinenleistung von 6,8 % auf und gestattet dabei die Wahl einer um 36 % höheren Tourenzahl für die Maschine. Es dürfte besonders der letztere Umstand sein, welcher den größeren Vorteil mit sich bringt, da die Möglichkeit der Anwendung einer so erheblich höheren Tourenzahl für die Maschine, das Gewicht der letzteren und damit auch die Kosten für die Bauausführung nicht unwesentlich verringert. Der mit der Wahl eines so geringen Steigungsverhältnisses bei Schleppern, die auch gelegentlich freifahrend bei höheren als Schleppgeschwindigkeiten noch einen nicht allzu ungünstigen Propellerwirkungsgrad haben sollen, bereits erwähnte Nachteil dürfte demgegenüber nicht so sehr in Betracht kommen, da selbst eine schätzungsweise zu 30 % angenommene Wirkungsgradverschlechterung infolge der verhältnismäßig geringen bei Freifahrt erforderliche Maschinenleistung einen verhältnismäßig nur unbedeutend größeren Brennstoffverbrauch mit sich bringen würde.

Abhängigkeit des Propellerschubes S und Drehmomentes M vom Steigungsverhältnis H/D und Flächenverhältnis A_p/A bei gleichem Pro-

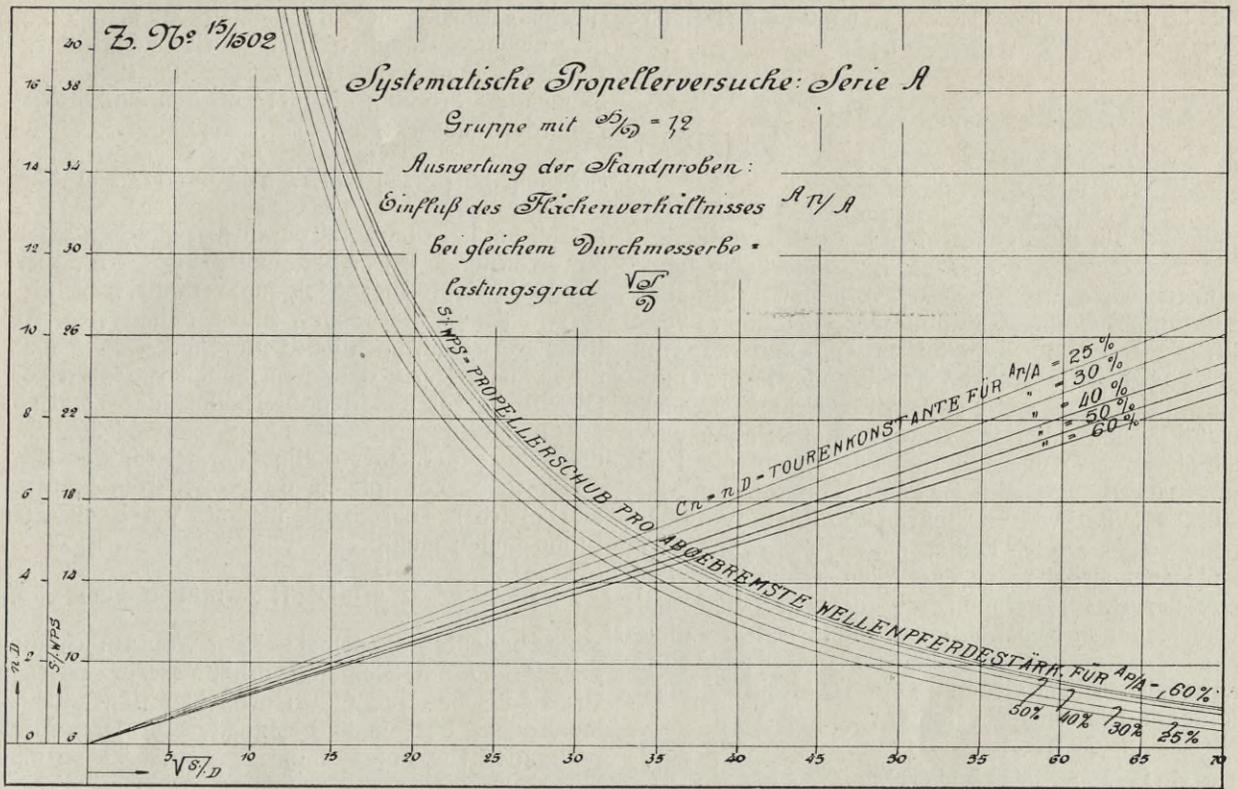


Abb. 18

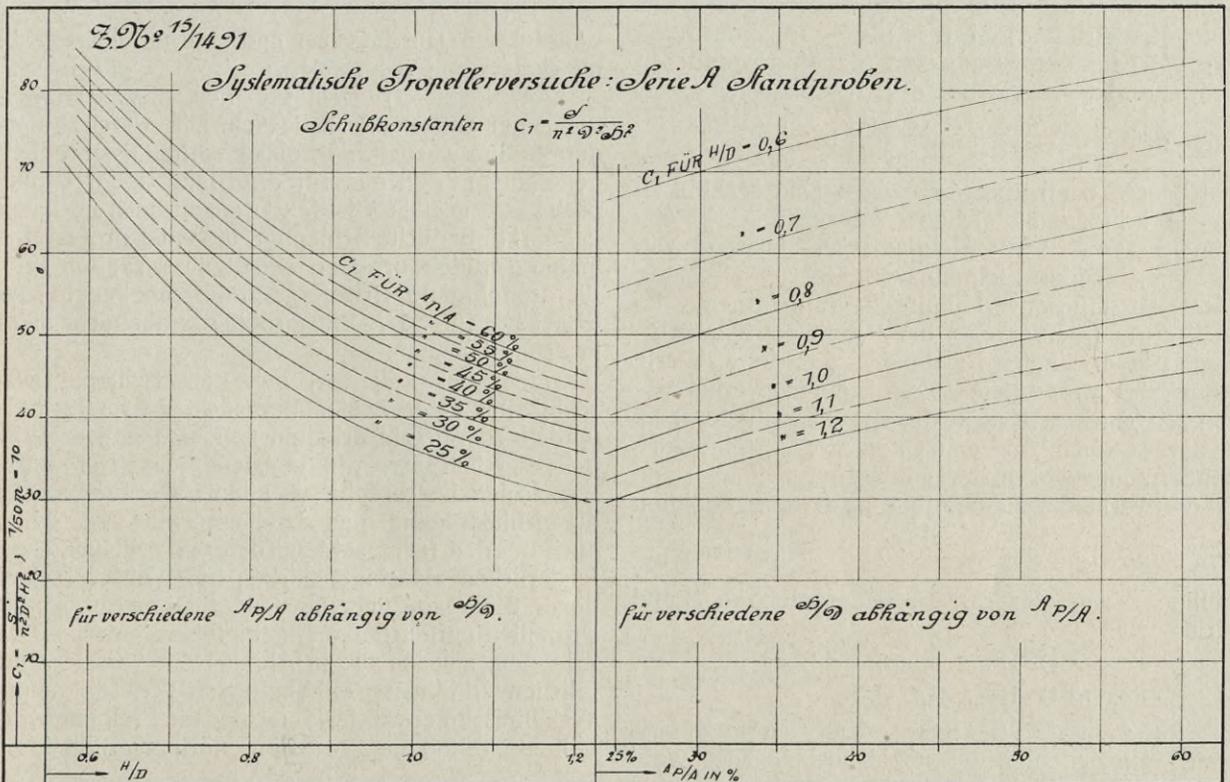


Abb. 19

propellerdurchmesser D und gleicher
Tourenzahl n .

Die sogenannten Schubkonstanten $c_1 = \frac{S}{n^2 D^2 H^2}$

ebenso wie die Momentkonstanten $c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3}$

sind auch für die Standproben bei den verschiedenen Propellern der Serie A durchaus keine konstanten Größen, sondern verhalten sich bei gleichen Steigungsverhältnissen H/D aber verschiedenen Flächenverhältnissen A_p/A in gewissen beschränkten Grenzen annähernd wie die Quadratwurzeln aus A_p/A und bei gleichen Flächenverhältnissen aber verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D ungefähr umgekehrt wie die letzteren (H/D), was sich aus den Diagrammen der Abb. 19 nachweisen läßt. Sie liefern daher ohne weiteres noch keinen Maßstab über die relativen Größen der erzeugten Schübe wie der erforderlichen Drehmomente der Propeller mit verschiedenen Konstruktionsverhältnissen bei gleichem Durchmesser und gleicher Tourenzahl, sondern müssen, um diesen Zweck zu erreichen, noch folgende Umformung erfahren:

$$S = c_1 \cdot n^2 \cdot D^2 \cdot H^2;$$

$$H/D = k = \text{Steigungsverhältnis};$$

$$H = k \cdot D$$

$$S = k^2 \cdot c_1 \cdot n^2 \cdot D^4;$$

Setzt man den Schub, welchen z. B. der Modellpropeller vom mittleren Flächenverhältnis $A_p/A = 30\%$ und mittlerem Steigungsverhältnis $H/D = 1$ beim Durchmesser $D = 1$ und der Tourenzahl $n = 1$ erzeugt, gleich der Einheit ($c_1 = S_0$), so ist der relative Wert für den Schub eines beliebigen anderen Propellers der Serie mit der Schubkonstanten c_1

$$\text{unter gleichen Verhältnissen } S = k^2 \cdot \frac{c_1}{(c_1)}$$

Diese so errechneten Größen sind in Abb. 20 für verschiedene Flächenverhältnisse A_p/A , abhängig von den Steigungsverhältnissen, wie für verschiedene Steigungsverhältnisse, abhängig von den Flächenverhältnissen aufgetragen. Es geht daraus hervor, daß der Propellerschub S infolge des erwähnten Umstandes, daß die c_1 -Werte umgekehrt proportional den Steigungsverhältnissen sind, nicht wie es in der Schubkonstanten zum Ausdruck kommt, mit dem Quadrat der Steigung H , sondern im Bereich der mittleren Steigungs- und Flächenverhältnisse ungefähr nach der Funktion $\frac{c_1}{H/D} \cdot n^2 D^2 H^2$ zunimmt, so daß eine allgemeiner gültige Formel für den Propellerschub im Stand nicht

$$S = c_1 \cdot n^2 D^2 H^2, \text{ sondern richtiger}$$

$$S = c_1 \cdot n^2 D^2 H^2 \cdot H/D \text{ d. h.}$$

$S = c \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H$ lauten würde, worin c eine Konstante bedeutet, die selbst auch bei der Wahl verschiedener Steigungsverhältnisse bei demselben Flächenverhältnis annähernd gleich groß bleibt.

Hieraus würde hervorgehen, daß man z. B. bei einem Schlepper, der auch im Schleppzustande annähernd unter den gleichen Verhältnissen arbeitet, bei Reduktion des Propellerdurchmessers um 5% also auf 0,95 die

Steigung auf $\left(\frac{1}{0,95}\right)^3 = 1,17$ also um 17% erhöhen

müßte, um bei gleichen Touren den gleichen Schub zu erreichen. Die Abhängigkeit des Propellerschubes bei gleichen Steigungsverhältnissen, aber verschiedenen Flächenverhältnissen läßt sich, wie bereits erwähnt, nach den Diagrammen der Abb. 20 für mittlere Werte derselben annähernd durch die Quadratwurzel aus dem Verhältnis der verschiedenen Flächenverhältnisse A_p/A ausdrücken, so daß eine allgemeiner gültige Formel für den Propellerschub bei gleichem Propellerdurchmesser und gleicher Tourenzahl für die Verhältnisse in Stand lauten müßte

$$S = c \cdot \sqrt{\frac{A_p}{A}} \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H, \text{ worin } c \text{ eine Konstante}$$

bedeutet, die selbst bei der Wahl verschiedener Flächen- und Steigungsverhältnisse in gewissen Grenzen annähernd gleich groß bleibt. Reduziert man daher bei einem bestimmten Schlepperpropeller den Durchmesser um 5% auf 0,95, so muß

man das Flächenverhältnis auf $\left(\frac{1}{0,95^3}\right)^2 = 1,37$, d. h.

37% vergrößern und verkleinert man die Steigung um 5% auf 0,95, so muß man das Flächenverhältnis auf $\left(\frac{1}{0,95}\right)^2 = 1,11$, d. h. 11% vergrößern, um

bei gleichem Durchmesser und gleicher Tourenzahl gleichen Schub zu erzielen.

Um keine Trugschlüsse aus diesen Untersuchungen aufkommen zu lassen, möge noch besonders betont werden, daß diese Verhältnisse, genau genommen, eben nur auf die Stand- oder Pfahlprobe und in beschränkten Grenzen auch noch auf in Fahrt befindliche Schlepper, die unter großen Belastungsgraden arbeiten sollen, übertragbar sind, für freifahrende Schiffe, deren Propeller in der Regel bei 10–30% Slip arbeiten, aber nicht mehr in Frage kommen.

Liegt der Fall vor, daß eine Schleppermaschine bei einer bestimmten nicht zu überschreitenden Tourenzahl arbeiten soll, und ist der Propellerdurchmesser, wie meistens, aus Tiefgangsrücksichten beschränkt, so könnte die Frage über die Abhängigkeit des Drehmoments und daher auch bei den festgesetzten Touren, die über die erforderlichen Maschinenstärken bei Wahl verschiedener Steigungs- und Flächenverhältnissen für den Propeller auftauchen. Um hierüber Aufschluß zu erlangen, müssen die in Abb. 21 für verschiedene Flächenverhältnisse abhängig von den Steigungsverhältnissen sowie für verschiedene Steigungsverhältnisse abhängig von den Flächenverhältnissen aufgetragenen Momentenkonstanten $c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3}$

Z. N. 15/1555

Systematische Propellerversuche Serie N. Standproben.

Beziehung zwischen Schub S , Flächenverhältnis A_P/A u. Steigungsverhältnis H/D bei gleichem Durchmesser D u. gleicher Tourenzahl n .

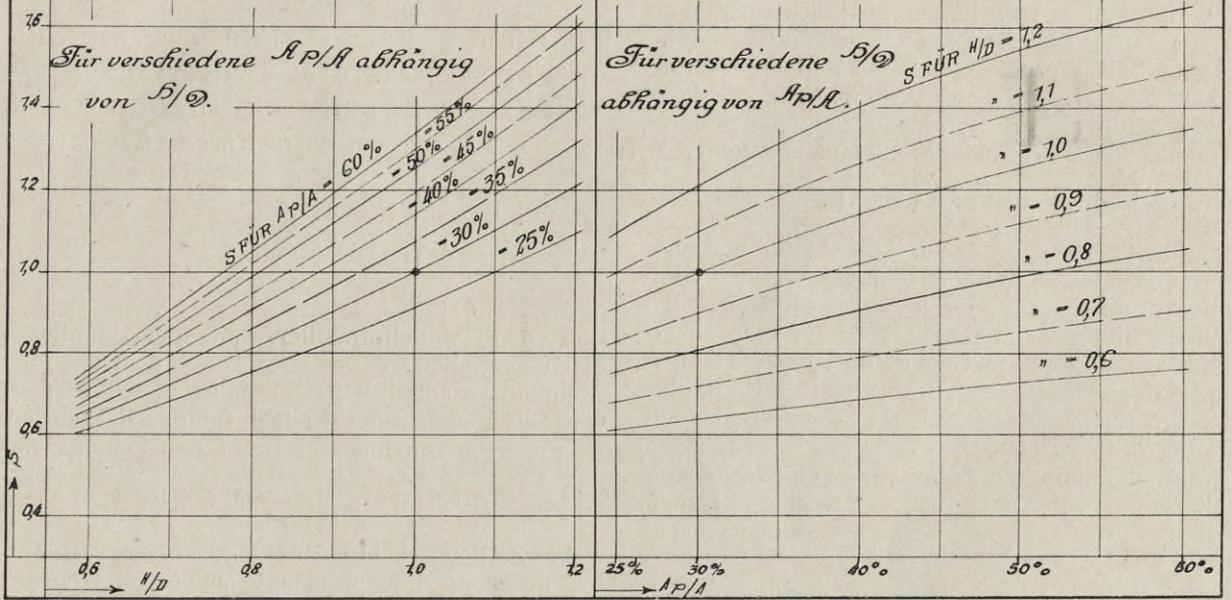


Abb. 20

Z. N. 15/1492

Systematische Propellerversuche: Serie N. Standproben.

Momentenkonstanten $C_2 = \frac{2S}{\rho n^2 D^4}$

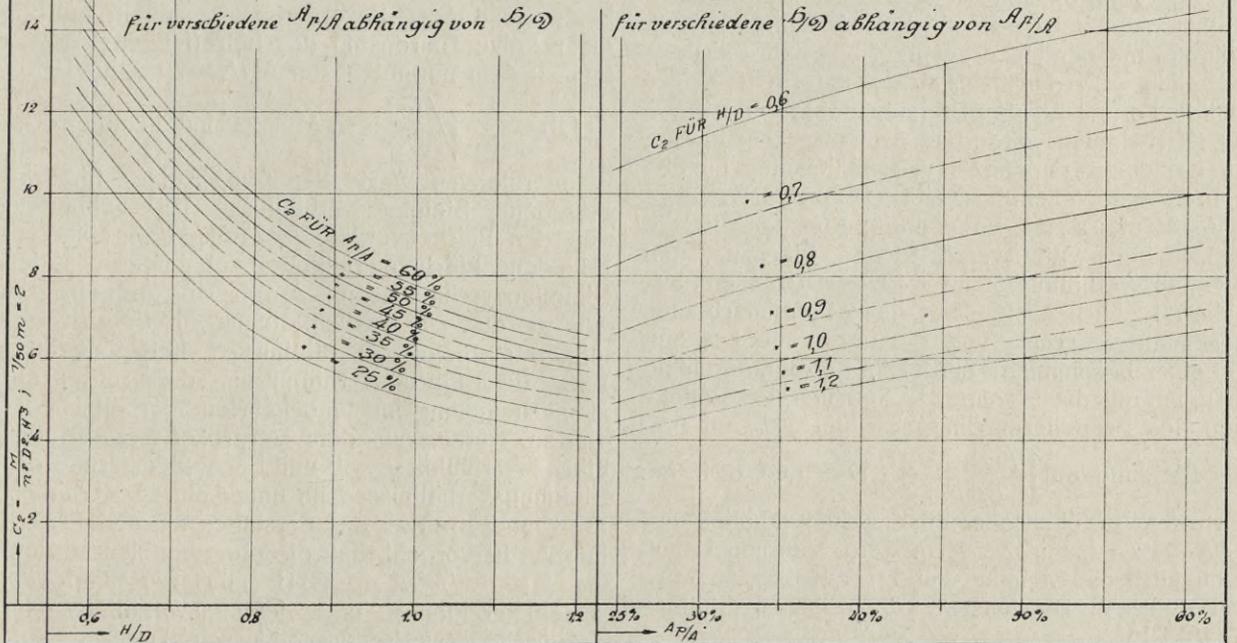


Abb. 21

folgende Umformung erfahren. Es ist

$$\begin{aligned} \text{Moment } M &= c_2 \cdot n^2 \cdot D^2 \cdot H^3; \\ H/D &= k = \text{Steigungsverhältnis}; \\ H &= k \cdot D; \\ M &= k^3 \cdot c_2 \cdot n^2 \cdot D^5; \end{aligned}$$

Setzt man das Drehmoment, welches z. B. der Modellpropeller von mittlerem Flächenverhältnis $A_p/A = 30\%$ und mittlerem Steigungsverhältnis $H/D = 1$ beim Durchmesser $D = 1$ und der Tourenzahl $n = 1$ erfordert, gleich der Einheit (c_2) = M_0 , so ist der relative Wert für einen beliebigen anderen Propeller der Serie mit der Momentkonstanten c_2

unter gleichen Verhältnissen $M = k^3 \cdot \frac{c_2}{(c_2)}$; diese so

errechneten Größen sind in Abb. 22 für verschiedene Flächenverhältnisse, abhängig von den Steigungsverhältnissen, wie für verschiedene Steigungsverhältnisse, abhängig von den Flächenverhältnissen aufgetragen. Wie daraus zu ersehen, nimmt das erforderliche Drehmoment nicht wie es in der Momentkonstanten zum Ausdruck kommt, mit der dritten Potenz der Steigung H , sondern im Bereich der mittleren Steigungs- und Flächenverhältnisse nur etwa mit H^2 zu, so daß eine allgemein gültige Formel für das Propellerdrehmoment im Stand nicht

$M = c_2 \cdot n^2 \cdot D^2 \cdot H^3$, sondern richtiger, entsprechend den für den Schub ermittelten Beziehungen,

$$M = c_2 \cdot n^2 \cdot D^2 \cdot H^3 \cdot / H/D$$

$M = c \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H^2$ lauten würde, worin c eine Konstante bedeutet, die selbst auch bei Wahl verschiedener Steigungsverhältnisse bei demselben Flächenverhältnis annähernd gleich groß bleibt.

Aehnlich wie beim Propellerschub ergibt sich aus den Diagrammen der Abb. 22 ferner, daß das Drehmoment bei sonst gleichen Verhältnissen annähernd mit der Quadratwurzel aus dem Flächenverhältnis A_p/A zunimmt, so daß eine allgemeiner gültige Formel für das Drehmoment $M = c \cdot \sqrt{A_p/A} \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H^2$ lauten würde und dementsprechend eine für die aufzuwendende Maschinenleistung an abgebremsten Wellenpferdestärken Formel $WPS = c \cdot \sqrt{A_p/A} \cdot n^3 \cdot D^3 \cdot H^2$, wobei c eine Konstante ist, die selbst bei Wahl verschiedener Flächen- und Steigungsverhältnisse in weiteren Grenzen annähernd gleich groß bleibt. Liegt demnach eine bestimmte Maschine vor, die ihre volle Leistung bei einer bestimmten Tourenzahl hergibt, so müßte man, um auf diese Touren zu kommen, bei Reduktion des Propellerdurchmessers um 5% auf 0,95

die Steigung auf $\sqrt{\frac{1}{0,95^3}} = \sqrt{1,17} = 1,08$, d. h. um

etwa 8% erhöhen oder das Flächenverhältnis auf $1,17^2 = 1,37$, d. h. um 37% vergrößern. Verkleinert man schließlich die Steigung um 5% auf 0,95, so wäre bei gleichem Durchmesser das Flächenverhältnis auf $\left(\frac{1}{0,95^2}\right)^2 = 1,23$, d. h. um 23% zu erhöhen.

Man ersieht aus diesen Untersuchungen, die sich wieder in erster Linie nur auf die Standprobe beziehen, sowohl den großen Einfluß einer Durchmesseränderung wie den geringeren einer Aenderung der Steigung und den noch kleineren einer solchen des Flächenverhältnisses.

Beziehungen zwischen Tourenzahl, Flächenverhältnis und Steigungsverhältnis bei gleichem Schub und gleichem Durchmesser.

$$\begin{aligned} S &= c_1 \cdot n^2 \cdot D^2 \cdot H^2; \\ H/D &= k \\ H &= k \cdot D \\ S &= k^2 \cdot c_1 \cdot n^2 \cdot D^4; \end{aligned}$$

Für den Modellpropeller mit dem mittleren Flächenverhältnis $A_p/A = 30\%$ und dem mittleren Steigungsverhältnis $H/D = 1$ möge diejenige Tourenzahl n gleich der Einheit (n) gesetzt werden, welche beim Durchmesser $D = 1$ den Schub $S = 1$

erzeugt, so ist $(n) = \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{\sqrt{c_1}}$ und bei $k=1$, $n = \frac{1}{\sqrt{c_1}}$,

wobei c_1 die Schubkonstante des obigen Propeller in Stand bedeutet und mit (c_1) bezeichnet werden soll.

$$(n) = \frac{1}{\sqrt{(c_1)}};$$

Ein beliebiger anderer Propeller der Serie von gleichem Durchmesser $D = 1$ aber anderem Steigungs- oder Flächenverhältnis erzeugt denselben

Schub $S = 1$ bei der Tourenzahl $n = \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{\sqrt{c_1}}$, wo-

bei c_1 gleich der zugehörigen Schubkonstanten beim Stand gesetzt werden muß. Mithin beträgt die relative Tourenzahl des betreffenden Propellers zu dem normalen von $A_p/A = 30\%$ und H/D

$= 1$, $n = \frac{1}{k} \cdot \sqrt{\frac{(c_1)}{c_1}}$. In Abb. 23 sind die so errechneten

relativen Werte der Tourenzahlen für verschiedene Steigungsverhältnisse H/D , abhängig von den Flächenverhältnissen A_p/A , wie für verschiedene Flächenverhältnisse, abhängig von den Steigungsverhältnissen, graphisch aufgetragen. Wie daraus zu ersehen, nimmt im Bereich des mittleren Steigungsverhältnisses bei Vergrößerung des Flächenverhältnisses die Tourenzahl ziemlich genau im umgekehrten Verhältnis der vierten Wurzel aus dem Vergrößerungsgrad des Flächenverhältnisses ab und bei Verkleinerung des Steigungsverhältnisses im umgekehrten Verhältnis der Quadratwurzel aus demselben zu, sodaß auch hieraus hervorgeht, daß die oben abgeleitete Formel $S = c \cdot \sqrt{A_p/A} \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H$ selbst bei Wahl verschiedener Flächen und Steigungsverhältnisse für praktische Zwecke in gewissen Grenzen Anspruch auf genügende Genauigkeit machen kann.

Z. N^o 15/1556

Systematische Propellerversuche Serie N: Sandproben.

Beziehung zwischen Drehmoment M , Flächenverhältnis $A_{P/A}$ u. Steigungsverhältnis S/D bei gleichem Durchmesser D u. gleicher Tourenzahl n .

Für verschiedene $A_{P/A}$ abhängig von S/D .

Für verschiedene S/D abhängig von $A_{P/A}$.

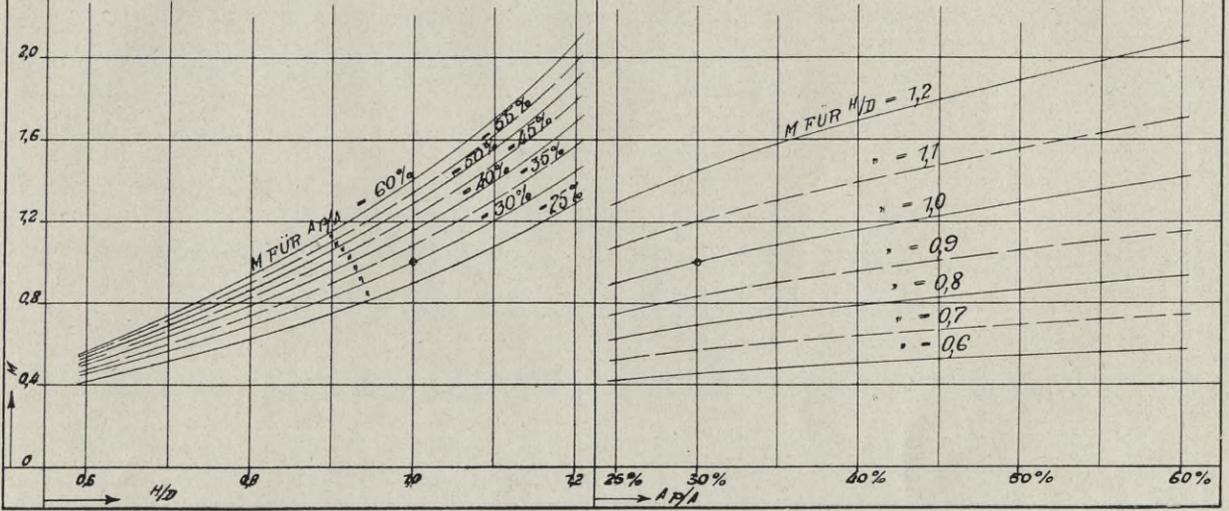


Abb. 22

Z. N^o 15/1609

Systematische Propellerversuche Serie N: Sandproben

Beziehung zwischen Tourenzahl n , Flächenverhältnis $A_{P/A}$ u. Steigungsverhältnis S/D bei gleichem Schub S und gleichem Durchmesser D .

Für verschiedene S/D abhängig von $A_{P/A}$.

Für verschiedene $A_{P/A}$ abhängig von S/D .

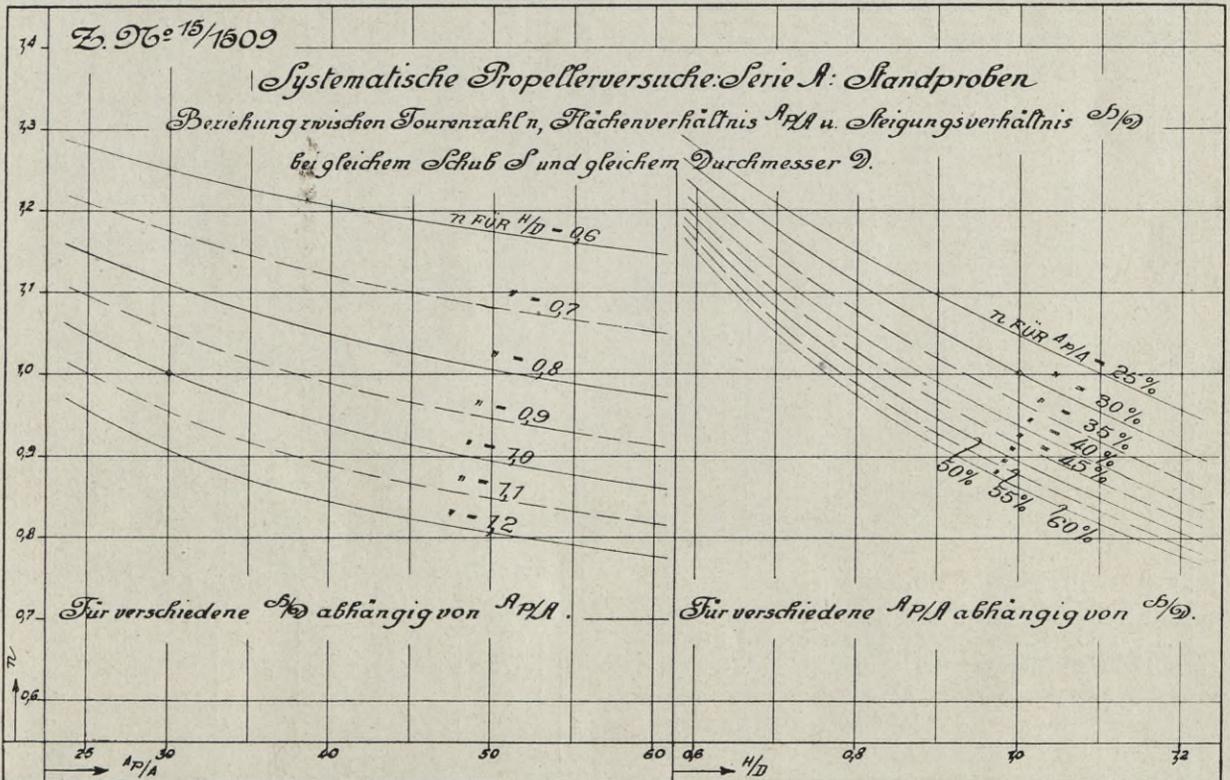


Abb. 23

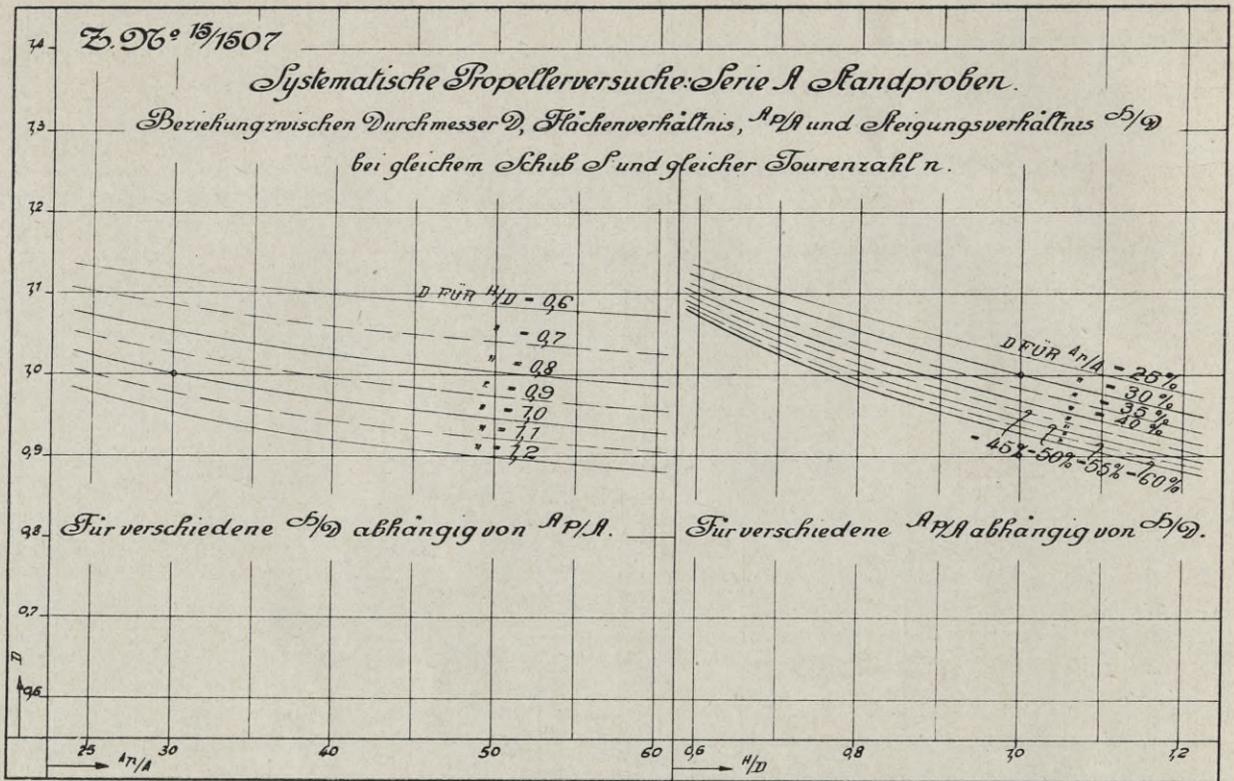


Abb. 24

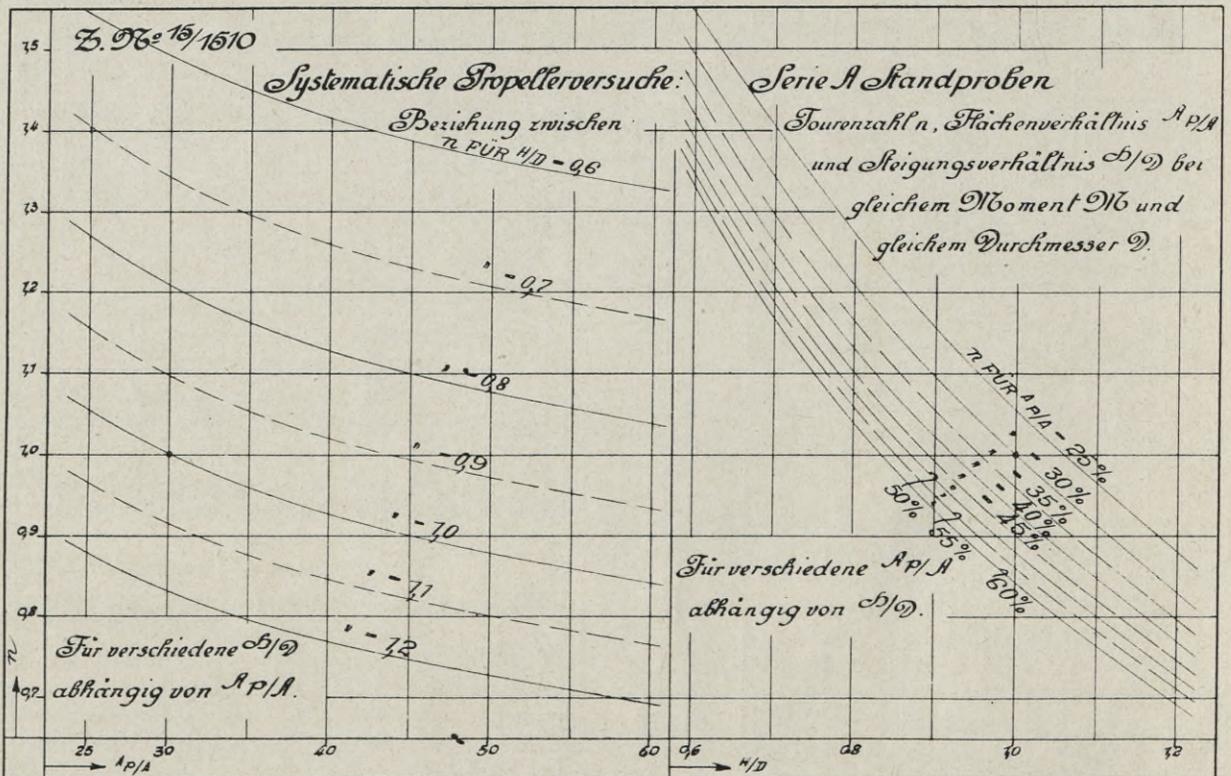


Abb. 25

Beziehung zwischen Durchmesser, Flächenverhältnis und Steigungsverhältnis bei gleichem Schub und gleicher Tourenzahl.

In ähnlicher Weise wie im Abschnitt G hergeleitet, wurden auch für gleichen Schub und gleiche Tourenzahl die relativen Werte für die Durchmesser aus den Schubkonstanten der verschiedenen Modellpropeller, bezogen auf den normalen von $A_p/A = 30\%$ und $H/D = 1$ rechnerisch ermittelt und in den Diagrammen Abb. 24 für verschiedene Flächenverhältnisse, abhängig von den Steigungs-

$$M = c \cdot \sqrt{\frac{A_p}{A}} \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H^2,$$

annähernd im umgekehrten Verhältnis der vierten Wurzeln aus den Flächenverhältnissen und im linearen umgekehrten Verhältnis zu den Steigungen.

Beziehung zwischen Durchmesser, Flächenverhältnis und Steigungsverhältnis bei gleichem Moment und gleicher Tourenzahl.

Nach den in den Abb. 26 dargestellten Diagrammen stehen unter diesen Verhältnissen die

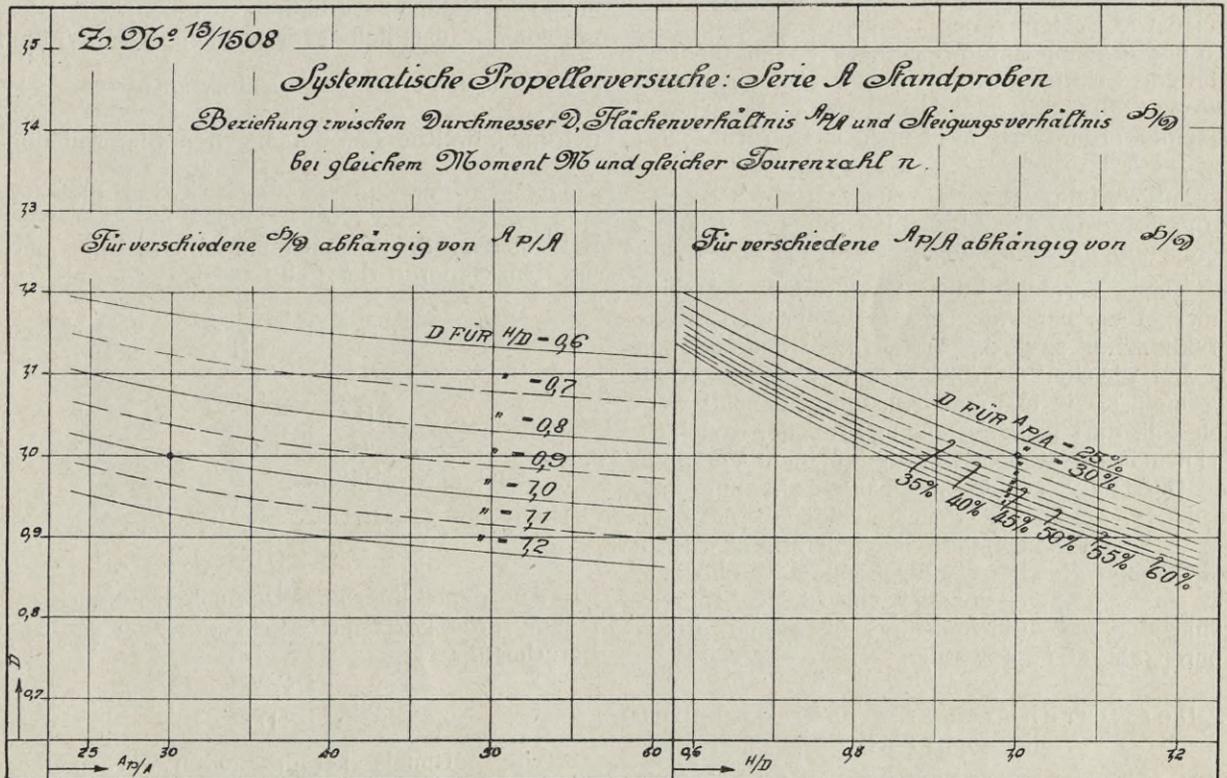


Abb. 26

verhältnissen und umgekehrt, graphisch dargestellt. Wie daraus zu ersehen, stehen gemäß der Formel $S = c \cdot \sqrt{A_p/A} \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H$ die Durchmesser D tatsächlich in gewissen beschränkten Grenzen im umgekehrten Verhältnis der sechsten Wurzel aus den Flächenverhältnissen A_p/A und ferner im umgekehrten der dritten Wurzeln aus den Steigungen H.

Beziehung zwischen Tourenzahl, Flächenverhältnis und Steigungsverhältnis bei gleichem Moment und gleichem Durchmesser.

Wie sich aus den Diagrammen Abb. 25 nachweisen läßt, stehen unter diesen Verhältnissen die Tourenzahlen in Bestätigung der oben aufgestellten, allgemein in weiteren Grenzen für das Drehmoment gültigen Formel

Durchmesser D annähernd im umgekehrten Verhältnis der sechsten Wurzel aus den Flächenverhältnissen und ferner im umgekehrten der dritten Wurzel aus den Quadraten der Steigungen, wie dies in der oben angeführten Formel $M = c \cdot \sqrt{A_p/A} \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H^2$ zum Ausdruck kommt.

Liegt demnach der Fall vor, für einen Schlepper, dessen Maschine ihre volle Leistung bei einer bestimmten Tourenzahl abgibt, welche also ein ganz bestimmtes Drehmoment aufweist, das durch die Cylinderabmessungen, den Dampfdruck und die Füllung gegeben ist, einen geeigneten Propeller zu dimensionieren, so dürfte die aus der vorigen hervorgehende Formel

$$WPS = c \cdot \sqrt{\frac{A_p}{A}} \cdot n^3 \cdot D^3 \cdot H^2$$

in weiteren Grenzen den Zusammenhang zwischen

den Hauptkonstruktionsverhältnissen der in Frage kommenden Schrauben charakterisieren, und die passende Steigung bei gegebenem (wie meist beschränktem) Durchmesser D sich aus nachstehender Beziehungsgleichung ermitteln lassen:

$$H = c \cdot \sqrt{\frac{WPS}{n^3 D^3} \cdot \frac{1}{\sqrt{A_p/A}}}$$

worin c einen annähernd konstanten Beiwert bedeutet, der selbst bei Wahl verschiedenartiger Steigungs- und Flächenverhältnisse nur geringen Änderungen unterworfen ist.

Die Anwendbarkeit der letzteren Formel erstreckt sich aber, was ausdrücklich hervorgehoben werden soll, nur auf Fahrzeuge, die in gleicher Weise wie Schlepper unter hohen Belastungsgraden und größtem Slip arbeiten, und kommt für freifahrende Schiffe, deren Propeller einen normalen Slip von 10–30 % aufweisen, wie in Folgendem gezeigt werden wird, nicht mehr in Betracht.

E. Auswertung der Versuchsergebnisse der Propellerserie A. Abb. 5–9 für die Dimensionierung der Schrauben freifahrender Schiffe.

Beim Vergleich des Gütegrades verschiedener Propeller für einen bestimmten Konstruktionsfall sind die ersten Bedingungen, daß sie bei gleicher Geschwindigkeit gleichen Schub erzeugen. Wie in folgendem näher gezeigt werden soll, darf man bei einem Propeller von bestimmtem Modell von den beiden Variablen D = Durchmesser und n = Tourenzahl nur eine festlegen, womit die andere eindeutig bestimmt ist, d. h. der betreffende Propellerschub S kann bei der betreffenden Geschwindigkeit V_e entweder mit einem großen Propeller und kleiner Tourenzahl oder auch mit einem kleinen und großer Tourenzahl erzeugt werden.

1. Der Durchmesser D sei gegeben (beschränkt).

Gesetz: Bei gleichem nominellen Slip sind die Wirkungsgrade sowie die Schub- und Momentenkonstanten aller ähnlichen Propeller gleich groß.

$$c_1 = \frac{S}{n^2 D^2 H^2};$$

$$nH = \frac{V_e}{1 - s_n};$$

$$c_1 = \frac{S(1 - s_n)^2}{D^2 \cdot V_e^2};$$

$$\frac{S}{D^2 \cdot V_e^2} = \frac{c_1}{(1 - s_n)^2}.$$

Da einem bestimmten c_1 ein ganz bestimmtes s_n entspricht und hierbei auch der Wirkungsgrad η_p eindeutig festgelegt ist, so wird letzterer eine Funktion von $\frac{S}{D^2 V_e^2}$ sein.

Trägt man also, für die einzelnen Gruppen mit gleichem Flächenverhältnis A_p/A und den verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D von 0,60 bis 1,20 die Propellerwirkungsgrade η_p sowie den Slip über den zugeordneten Werten von $\frac{S}{D^2 V_e^2}$ auf,

oder, wie es in den Diagrammen Abb. 27–31 hier der besseren Darstellung wegen geschehen ist, als Funktion des sogenannten Durchmesserbelastungsgrades $\frac{\sqrt{S}}{D V_e}$, so hat man einen unmittelbaren Vergleich jeder Propellergruppe bei gleichem Schub, gleicher Geschwindigkeit und gleichem Durchmesser und kann das zweckmäßigste Steigungsverhältnis aus den Wirkungsgradkurven unmittelbar entnehmen. Außer dem Slip ist noch eine Serie von Kurven $C_s = \frac{nD}{V_e}$ ein-

getragen, welche den sogenannten Slipgrad darstellen. Da der Slip $s_n = \frac{nH - V_e}{nH}$ bei gleichem Belastungsgrad eine Konstante ist, so ist dies auch mit dem Slipgrad der Fall.

$$s_n = 1 - \frac{V_e}{nH};$$

$$\frac{V_e}{nH} = 1 - s_n;$$

$$H = k \cdot D;$$

k = Steigungsverhältnis;

$$C_s = \frac{n \cdot D}{V_e} = \frac{1}{(1 - s_n) \cdot k};$$

Aus dem Slipgrad bei dem betreffenden Belastungsgrad ist es nun leicht, die Tourenzahl zu berechnen.

$$n = \frac{C_s \cdot V_e}{D}.$$

Wie nochmals hervorgehoben werden mag, sind beim Gebrauch dieser Diagramme der erforderliche Propellerschub S in kg, die nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller gleich der Fahrtgeschwindigkeit des Schiffes (unter Berücksichtigung des Nachstromes) V_e in m/sec., die Propellertourenzahl n pro Sekunde, der Schraubendurchmesser D in m, die nominelle Steigung gleich der mathematischen der Propellerdruckseite H in m in die Rechnung einzuführen.

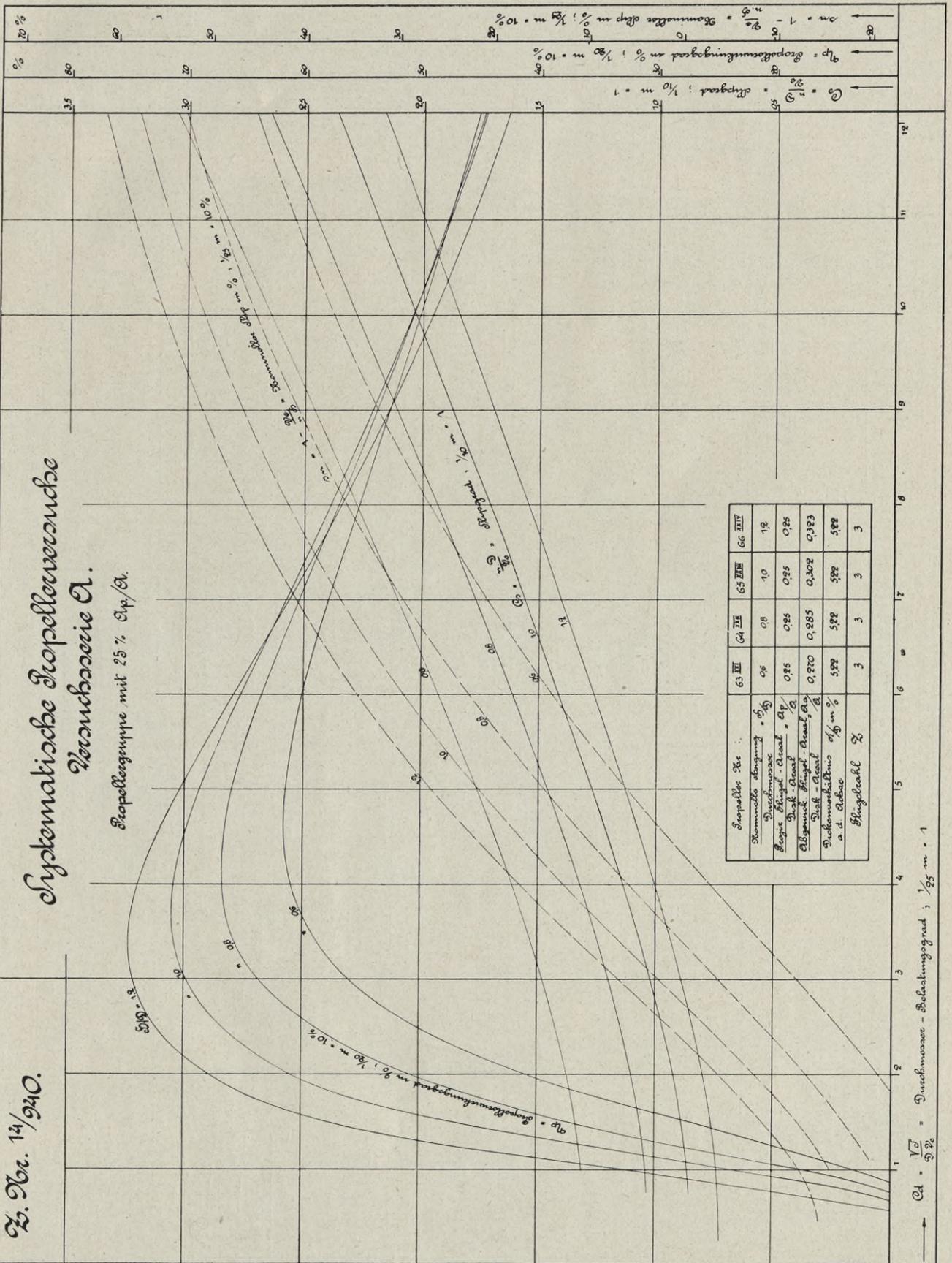
Aus den Diagrammen Abb. 27–31 geht zunächst folgendes hervor.

Bei allen Gruppen mit gleichen Flächenverhältnissen nehmen mit Erhöhung des Durchmesserbelastungsgrades $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ die Propellerwirkungsgrade zunächst schnell zu und darauf, nachdem ein gewisses, von den Steigungsverhältnissen abhängiges Maximum erreicht ist, wieder, aber ver-

Z. Nr. 14/240.

Systematische Popellereunde Versuchsreihe A.

Popellereunde mit 25% Sp/A.



Popeller Nr.	63 III	64 III	65 III	66 III
Stammhöhe abgemess. in %	06	08	10	12
Durchmesser	075	075	075	075
Boyer Ringel - Anteil = Sp/A	070	070	070	070
Ringel - Anteil = Sp/A	070	070	070	070
Durchmesser d. Sp. in %	582	582	582	582
a. d. Abwe.	3	3	3	3
Flügelzahl	3	3	3	3

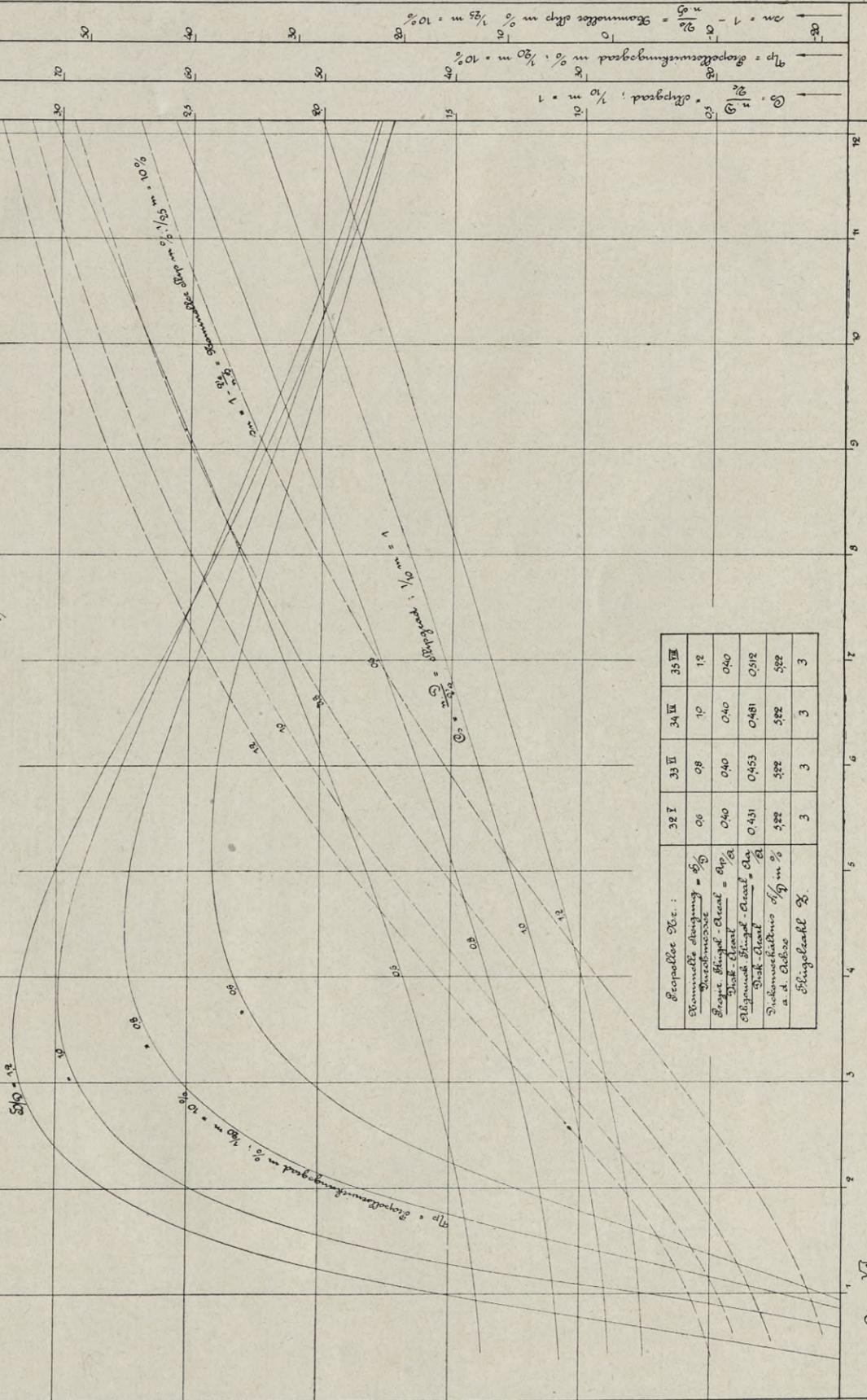
Ed. $\frac{V}{D^2}$ = Durchmesser - Belastungsgrad; $\frac{1}{25}$ m. = 1

Abb. 27

Z. Nr. 14/934

Systematische Propellerreihe Vordruckserie A.

Propellergruppe mit 40% Ap/A.



Propeller Nr.:	32 I	33 II	34 III	35 III
Nominelle Durchmesser = $\frac{D}{10}$	06	08	10	12
Prop. Pitch - Grad = $\frac{p}{D}$	040	040	040	040
Abgemess. Pitch - Grad = $\frac{p_a}{D_a}$	0.431	0.453	0.481	0.512
Drehmoment $\frac{M}{\rho}$ in %	322	322	322	322
Stärkezahl $\frac{D^2}{p}$	3	3	3	3

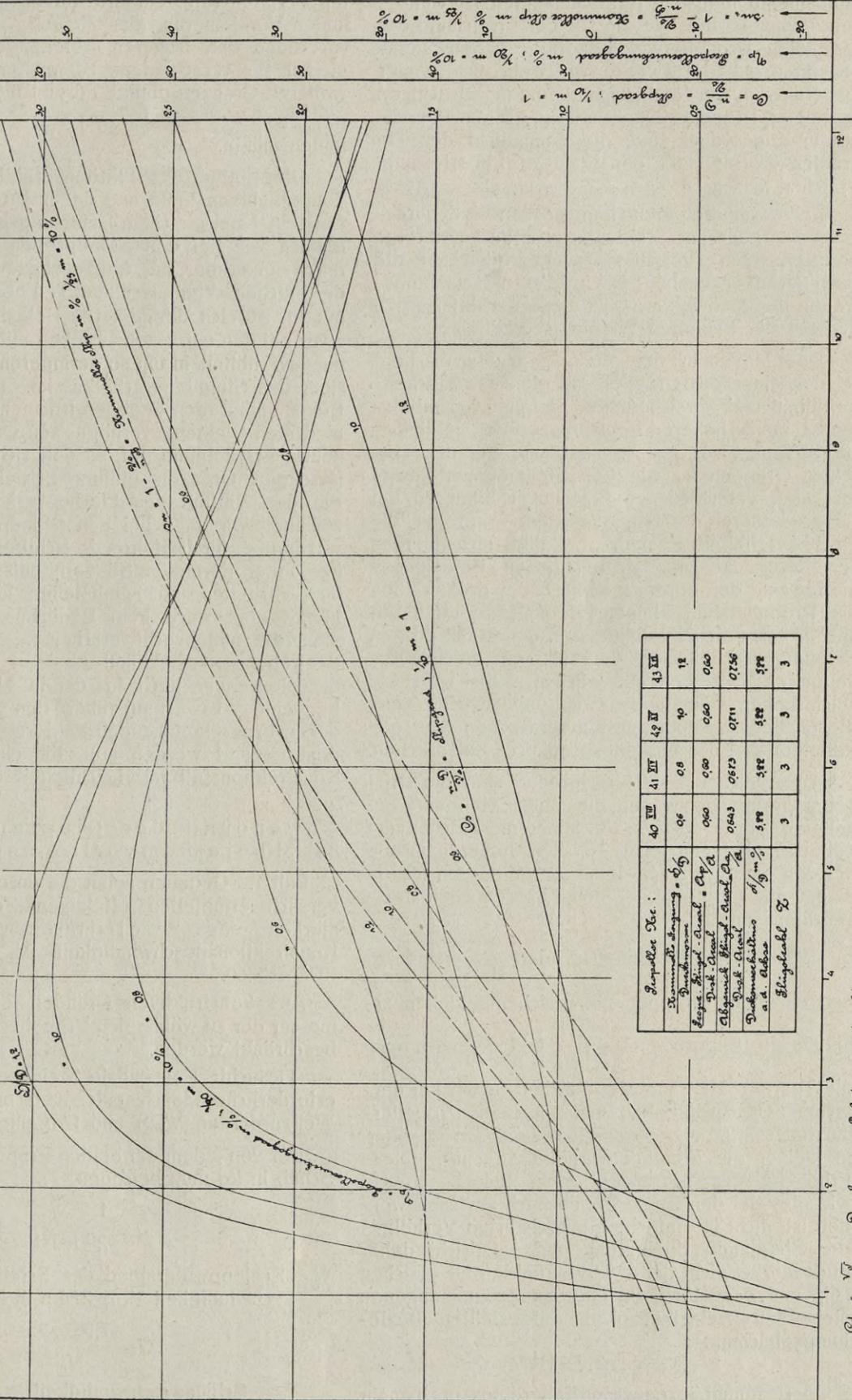
$Cl = \frac{V^2}{5 \rho}$ = Durchmesser - Belastungsgrad, $\frac{1}{25} m = 1$

Abb. 29

Z. Nr. 14/938.

Systematische Propellerversuche Versuchsreihe A.

Propellerguppe mit 60% Ap/A.



Propeller Nr.:	40 III	41 III	42 III	43 III
Stammwert Leistung = 0.75	0.6	0.6	0.6	0.6
Durchmesser	0.60	0.60	0.60	0.60
Lege. Flugl. - Grad = 0.75	0.603	0.673	0.711	0.756
Dreh. - Grad	5.98	5.92	5.92	5.92
Abgewinkel. Flugl. - Grad. 0.75	3	3	3	3
Drehwinkel in 1/9 m	3	3	3	3
a. d. Abk. d. d. d.				
Flugwinkel Z				

— Cl = $\frac{V}{S}$ = Durchmesser - Drehungswinkel, $\frac{1}{25} m = 1$

Abb. 31

hältnismäßig langsam, ab. Diejenigen Durchmesserbelastungsgrade, welche vor der Erreichung der maximalen Propellerwirkungsgrade liegen, kommen für praktische Zwecke, wie wohl nicht weiter ausgeführt zu werden braucht, kaum in Betracht, da denselben Propeller von unnötig großem Durchmesser zugeordnet sind, die doch nicht den erstrebten Zweck einer günstigen Kraftübertragung erreichen lassen.

Bei geringeren Belastungsgraden sind durchweg die höheren Steigungsverhältnisse infolge ihres besseren Propellerwirkungsgrades als die günstigeren anzusehen, bei größeren Belastungsgraden dagegen ändern sich diese Verhältnisse zu Gunsten der kleineren Steigungsverhältnisse.

Das Maximum der Wirkungsgradkurve liegt bei den einzelnen Gruppen mit gleichem Flächenverhältnis und verschiedenen Steigungsverhältnissen bei um so höheren Belastungsgraden, je kleiner die Steigungsverhältnisse sind, und bei den einzelnen Gruppen mit gleichen Steigungsverhältnissen, aber verschiedenen Flächenverhältnissen bei um so höheren Belastungsgraden, je größer die Flächenverhältnisse sind. Es läßt sich hieraus der Schluß ziehen, daß bei hohen Belastungsgraden und den daraus resultierenden großen Slips die Propeller mit kleinen Steigungsverhältnissen und großen Flächenverhältnissen denen mit großen Steigungsverhältnissen und kleinen Flächenverhältnissen überlegen sein werden, selbst wenn sie solch hohen Belastungsgraden unterworfen sind, die nicht dem Maximum, sondern schon dem abfallenden Ast der Wirkungsgradkurve entsprechen.

Bei gleichen Belastungsgraden sind die Propellerwirkungsgrade für dieselben Steigungsverhältnisse um so größer, je kleiner die Flächenverhältnisse sind und zwar in einem höheren Grade bei den niedrigeren Steigungsverhältnissen und in einem nur geringen bei den höheren Steigungsverhältnissen.

Bei gleichen Belastungsgraden $\frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ sind bei den einzelnen Gruppen mit gleichem Flächenverhältnis die Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_e}$ und demnach auch die Tourenzahlen, um den gleichen Schub bei derselben Geschwindigkeit mit gleichem Propellerdurchmesser zu erzeugen, naturgemäß um so höher, je kleiner die Steigungsverhältnisse sind. Diese Erhöhung der Tourenzahl steht jedoch, ebenso wie dies bei den Standproben nachgewiesen worden ist, nicht in einfachem umgekehrten Verhältnis der Steigungsverkleinerung und entspricht daher auch hierbei nicht der zwischen beiden für gleichen Slip und dem damit im engeren Zusammenhange stehenden Belastungsgrad aufgestellten Beziehungsgleichung

$$S = c \cdot n^2 \cdot D^2 H^2,$$

sondern nimmt in gewissen, allerdings noch mehr beschränkten Grenzen, nur annähernd im umgekehr-

ten Verhältnis der Quadratwurzel aus der prozentualen Verkleinerung der Steigung zu, so daß entsprechend den früheren Ableitungen eine allgemeiner für verschiedene Steigungsverhältnisse in weiteren Grenzen gültige Formel für den Schub

$$S = c \cdot n^2 D^3 \cdot H$$

lauten müßte.

Der Einfluß des Flächenverhältnisses auf die Tourenzahlkonstante und daher auch auf die Touren selbst bei gleichem Belastungsgrad macht sich ähnlich wie bei den Standproben auch hier dadurch bemerkbar, daß die Touren mit Vergrößerung der Flächenverhältnisse zum Teil abnehmen, jedoch nur im Bereich der höheren Belastungsgrade und zwar bei den einzelnen Gruppen mit gleichem Steigungsverhältnis in um so geringerem Maße, je niedriger das Steigungsverhältnis ist. Bei den kleinen Belastungsgraden dagegen tritt namentlich bei den niedrigen Steigungsverhältnissen genau die umgekehrte Erscheinung auf, so daß sich eine auch nur in engen Grenzen gültige Beziehungsgleichung, die den Einfluß des Flächenverhältnisses kennzeichnet, wie dies bei den Standproben versucht worden ist, für freifahrende Schiffe, deren Schrauben unter normalen Slipverhältnissen von 10 bis 30% arbeiten, nicht aufstellen läßt. Es dürfte hierzu aber auch kein Bedürfnis vorliegen und vielleicht angebracht erscheinen, von derartigen Bestrebungen prinzipiell Abstand zu nehmen, da die Diagramme nach Art der in Abb. 27–31 eine bequeme Auswertung über den Zusammenhang der in Frage kommenden Faktoren, wie in folgendem gezeigt werden soll, für einen bestimmten Konstruktionsfall mit Leichtigkeit ermöglichen.

Anwendung der Diagramme Abb. 27 bis 31 bei einem vorliegenden Projekt.

Fall 1. Gegeben seien die durch einen Bassinversuch ermittelten effektiven Schlepp-Pferdestärken eines Zweischraubenschiffes für die Konstruktionsgeschwindigkeit $V_s = 27$ kn mit $EPS = 3360$.

Aus konstruktiven Gründen soll der Durchmesser der zu wählenden Propeller auf $D = 1,50$ m beschränkt werden.

Gesucht: Passendste Steigung der Schrauben, erforderliche Maschinenleistung an abgebremsten Wellenpferden WPS und Propellertourenzahl.

Der von jedem der beiden Propeller zu leistende Schub in kg muß betragen

$$S = \frac{1}{2} \cdot \frac{W}{1-t};$$

$W =$ Schleppwiderstand des Schiffes bei der Geschwindigkeit $V_s = 27$ kn in kg;

$$W = \frac{EPS \cdot 75}{V_m};$$

$V_m =$ Schiffsgeschwindigkeit in m/sec.

$$= V_s \cdot 0,5144 = 27 \cdot 0,5144 = 13,88 \text{ m/sec.};$$

$$\therefore W = \frac{3360 \cdot 75}{13,88} = 18\,200 \text{ kg};$$

$$t = \text{Sogziffer} = \frac{S - \frac{W}{2}}{S} = \text{Vermehrung des Schiffswiderstandes}$$

widerstandes durch den Propellersog im Verhältnis zu dem Schub eines Propellers, (nach ähnlicher Ausführung zu 0,08 angenommen). Beim eingehender ausgeführten Versuch wird die Sogziffer t experimentell ermittelt durch Messen des Schiffmodellwiderstandes (W) ohne Schrauben sowie des um den Betrag des Soges vermehrten Widerstandes beim Arbeiten der Propeller hinter dem Modell bei korrespondierenden Touren und Geschwindigkeiten.

\therefore erforderlicher Schub pro Propeller

$$S = \frac{1}{2} \cdot \frac{18\,200}{1 - 0,08} = 9880 \text{ kg};$$

Hierzu muß noch ein Zuschlag gemacht werden für alle Faktoren, die bei der Bestimmung der effektiven Schlepppferdestärken EPS durch den Modell-Schleppversuch nicht berücksichtigt worden sind, und zwar für zusätzliches Deplacement der Außenhaut und Unebenheiten der letzteren durch Nahte und Stöße zirka 1,5%, ferner für zusätzlichen Luftwiderstand der Aufbauten sowie der Takelage zirka 2,5%, zusammen 4,0%, so daß sich der Schub pro Propeller S in diesem Falle zu $9880 \cdot 1,4 = 10\,270 \text{ kg}$ ergibt.

V_c = nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers hinter dem Schiff in der Propeller-Schiffsgeschwindigkeit V_m in m/sec vermindert um den Nachstrom.

$$V_c = V_m (1 - w);$$

w = Nachstromziffer, (nach ähnlichen Ausführungen = 0,04 angenommen).

$$\therefore V_c = 13,88 \cdot (1 - 0,04) = 13,32 \text{ m/sec.}$$

Beim eingehender ausgeführten Versuch wird w ebenfalls experimentell, und zwar in folgender Weise ermittelt.

Man fährt zunächst die Propeller für sich allein, ohne Schiffmodell und bestimmt für verschiedene Slips die Schübe und Drehmomente. Wenn man nun die Propeller bei den korrespondierenden Tourenzahlen hinter dem Schiffmodell untersucht, so findet man, daß sie dieselben Schübe bei anderen (scheinbaren) Slips abgeben. Da nun der scheinbare Slip s_n mit dem nominellen s_s , wie S.3 ausgeführt, in der Beziehung steht,

$$s_n = s_s + w \cdot \frac{V_m}{nH}, \text{ so kann man aus der Differenz}$$

des nominellen und scheinbaren Slips bei gleicher Fahrtgeschwindigkeit und gleicher Tourenzahl die Größe der Nachstromziffer w errechnen, und zwar ist

$$w = \frac{nH}{V_m} \cdot (s_n - s_s).$$

Wie daraus zu ersehen, ist die so ermittelte Nachstromgeschwindigkeit des Wassers hinter dem Schiff $V_c = V_m (1 - w)$, nur ein Begriff, der durch seine Wirkung auf den Propeller charakterisiert wird. In Wirklichkeit wird die Größe des Nachstromes in jedem Punkte der Propellerdiskfläche verschieden sein. Den Konstrukteur dürfte aber für die Anpassung eines gewählten Propellers an das Schiff in erster Linie nur die Wirkung des Nachstromes auf den arbeitenden Propeller interessieren, und diese ist durch Einführung der Nachstromziffer w genügend genau definiert.

Für $S = 10\,270 \text{ kg}$, $V_c = 13,32 \text{ m/sec}$ und $D = 1,50 \text{ m}$ liegt in vorliegendem Falle für die Schraube ein Durchmesserbelastungsgrad

$$C_d = \frac{V_c S}{D \cdot V_c} = \frac{V_c S}{1,5 \cdot 13,32} = 5,07 \text{ vor.}$$

Hierfür bestimmen die Diagramme Abb. 28 der Propellergruppe mit $A_p/A = 30\%$ Flächenverhältnis das günstigste Steigungsverhältnis H/D mit 1,2, den diesem zugeordneten reinen Propellerwirkungsgrad η_p mit 0,700 und den Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_c} \text{ mit } 1,13.$$

Demnach würde zunächst die zweckmäßigste Steigung

$$H = 1,2 \cdot D = 1,2 \cdot 1500 = 1800 \text{ mm}$$

und die Tourenzahl

$$n = 1,13 \cdot \frac{V_c}{D} = 1,13 \cdot \frac{13,32}{1,5} = 10,02/\text{Sek.}$$

$$= 602/\text{Min.}$$

sein. Da die effektiven Propellerschubpferdestärken

$$\text{SPS} = \frac{S \cdot V_c}{75} = \frac{10270 \cdot 13,32}{75} = 1823 \text{ be-}$$

tragen, so würden bei einem reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,700$ für die Erreichung der Geschwindigkeit von 27 kn für jede Maschine

$$\frac{\text{SPS}}{\eta_p} = \text{WPS} = \frac{1823}{0,700} = 2610 \text{ abgebremste}$$

Wellenpferdestärken, mithin für beide eine Gesamtleistung von 5220 WPS erforderlich sein. Diese sind noch infolge der zusätzlichen Lauf- und Drucklagereibung sowie der Verschiedenartigkeit der Sog- und Nachstromverhältnisse zwischen Modell und Schiff um etwa 5% zu erhöhen, so daß man auf eine für die Konstruktion zugrunde zu legende Leistung von $5220 \cdot 1,05 = 5480 \text{ WPS}$ und dementsprechend auf eine Tourenzahl von $602 \cdot \sqrt{1,05} = 617$ kommt.

Fall 2: Unter Einhaltung der bei Fall 1 gestellten Bedingungen soll ferner die weitere gemacht sein, daß die Maschine ihre Maximalleistung bei 660 Touren/Min. abgibt.

Verlangt: Zweckmäßigstes Steigungsverhältnis und Maschinenleistung für die Konstruktions-

geschwindigkeit von 27 kn. Wie bei Fall 1 beträgt auch jetzt der Durchmesserbelastungsgrad

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_c} = 5,07.$$

Reduziert man die für die Konstruktion einzuhaltende Tourenzahl von 660/Min. zunächst im Verhältnis der oben gewählten Uebertragung von Schiff zu Modell auf

$$\frac{660}{\sqrt{1,05}} = 644/\text{Min.} = 10,73 \text{ Sek.},$$

so erhält man einen Slipgrad

$$C_s = \frac{n \cdot D}{V_c} = \frac{10,73 \cdot 1,5}{13,32} = 1,21.$$

Für $C_d = 5,07$ und $C_s = 1,21$ ergeben die Diagramme (Abb. 28) ein Steigungsverhältnis $H/D = 1,10$ und hierfür einen reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,690$, so daß die Steigung $H = 1,10 \cdot D = 1650 \text{ mm}$ und die abgebremste Wellenpferdeleistung für die Erreichung von 27 kn pro Maschine

$$\frac{\text{SPS}}{\eta_p} = \text{WPS} = \frac{1823}{0,690} = 2643,$$

mithin für beide zusammen 5286 betragen müßte. Für die Konstruktion sind wie oben zirka 5% mehr zu rechnen, mithin

$$\text{WPS} = 5286 \cdot 1,05 = 5550.$$

Fall 3: Die Bedingungen seien die gleichen wie bei Fall 1; außer dem Durchmesser $D = 1500 \text{ mm}$ soll aber auch die Steigung mit $H = 1500 \text{ mm}$ festgelegt, also ein bestimmter ausgeführter Propeller gewählt werden.

Verlangt: Tourenzahl der Maschinen und abgebremste Leistung für die Konstruktionsgeschwindigkeit von 27 kn.

Der Durchmesserbelastungsgrad C_d ist wieder

$$\text{der gleiche} = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_c} = 5,07.$$

Das Steigungsverhältnis $H/D = 1$ bestimmt den zugehörigen reinen Propellerwirkungsgrad η_p mit 0,681 und den Slipgrad C_s mit 1,28.

Hieraus ergibt sich zunächst die Tourenzahl zu

$$n = 1,28 \cdot \frac{V_c}{D} = 1,28 \cdot \frac{13,32}{1,5} = 11,37/\text{Sek.} \\ = 682,82/\text{Min.}$$

und nach Erhöhung für die Konstruktion um $\sqrt{1,05}$ zu

$$682 \cdot \sqrt{1,05} = 700 \text{ Min.}$$

Bei einem reinen Propellerwirkungsgrad von $\eta_p = 0,681$ würden die abgebremsten Wellenpferdestärken pro Maschine

$$\frac{\text{SPS}}{\eta_p} = \text{WPS} = \frac{1823}{0,681} = 2677,$$

mithin für beide zusammen 5354 betragen. Für die Konstruktion wieder um zirka 5% vermehrt, ergibt WPS = 5625.

Zusammenstellung der Rechnungsergebnisse

Fall Nr.	D in m	H in m	H/D	n/Min.	WPS
1	1,500	1,800	1,20	617	5480
2	1,500	1,650	1,10	660	5550
3	1,500	1,500	1,00	700	5625

Wie aus obiger Zusammenstellung der Rechnungsergebnisse für die drei verschiedenen Fälle zu ersehen, nimmt der Propellerwirkungsgrad mit Erhöhung der Tourenzahl ab und dementsprechend die abgebremste Maschinenleistung zu. Da nun eine möglichst hohe Tourenzahl zur Erreichung eines geringen Maschinengewichts, namentlich besonders bei Kriegsschiffen, erwünscht ist, so müßte in jedem einzelnen Falle ein Kompromiß zwischen den beiden Anforderungen, guter Propellerwirkungsgrad bei hohen Touren, geschlossen werden.

Nimmt man für die gleichen Konstruktionsbedingungen wie im Falle 1 eine Auswertung aller übrigen Propellergruppen von 25% bis 60% Flächenverhältnissen A_p/A vor, so findet man bei dem durchweg günstigen Steigungsverhältnis von ebenfalls $H/D = 1,2$, die in folgender Tabelle zusammengestellten Resultate.

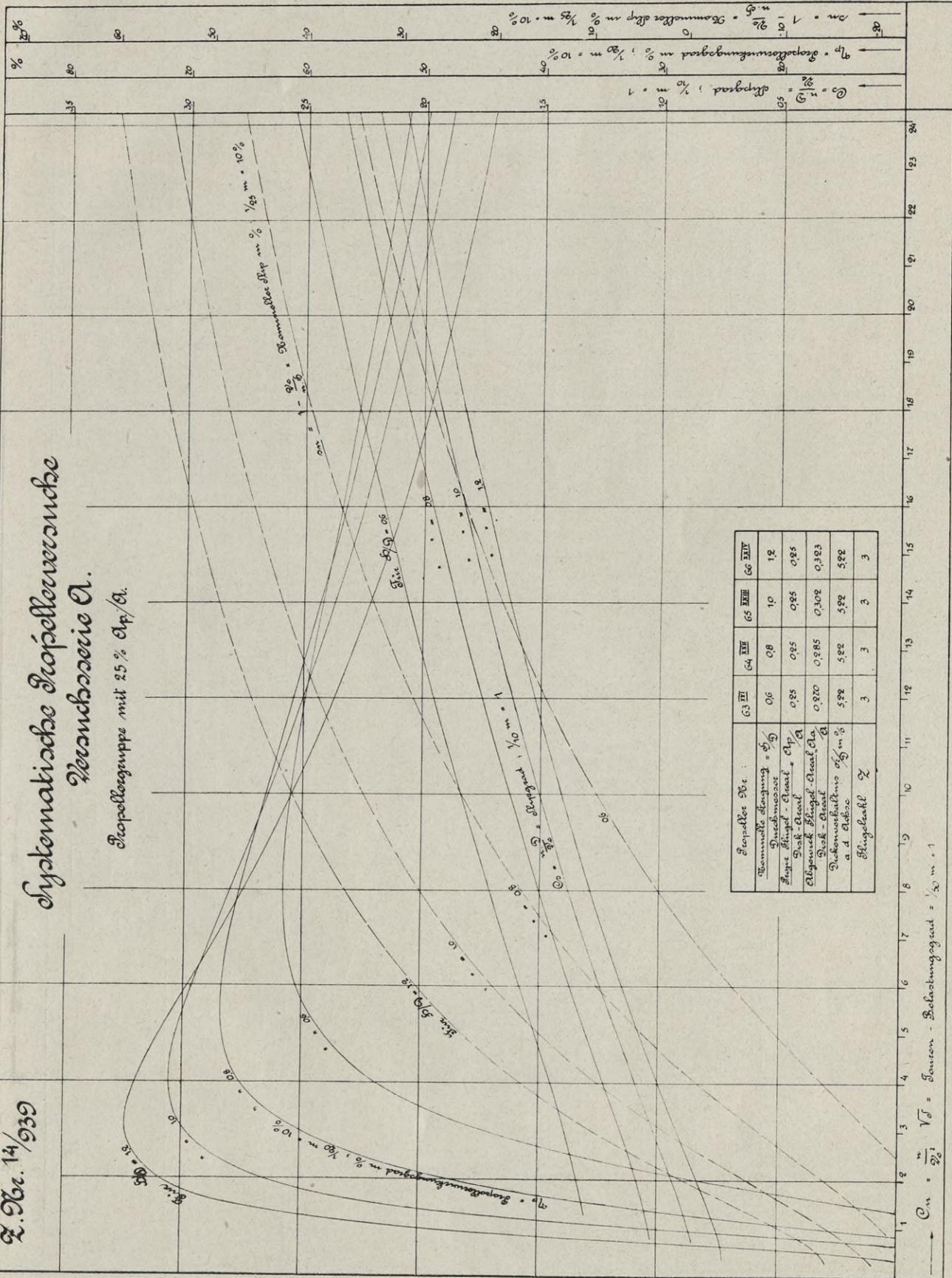
A_p/A	η_p	$\frac{n \cdot D}{V_c}$	n_s
25 %	0,700	1,14	623
30 %	0,700	1,13	617
40 %	0,698	1,12	613
50 %	0,696	1,11	604
60 %	0,690	1,10	603

Wie hieraus zu ersehen, nimmt bei der Wahl von größeren Flächenverhältnissen die Tourenzahl in gleicher Weise wie bei den untersuchten Standproben ab, jedoch in viel geringerem Grade wie dort ermittelt, der Propellerwirkungsgrad aber entgegen den oben für den Gütegrad bei Schlepperschrauben in Stand festgestellten Verhältnissen ebenfalls ab, so daß man zu der Annahme verleitet werden könnte, daß ein großes Flächenverhältnis bei freifahrenden Schiffen nachteilig wäre. Dies dürfte auch tatsächlich in allen Fällen zutreffend sein, wo ein Einsetzen von Kavitation, auf welche erst in einem späteren Aufsatz näher eingegangen werden soll, als ausgeschlossen gelten kann. Es mag an dieser Stelle nur kurz vorweg erwähnt werden, daß eine Vermeidung bzw. eine Einschränkung der Kavitationserscheinung sich bei gegebenen Propellerdurchmessern nur durch Vergrößerung der Flächenverhältnisse erreichen lassen dürfte und daß der dadurch resultierende schlechte Propellerwirkungsgrad bei den unterhalb der Kavitationsgrenze liegenden niedrigeren Geschwindigkeiten, so unter anderem auch bei der ökonomi-

Z. Nr. 14/939

Systematische Tropellerwende Versuchsreihe A.

Tropellengruppe mit 25% Ap/A.



Tropeller Nr.	63 III	64 III	65 III	66 III
Stromwenderabstand = 5'	0,6	0,8	1,0	1,2
Stromwender - Abstand = 10'	0,25	0,25	0,25	0,25
Stromwender - Abstand = 15'	0,20	0,225	0,302	0,323
Stromwenderabstand = 20'	0,22	0,22	0,22	0,22
Stromwenderabstand = 25'	3	3	3	3

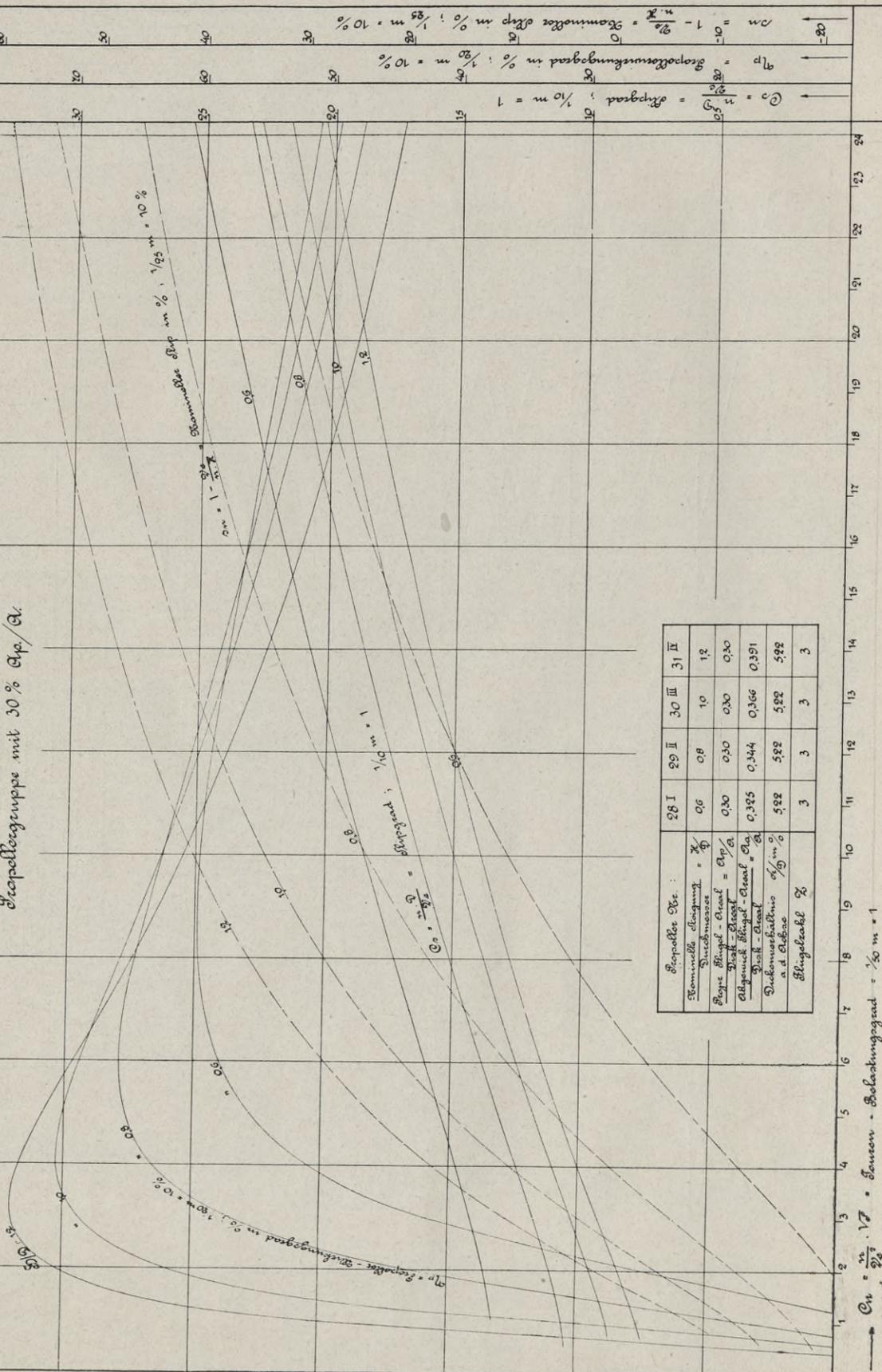
Abb. 32

Z. Nr. 14/931.

Systematische Tropfenerreichte.

Versuchsreihe A.

Tropfengruppe mit 30% Ap/A.



Tropfgröße (D _r)	28 I	29 II	30 III	31 II
Stammhöhe (D _r) = $\frac{h}{g}$	0.6	0.8	1.0	1.2
Reife Tropfen - Anzahl = $\frac{Q}{A}$	0.30	0.30	0.30	0.30
Abgewickel Tropfen - Anzahl = $\frac{Q}{A}$	0.395	0.344	0.366	0.391
Durchschnittliche $\frac{Q}{A}$ in %	5.22	5.22	5.22	5.22
Bligialzahl %	3	3	3	3

$C_p = \frac{2.5}{9.8} \cdot 1.7 = \text{Sauerer - Belackungszahl} = \frac{1}{50} m = 1$

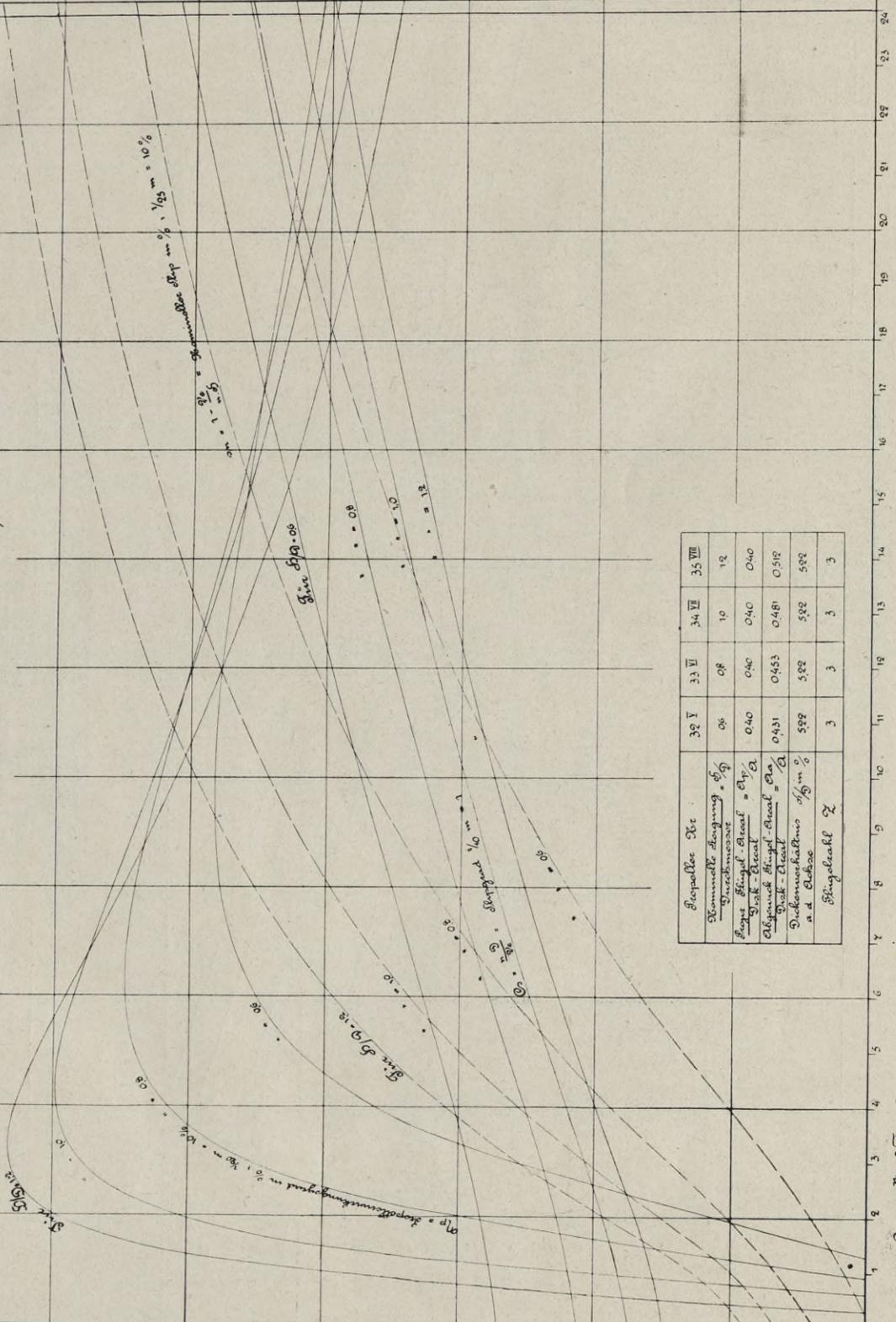
Abb. 33

Z. Nr. 14/933.

Systematische Propellerversuche

Versuchsreihe A.

Propellergruppe mit 40% σ_p/σ .



Propeller Nr.	35 I	33 V	34 VII	35 VIII
Nennweite D_{nom} in m	06	08	10	12
Flügel-Blat σ_{fl} = σ_p/σ	0.40	0.40	0.40	0.40
Blatt-Blat σ_{bl} = σ_p/σ	0.431	0.453	0.481	0.518
Drehmoment M in Nm	588	582	582	582
Flügelzahl Z	3	3	3	3

$\sigma_p = \frac{m}{2\pi} \sqrt{\sigma}$ = Serien-Blattungsgrad, $1/50 m = 1$

Abb. 34

Z. Nr. 14/935.

Systematische Propellerversuche Versuchsreihe A.

Propellerguppe mit 50% Ap/A.

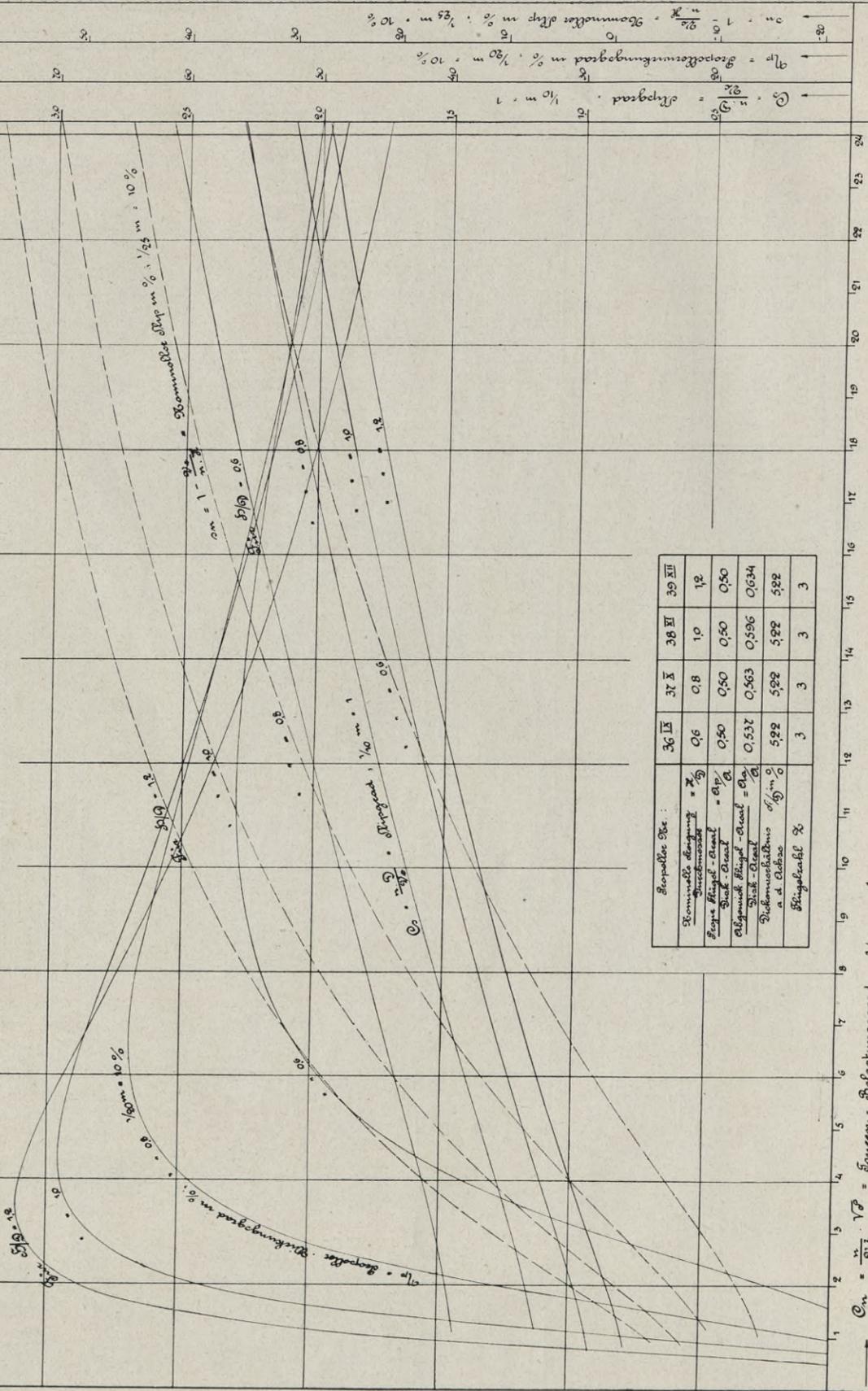
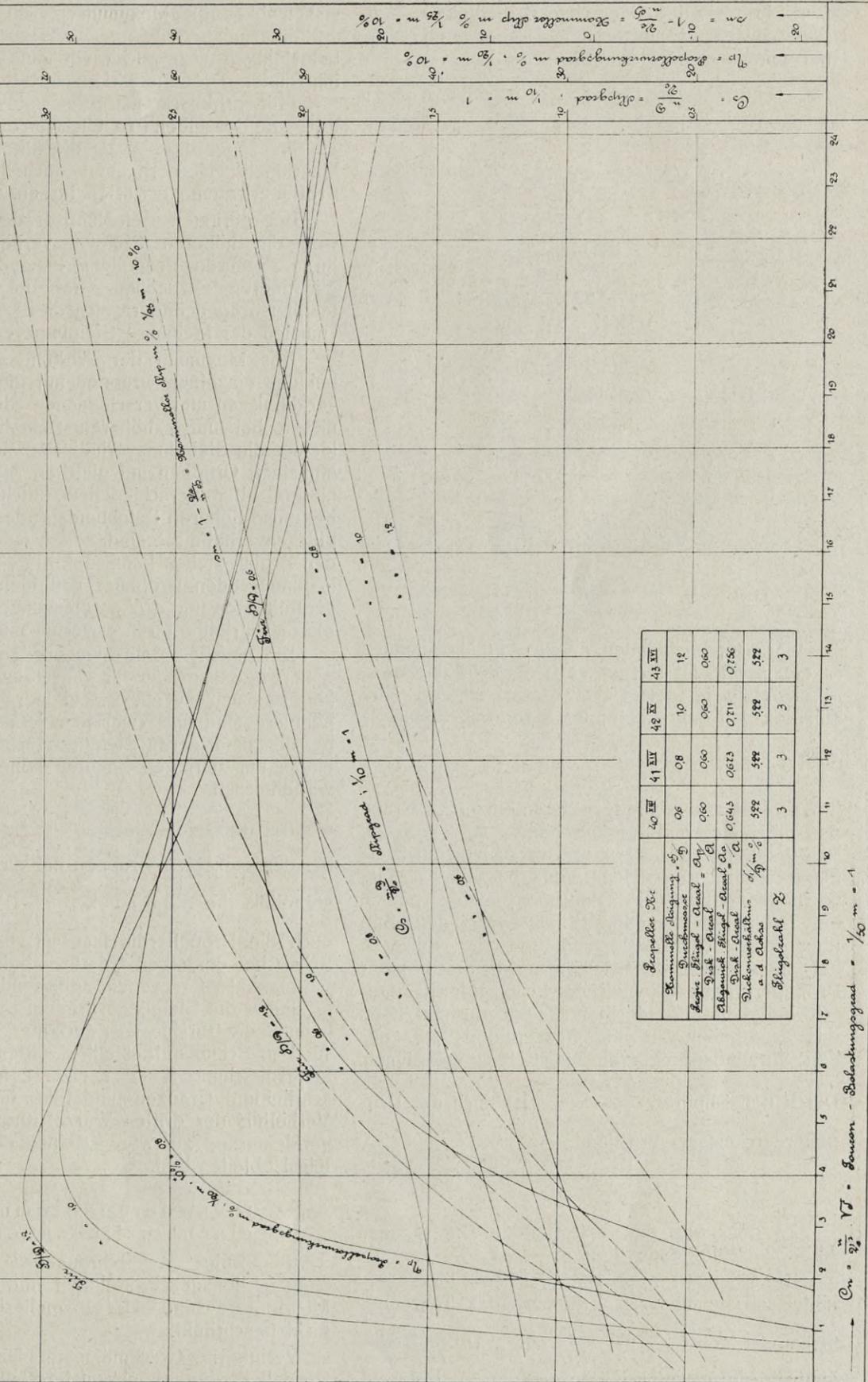


Abb. 35

Z. Nr. 14/337.

Systematische Tropelleversuche

Tropellegruppe mit 60 % Ap/A.



Tropelle Nr.	40 III	41 III	42 III	43 III
Kammhöhe Abgangm. 5	0,6	0,8	1,0	1,2
Reist. Ringel - Anzahl = 24	0,60	0,60	0,60	0,60
Abgangm. Ringel - Anzahl = 24	0,643	0,623	0,711	0,756
Dickenverhältnis $\frac{h}{r}$ in %	5,22	5,22	5,22	5,22
a d. Abgang	3	3	3	3
Ringelzahl Z	3	3	3	3

$C_n = \frac{2}{20} \cdot 17 = \text{Linsen} - \text{Belastungsgrad} = \frac{1}{50} m = 1$

Abb. 36

schen Fahrt oder Marschgeschwindigkeit von Kriegsschiffen, als notwendiges Uebel mit in den Kauf genommen werden muß.

2. Die Propellertourenzahl n sei gegeben.

$$\frac{S}{D^2 \cdot V_e^2} = \frac{c_1}{(1-s_n)^2} = C_d;$$

$$\frac{nD}{V_e} = \frac{1}{k(1-s_n)};$$

$$D = \frac{V_e}{n \cdot k(1-s_n)};$$

$$\frac{S}{D^2 \cdot V_e} = \frac{S \cdot n^2 \cdot k^2 (1-s_n)^2}{V_e^4} = C_d;$$

$$\frac{S \cdot n^2}{V_e^4} = C_d \cdot \frac{1}{k^2 (1-s_n)^2};$$

$$\frac{S \cdot n^2}{V_e^4} = \frac{c_1}{k^2 (1-s_n)^4};$$

$$\sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} = \frac{\sqrt{c_1}}{k(1-s_n)^2} = C_n.$$

Da einem bestimmten c_1 ein ganz bestimmtes s_n entspricht und hierbei auch der Wirkungsgrad η_p eindeutig festgelegt ist, so wird letzterer eine Funktion von dem sogenannten Tourenbelastungsgrad $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$ sein.

Trägt man also wieder für die einzelnen Gruppen mit gleichem Flächenverhältnis A_p/A von 25, 30, 40, 50 und 60 % A_p/A und verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D von 60 bis 120 % nach Maßgabe der Diagramme Abb. 32–36 die Propellerwirkungsgrade η_p sowie den Slip über dem Tourenbelastungsgrad C_n auf, so hat man einen unmittelbaren Vergleich jeder Propellergruppe bei gleichem Schub, gleicher Geschwindigkeit und gleicher Tourenzahl und kann das zweckmäßigste Steigungsverhältnis H/D aus den Wirkungsgradkurven unmittelbar entnehmen.

Durch den Slipgrad $\frac{nD}{V_e} = C_s$ ist auch der Propellerdurchmesser bestimmt.

$$D = C_s \cdot \frac{V_e}{n}.$$

Es geht aus den betreffenden Diagrammen Abb. 32–36 folgendes hervor.

Bei allen Gruppen mit gleichen Flächenverhältnissen nehmen mit Erhöhung des Tourenbelastungsgrades $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$ die Propellerwirkungsgrade η_p zunächst schnell zu und darauf, nachdem ein gewisses, von den Steigungsverhält-

nissen abhängiges Maximum erreicht ist, wieder, aber verhältnismäßig langsam ab. Diejenigen Tourenbelastungsgrade, welche vor der Erreichung der maximalen Propellerwirkungsgrade liegen, kommen für praktische Zwecke wohl kaum in Betracht, da denselben Propeller von unnötig geringen Touren zugeordnet sind, die ihrerseits schwere Maschinen erfordern, und doch keine günstige Kraftübertragung erwarten lassen.

Bei geringen Belastungsgraden sind durchweg die höheren Steigungsverhältnisse infolge ihres besseren Propellerwirkungsgrades als die günstigeren anzusehen, erst bei größeren Belastungsgraden ändern sich diese Verhältnisse zu Gunsten der kleineren Steigungsverhältnisse.

Das Maximum der Wirkungsgradkurve liegt bei den einzelnen Gruppen mit gleichen Flächenverhältnissen und verschiedenen Steigungsverhältnissen bei umso höheren Belastungsgraden, je kleiner die Steigungsverhältnisse sind und bei den einzelnen Gruppen mit gleichen Steigungsverhältnissen, aber verschiedenen Flächenverhältnissen bei umso höheren Belastungsgraden, je größer die Flächenverhältnisse sind, sodaß man hieraus schon den Schluß ziehen kann, daß bei den höheren Belastungsgraden Propeller von kleinen Steigungsverhältnissen und großen Flächenverhältnissen sich als die vorteilhafteren erweisen müssen.

Bei gleichen Belastungsgraden sind die Propellerwirkungsgrade für dieselben Steigungsverhältnisse umso größer, je kleiner die Flächenverhältnisse sind und zwar in einem höheren Grade bei den niedrigeren Steigungsverhältnissen und in einem nur geringen bei den höheren Steigungsverhältnissen.

Bei gleichen Belastungsgraden $\sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$ sind bei den einzelnen Gruppen mit gleichem Flächenverhältnis die Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_e}$ und demnach auch die Propellerdurchmesser, um den gleichen Schub bei derselben Geschwindigkeit mit gleicher Tourenzahl zu erzeugen, naturgemäß umso größer, je kleiner die Steigungsverhältnisse sind, und zwar nehmen die Durchmesser auch hier, gemäß der oben für den Schub aufgestellten allgemeineren Beziehungsgleichung $S = c \cdot n^2 \cdot D^3 \cdot H$, in gewissen beschränkten Grenzen ungefähr im umgekehrten Verhältnis der dritten Wurzel aus der Steigungsverkleinerung zu, was sich aus den Diagrammen leicht ableiten läßt.

Anwendung der Diagramme (Abb. 32–36) bei einem vorliegenden Projekt.

Das obige Zweischrauben-Schiff soll seine Konstruktionsgeschwindigkeit mit 500 Touren pro Minute erreichen. Der Propellerdurchmesser sei nicht beschränkt.

Verlangt: Zweckmäßigste Dimensionen des Propellers und abgebremste Wellenpferdestärken für 27 kn.

Man reduziere zunächst die für die Konstruktion einzuhaltende Tourenzahl von 500/Min. im Verhältnis der Uebertragung von Schiff zu Modell auf $\frac{500}{\sqrt{1,05}} = 488/\text{Min.}$

= 8,14/Sek., so beträgt der Tourenbelastungsgrad

$$C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_c^2} = \frac{\sqrt{10270} \cdot 8,14}{13,32^2} = 4,65.$$

Hierfür ergibt sich durch Interpolation der Diagramme (Abb. 33) der Propellergruppe mit 30% A_p/A Flächenverhältnis ein günstiges Steigungsverhältnis $H/D = 1,2$, ein reiner Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,725$ und ein Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_c} = 1,04$.

Der zweckmäßigste Propellerdurchmesser beträgt demnach $D = 1,04 \cdot \frac{V_c}{n} = 1,04 \cdot \frac{13,32}{8,14} = 1,703$ m

und die günstigste Steigung $H = D \cdot 1,2 = 1,703 \cdot 1,2 = 2,044$ m.

Die abgebremsten Wellenpferde pro Maschine würden sich bei $\eta_p = 0,725$ zu $\frac{SPS}{\eta_p} = WPS = \frac{1823}{0,725} = 2515$, mithin für beide zusammen zu 5030 ergeben. Für die Konstruktion wieder um 5% vermehrt, ergibt $WPS = 5030 \cdot 1,05 = 5280$.

Nimmt man für die gleichen Konstruktionsbedingungen eine Auswertung aller übrigen Gruppen mit den Flächenverhältnissen von 25%, 40%, 50% und 60% A_p/A , so findet man bei dem durchweg günstigsten Steigungsverhältnis von ebenfalls $H/D = 1,2$ die in folgender Tabelle zusammengestellten Resultate.

A_p/A	η_p	$\frac{nD}{V_c}$	D
25 %	0,728	1,045	1,712
30 %	0,725	1,040	1,703
40 %	0,718	1,040	1,703
50 %	0,712	1,035	1,695
60 %	0,706	1,035	1,695

Wie hieraus zu ersehen, nehmen bei Wahl von größeren Flächenverhältnissen die Durchmesser in gleicher Weise wie bei den untersuchten Standproben ab, jedoch in einem viel geringeren Grade, wie dort ermittelt, die Propellerwirkungsgrade aber, entgegen den oben für den Gütegrad bei Schlepperschrauben in Stand festgestellten Verhältnissen, ebenfalls ab.

Um Trugschlüssen vorzubeugen, wäre auch zu diesen für gleiche Tourenbelastungsgrade durchgeführten Auswertungen, ebenso wie dies vorhin für gleiche Durchmesserbelastungsgrade geschehen ist, nochmals besonders zu betonen, daß dieselben

nur in den Grenzen Anspruch auf genügende Ueber-einstimmung mit den Verhältnissen bei den ausgeführten Schiffsschrauben machen können, wo ein Einsetzen der Kavitation als ausgeschlossen gelten darf. Im anderen Falle würden erfahrungsgemäß gerade die kleineren Flächenverhältnisse Kavitation in erhöhtem Grade befördern und dadurch den Propellerwirkungsgrad so wesentlich herabmindern, daß es erforderlich ist, umgekehrt die größeren Flächenverhältnisse trotz ihres durch die Bassinversuche ermittelten, an sich schlechteren Wirkungsgrades zu wählen. Wie aber bereits erwähnt, soll die Erörterung dieser Verhältnisse erst späteren Untersuchungen vorbehalten bleiben.

F. Auswertung der Versuchsergebnisse der Propellerserie A Abb. 5–9 für die Dimensionierung von Schlepperschrauben.

Da Schlepperschrauben im Schleppzustande meistens unter ganz anderen Belastungsgraden und Slipverhältnissen wie gewöhnliche Propeller bei freifahrenden Schiffen arbeiten, so ist es zweckmäßig, die mit den Serienpropellern ermittelten Versuchsergebnisse speziell für Schlepperschrauben noch in einer weitergehenden Art bis zu Slips von 80%, wie dies für einzelne Gruppen von gleichen Flächenverhältnissen gesondert in den Diagrammen (Abb. 37–41) als Funktion der Durchmesserbelastungsgrade

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_c}$$

und in den Abb. 42–46 als Funktion der Tourenbelastungsgrade $C_n = \frac{n}{V_c^2} \cdot \sqrt{S}$ geschehen ist, auftragen.

Die Anwendung dieser Versuchsdiagramme mag in folgendem gleich an einigen praktischen Beispielen erläutert werden.

A u f g a b e 1: Ein Einschrauben-Dampfschlepper von 19 m Länge, 5,3 m Breite und 1,6 m Maximal-tiefgang soll bei einer Schleppgeschwindigkeit von 5 km/Stde. einen nußbaren Trossenzug von $Z = 2000$ kg leisten. Es sei die Bedingung gestellt, daß die Schraube nicht unter die Kiellinie schlägt und daß die Ausführung eines Tunnelhecks aus gewissen Gründen ausgeschlossen sei.

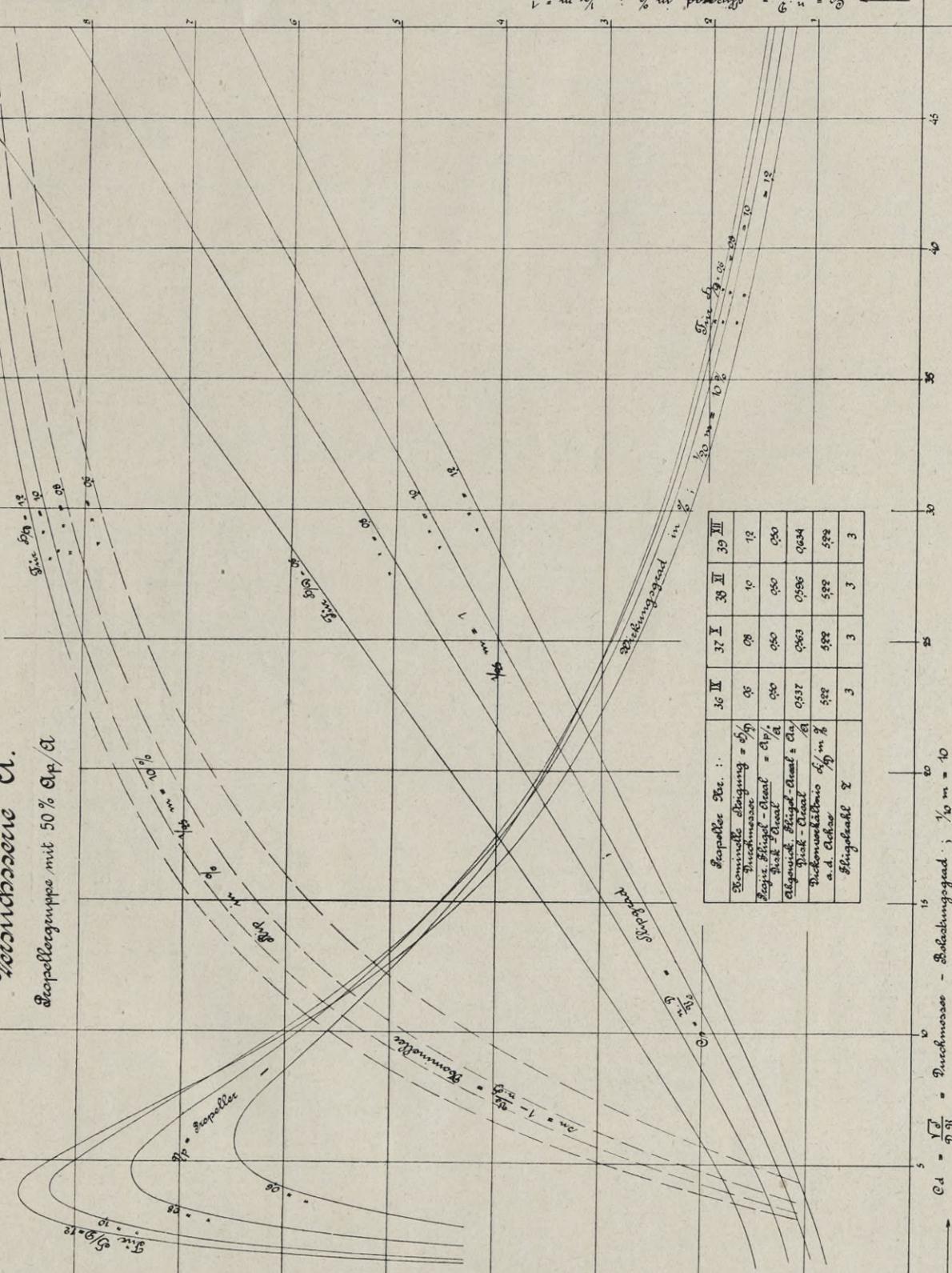
Verlangt sei die zweckmäßigste Dimensionierung des Propellers zur Erreichung eines möglichst guten Nußeffectes durch Auswertung der Versuchsdiagramme (Abb. 37–41 oder Abb. 42–46). Ferner sind für die gestellten Bedingungen die Tourenzahl, die Maschinenleistung in abgebremsten und indizierten Pferdestärken (WPS. bzw. IPS) und der sogenannte Schleppgütegrad Z/IPS , d. h. das Verhältnis des nußbaren Trossenzugen in kg pro indizierte Pferdestärke zu bestimmen.

Zunächst ergibt sich aus konstruktiven Gründen, daß der größte zulässige Schraubendurch-

28. 56c. 14/1032.

Systematische Tropellerversuche Reichsreihe A.

Tropellergruppe mit 50% Öl/Al

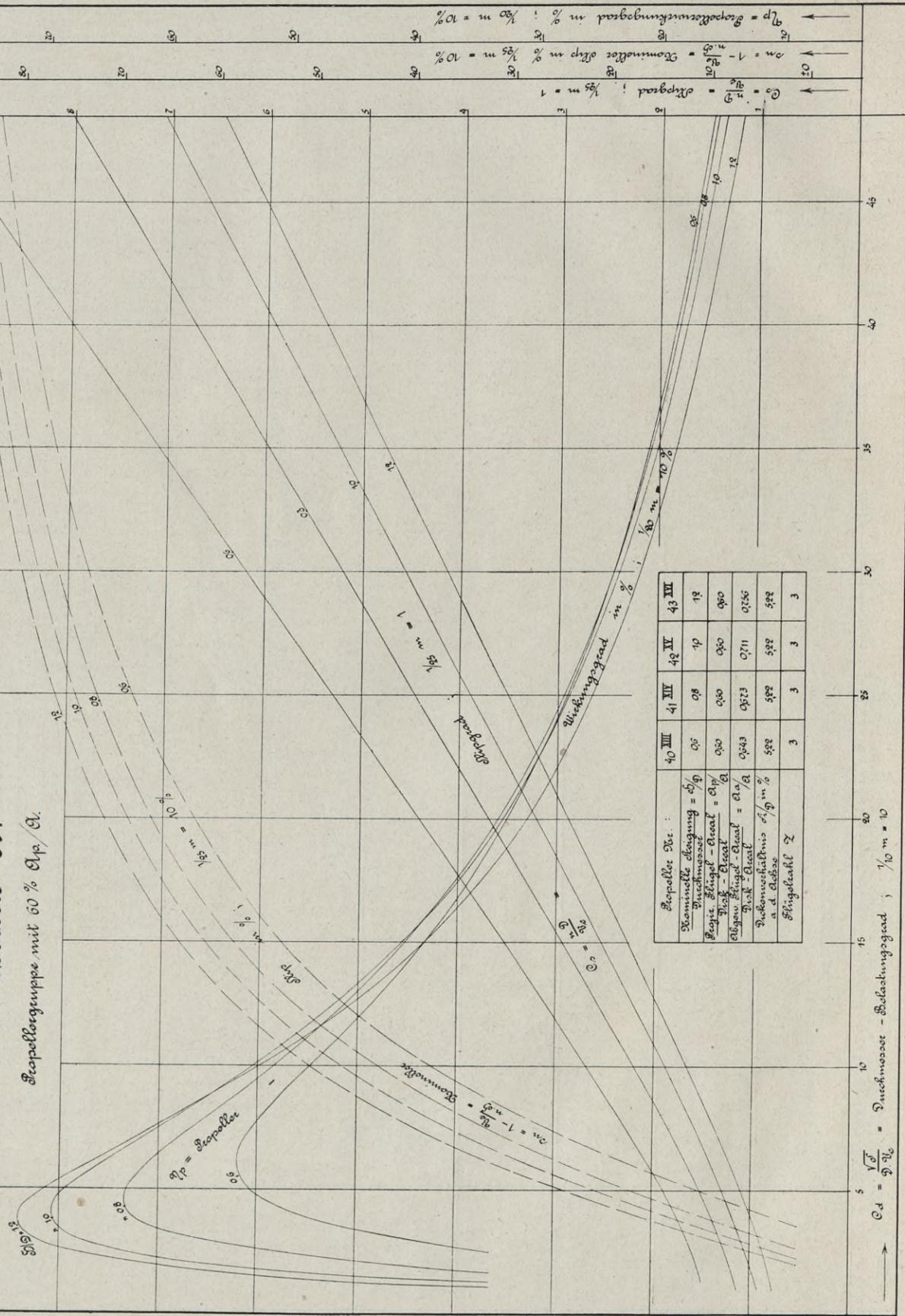


Stückgang	36 IV	37 I	38 II	39 VII
Tropeller Ste. :	05	08	10	12
Kornmoller Steigung = 5/4	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/8	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/16	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/32	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/64	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/128	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/256	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/512	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1024	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2048	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4096	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/8192	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/16384	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/32768	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/65536	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/131072	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/262144	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/524288	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1048576	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2097152	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4194304	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/8388608	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/16777216	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/33554432	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/67108864	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/134217728	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/268435456	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/536870912	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1073741824	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2147483648	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4294967296	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/8589934592	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/17179869184	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/34359738368	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/68719476736	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/137438953472	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/274877906944	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/549755813888	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1099511627776	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2199023255552	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4398046511104	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/8796093022208	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/17592186044416	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/35184372088832	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/70368744177664	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/140737488355328	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/281474976710656	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/562949953421312	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1125899906842624	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2251799813685248	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4503599627370496	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/9007199254740992	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/18014398509481984	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/36028797018963968	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/72057594037927936	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/144115188075855872	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/288230376151711744	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/576460752303423488	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1152921504606846976	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2305843009213693952	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4611686018427387904	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/9223372036854775808	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/18446744073709551616	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/36893488147419103232	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/73786976294838206464	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/147573952589676412928	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/295147905179352825856	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/590295810358705651712	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1180591620717411303424	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2361183241434822606848	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4722366482869645213696	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/9444732965739290427392	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/18889465931478580854784	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/37778931862957161709568	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/75557863725914323419136	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/151115727451828646838272	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/302231454903657293676544	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/604462909807314587353088	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1208925819614629174706176	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2417851639229258349412352	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4835703278458516698824704	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/9671406556917033397649408	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/19342813113834066795298816	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/38685626227668133590597632	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/77371252455336267181195264	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/154742504910672534362390528	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/309485009821345068724781056	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/618970019642690137449562112	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1237940039285380274899124224	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2475880078570760549798248448	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4951760157141521099596496896	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/9903520314283042199192993792	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/19807040628566084398385987584	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/39614081257132168796771975168	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/79228162514264337593543950336	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/158456325028528675187087900672	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/316912650057057350374175801344	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/633825300114114700748351602688	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1267650600228229401496703205376	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2535301200456458802993406410752	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/5070602400912917605986812821504	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/10141204801825835211973625643008	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/20282409603651670423947251286016	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/40564819207303340847894502572032	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/81129638414606681695789005144064	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/162259276829213363391578010288128	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/324518553658426726783156020576256	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/649037107316853453566312041152512	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1298074214633706907132624082305024	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2596148429267413814265248164610048	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/5192296858534827628530496329220096	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/10384593717069655257060992584440192	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/20769187434139310514121985168880384	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/41538374868278621028243970337760768	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/83076749736557242056487940675521536	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/16615349947311448411297588135043072	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/33230699894622896822595176270086144	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/66461399789245793645190352540172288	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/132922799578491587290380705080344576	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/265845599156983174580761410160689152	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/531691198313966349161522820321378304	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1063382396627932698323045640642756608	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2126764793255865396646091281285513216	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/4253529586511730793292182562571026432	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/8507059173023461586584365125142052864	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/17014118346046923173168730250284105728	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/34028236692093846346337460500568211456	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/68056473384187692692674921001136422912	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/136112946768375385385349842002272845824	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/272225893536750770770699684004545711648	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/54445178707350154154139936800909143296	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/108890357414700308308279873601818286592	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/217780714829400616616559747203636573184	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/435561429658801233233119494407273146368	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/871122859317602466466238988814546292736	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1742245718235204932932477977628925455472	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/3484491436470409865864955955257850910944	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/6968982872940819731729911910515701821888	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/13937965745881639463459823821031403643776	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/27875931491763278926919647642062807287552	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/55751862983526557853839295284125614575104	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/111503725967053115707678590568251231150208	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/223007451934106231415357181136502462300416	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/446014903868212462830714362273004946000832	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/892029807736424925661428724546009892001664	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1784059615472849851322857449092019784003328	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/3568119230945699702645714898184039568006656	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/7136238461891399405291429796368079136013312	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/1427247692378279881058285959273615824026624	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/2854495384756559762116571918547231648053248	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/5708990769513119524233143837094463296106496	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/11417981539026239048466287674188926592212992	05	08	10	12
Stückgang - Öl = 1/22835963078052478096932575348377853184425984				

Z. Nr. 14/1034.

Systematische Propelleruntersuche Reichsseezelle A.

Propellergruppe mit 60% Slip. A.



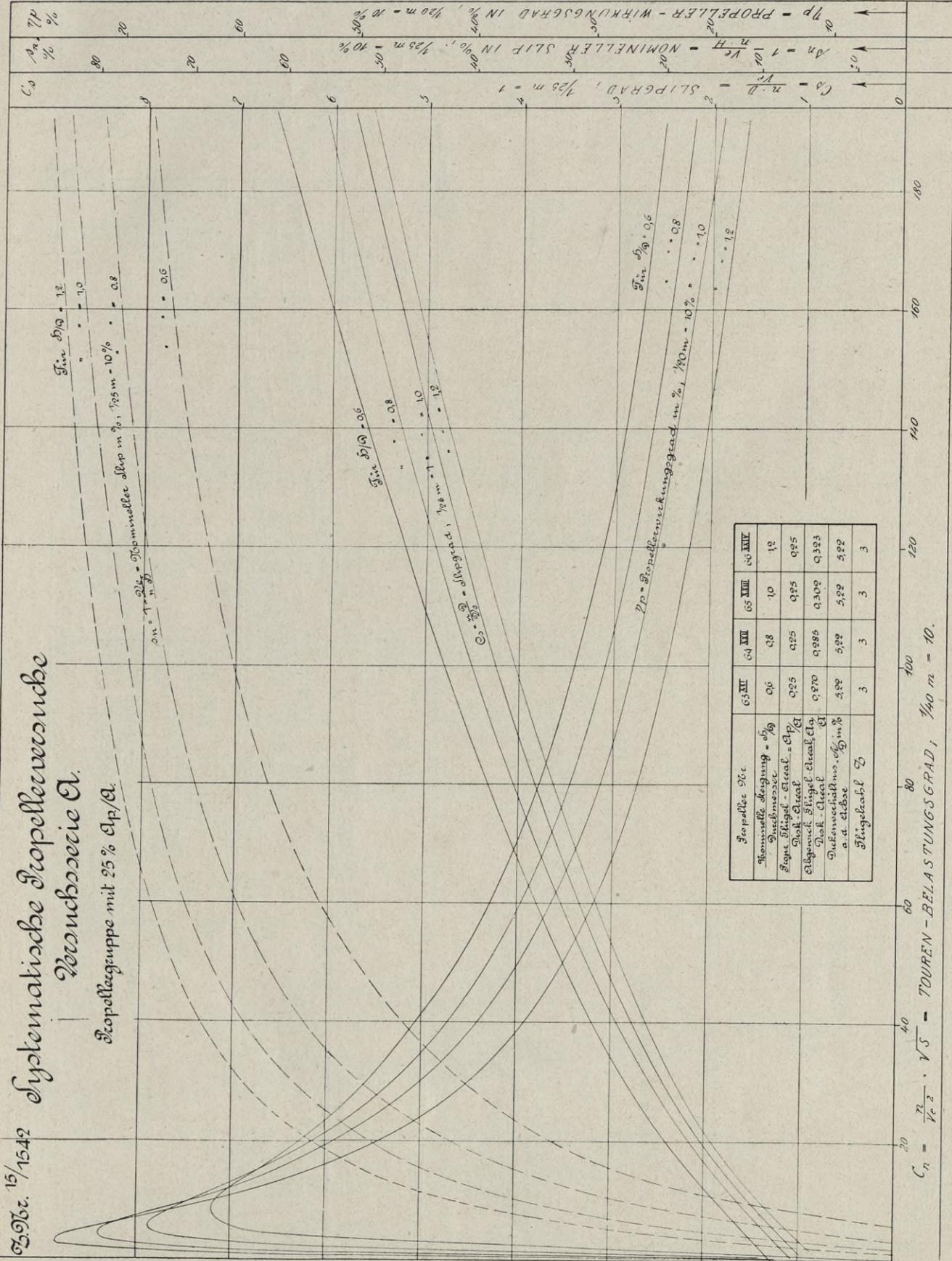
Propeller Nr.:	40 III	41 XII	42 XI	43 III
Nominelle Abzweigung = $\frac{c}{g}$	0.05	0.08	0.10	0.12
Durchmesser - Querschnitt = $\frac{c}{g^2}$	0.00	0.00	0.00	0.00
Prop. Flächen - Querschnitt = $\frac{c}{g^3}$	0.00	0.00	0.00	0.00
Blattzahl - Querschnitt = $\frac{c}{g^4}$	0.00	0.00	0.00	0.00
Dickenverhältnis $\frac{c}{g}$ in % an der Spitze	5.22	5.22	5.22	5.22
Blattzahl Σ	3	3	3	3

$C_d = \frac{\sqrt{\sigma}}{g} \cdot \frac{1}{D}$ = Durchmesser - Belastungsgrad ; $\frac{1}{10} m = 10$

Abb. 41

Systematische Propellerversuche Versuchsreihe A.

Propellerguppe mit 25% Slip/A.



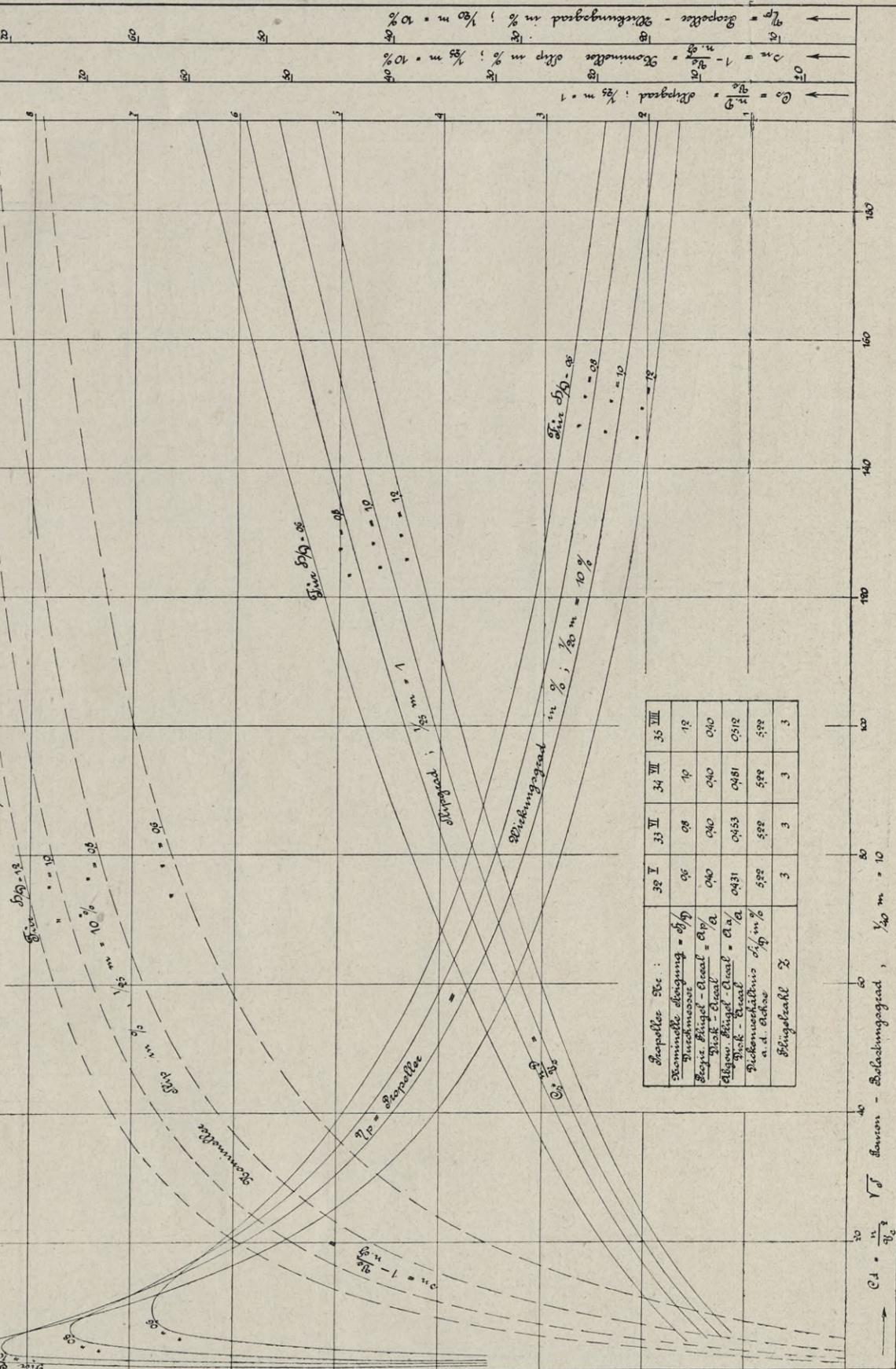
Propeller 96c	65 XII	64 XII	65 XIII	66 XIV
Nominelle Drehung = $\frac{v_t}{D}$	0.6	0.8	1.0	1.2
Reale Drehung = $\frac{v_t}{D} \cdot (1 - s)$	0.25	0.25	0.25	0.25
Umschlagzeit = $\frac{1}{\text{Drehung}}$	0.270	0.286	0.302	0.323
Umschlagzeit in %	4.22	5.22	5.22	5.22
Umschlagzeit in %	3	3	3	3

Abb. 42

№. 262. 14/1030.

Systematische Tropellerversuche Versuchsreihe A.

Tropellengruppe mit 40% σ_p / σ_t



Tropeller Art	32 I	33 VI	34 VII	35 VIII
Nennweite $\sigma_p / \sigma_t = 40\%$	05	08	10	12
Reine Kugel - Oval = σ_p / σ_t	040	040	040	040
Reine Kugel - Oval = σ_t / σ_p	0431	0453	0481	0512
Reine Kugel - Oval = σ_p / σ_t	522	522	522	522
Reine Kugel - Oval = σ_t / σ_p	3	3	3	3
Flugzahl Z				

Abb. 44

messer, den man in diesem Falle bei der großen Belastung wählen muß, wegen des beschränkten Tiefganges des Schleppers von 1,6 m nicht über 1,45 m betragen darf. Der Eigenwiderstand des Schleppers W läßt sich aus der festgestellten Kurve der effektiven Schlepperpferdestärken EPS desselben bei 5 km Geschwindigkeit bestimmen.

Es sei hierbei: $EPS = 0,6$;

$$W = \frac{EPS \cdot 75}{V_m};$$

$$V_m = \text{Geschwindigkeit in m/sec.} = \frac{5 \text{ km} \cdot 1000}{3600} = 1,39 \text{ m/sec.};$$

$$W = \frac{0,6 \cdot 75}{1,39} = 32,4 \text{ kg} \approx 33 \text{ kg}.$$

Der tatsächliche Gesamtwiderstand, den die Schraube überwinden muß, ist also gleich

$$Z + W = 2000 + 33 = 2033 \text{ kg}.$$

Infolge des Sogs, den der Propeller auf den Schlepper ausübt, muß der erforderliche Schraubenschub S größer als $Z + W$ sein, und zwar um den Betrag des Soges, den die Schraube auf den Schlepper ausübt.

$$S = \frac{Z + W}{1 - t}.$$

t = Sogziffer, auf Grund ähnlicher Versuche zu 0,10 angenommen.

$$S = \frac{2033}{0,9} = 2260 \text{ kg}.$$

Die Schleppgeschwindigkeit V_s soll 5 km/Stde. = 1,39 m/sec = V_m sein.

Die Zuflußgeschwindigkeit V_e des Wassers in den Propeller beträgt

$$V_e = V_m (1 - w).$$

w = Nachstromziffer, auf Grund ähnlicher Versuche zu 0,15 angenommen.

$$V_e = 1,39 \cdot 0,85 = 1,182 \text{ m/sec}.$$

Zur Auswertung eignen sich für diesen Fall die Diagramme Abb. 41 der Gruppe mit 60% A_p/A .

Der Durchmesserbelastungsgrad $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ ergibt sich zu

$$\frac{\sqrt{2260}}{1,45 \cdot 1,182} = 27,75.$$

Hierfür bestimmen die Diagramme den besten Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,252$ für ein Steigungsverhältnis $H/D = 0,8$ und einen Slipgrad $C_s = 4,85$.

Die zweckmäßigste Steigung H müßte demnach $D \cdot 0,80 = 1,45 \cdot 0,80 = 1,160 \text{ m}$ betragen. Die Tourenzahl ergibt sich aus dem Slipgrad

$$C_s = \frac{n D}{V_e} = 4,85 \text{ zu } n = 4,85 \cdot \frac{1,182}{1,45} = 3,95 / \text{Sek.} = 237 / \text{Min.}$$

Bei einem angenommenen Wirkungsgrad der Maschine $\eta_m = 0,85$

$$IPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{141,2}{0,85} = 166,2.$$

Der sogenannte Gesamt - Wirkungsgrad der Propulsion ist $\eta = \frac{ZPS}{IPS}$;

$$ZPS = \text{nutzbare Trossenpferdestärken} = \frac{Z \cdot V_m}{75};$$

Die erforderlichen abgebremsten Wellenpferdestärken würden gleich $WPS = \frac{SPS}{\eta_p}$ sein.

$$SPS = \text{Propellerschubpferdestärken} = \frac{S \cdot V_e}{75} = \frac{2260 \cdot 1,182}{75} = 35,6 \text{ PS}.$$

$$WPS = \frac{35,6}{0,252} = 141,2 \text{ PS}.$$

$$ZPS = \frac{2000 \cdot 1,39}{75} = 37,1 \text{ PS};$$

$$\eta = \frac{37,1}{166,2} = 0,223.$$

Der sogenannte Schleppgütegrad

$$Z/IPS = \frac{2000}{165,2} = 12,02 \text{ kg/IPS}.$$

Aufgabe 2: Bei demselben Schlepper soll unter den gleichen Konstruktionsbedingungen wie in Aufgabe 1, insbesondere unter Einhaltung des beschränkten Durchmessers der Schrauben von 1,45 m die Tourenzahl mit 210/Min. = 3,5/Sek. gegeben sein. Der Durchmesserbelastungsgrad ist in diesem Falle wieder

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = 27,75.$$

Als Slipgrad ist aber $C_s = \frac{n \cdot D}{V_e} = \frac{3,5 \cdot 1,45}{1,182} = 4,30$ einzuhalten. Hierbei bestimmen die Diagramme Abb. 41 der Gruppe mit 60% A_p/A ein Steigungsverhältnis $H/D = 1,0$ und einen Wirkungsgrad

$$\eta_p = 0,247.$$

Propellersteigung H also gleich $1,45 \cdot 1,0 = 1,450 \text{ m}$.

Die erforderlichen abgebremsten Wellenpferdestärken müssen sein:

$$WPS = \frac{SPS}{\eta_p};$$

$$SPS = \text{Propellerschubpferdestärken} = \frac{S \cdot V_e}{75} = 35,6 \text{ PS}$$

$$WPS = \frac{35,6}{0,247} = 144,2.$$

Bei einem angenommenen Wirkungsgrad der Maschine $\eta_m = 0,85$

$$IPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{144,2}{0,85} = 169,7.$$

Der sogenannte Gesamtwirkungsgrad der Propulsion ist $\eta = \frac{ZPS}{IPS}$;

$$ZPS = \text{nutzbare Trossenpferdestärken} = \frac{Z \cdot V_m}{75};$$

$$ZPS = 37,1 \text{ PS};$$

$$\eta = \frac{37,1}{169,7} = 0,2185;$$

Der sogenannte Schleppgütegrad ergibt sich zu

$$\frac{Z}{IPS} = \frac{2000}{169,7} = 11,78 \text{ kg/IPS.}$$

Aufgabe 3: Unter sonstiger Einhaltung der Konstruktionsbedingungen wie in Aufgabe 1 soll ferner verlangt sein, daß die Tourenzahl 210/Min. = 3,5/Sek. beträgt, der Propellerdurchmesser aber aus Tiefgangsrücksichten in gewissen Grenzen nicht beschränkt sei.

Für diesen Fall eignen sich die Diagramme Abb. 46 der Gruppe mit 60% A_p/A zur bequemen Auswertung. Der vorliegende Tourenbelastungsgrad $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} = \frac{\sqrt{2260} \cdot 3,5}{1,182^2} = 119$ bestimmt

für das günstigste Steigungsverhältnis $H/D = 0,6$ einen reinen Propellerwirkungsgrad η_p von 0,285

und einen Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_e}$ von 5,01. Aus letz-

terem läßt sich der erforderliche Propellerdurchmesser zu $D = 5,01 \cdot \frac{V_e}{n} = 5,01 \cdot \frac{1,182}{3,5} = 1,692 \text{ m}$

berechnen. Die Steigung H beträgt demnach $0,6 \cdot 1,692 \text{ m} = 1,015 \text{ m}$. Bei einem reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,285$ ergeben sich die ab-

gebremsten Wellenpferdestärken zu $WPS = \frac{SPS}{\eta_p}$

$$= \frac{35,6}{0,285} = 124,8 \text{ und die indizierten der Maschine}$$

$$\text{zu } \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{124,8}{0,85} = 147. \text{ Der Gesamtwirkungsgrad}$$

$$\text{der Propulsion beträgt } \eta = \frac{ZPS}{IPS} = \frac{37,1}{147} = 0,2525$$

und der sogenannte Schleppgütegrad

$$\frac{Z}{IPS} = \frac{2000}{147} = 13,62 \text{ kg/IPS.}$$

Die zweckmäßige Anbringung dieser Schraube von 1,692 m Durchmesser verlangt bei dem vorliegenden Schlepper entweder ein Durchschlagen derselben unterhalb der Kiellinie oder die Ausführung eines Tunnelhecks. Ersteres wird aus praktischen Gründen selten zulässig sein. Die Anordnung der Schraube in einem Tunnel dürfte den guten Wirkungsgrad dieser Schraube aber anderseits wieder um einen gewissen Betrag herabmindern.

Um unter den gegebenen Bedingungen dennoch auf einen guten Wirkungsgrad zu kommen, sollen in folgendem noch zum Schluß die Verhältnisse für einen Doppelschrauben-Schleppdampfer untersucht werden.

Aufgabe 4: Derselbe Schlepper soll unter den gleichen Konstruktionsbedingungen als Doppelschrauber gebaut werden. Auch in diesem Falle wird man zunächst wegen der großen Belastung den größten, aus konstruktiven Gründen statthafter Durchmesser von 1,45 m wählen. Unter der Annahme gleicher Sog- und Nachstromverhältnisse, ergibt sich der insgesamt von beiden Schrauben zu leistende Propellerschub S wie oben

$$\text{zu } 2260 \text{ kg, also pro Schraube} = \frac{1}{2} \cdot 2260 = 1130 \text{ kg.}$$

Durchmesser-Belastungsgrad

$$C_d = \frac{\sqrt{1/2 S}}{D \cdot V_e} = \frac{\sqrt{1130}}{1,45 \cdot 1,182} = 19,63;$$

zweckmäßigstes Steigungsverhältnis dabei auf Grund der Diagramme (Abb. 41 der Gruppe mit 60% A_p/A) ist $H/D = 0,8$ bei $\eta_p = 0,332$; Propellersteigung H also gleich $1,45 \cdot 0,8 = 1,160 \text{ m}$.

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = 3,65;$$

$$n = 3,65 \cdot \frac{V_e}{D} = \frac{3,65 \cdot 1,182}{1,45} = 2,97/\text{Sek.} = 178/\text{Min.};$$

$$WPS = \frac{SPS}{\eta_p} = \frac{35,6}{0,332} = 107,2;$$

$$IPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{107,2}{0,85} = 126,2;$$

$$\eta = \frac{ZPS}{IPS} = \frac{37,1}{126,2} = 0,294;$$

$$Z/IPS = \frac{2000}{126,2} = 15,85 \text{ kg/IPS.}$$

Zusammenstellung der Rechnungsergebnisse obiger vier Ausführungen für den gleichen nutzbaren Trossenzug von $Z = 2000 \text{ kg}$ bei 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit.

Ausführung	Konstruktionsbedingungen	D	H	H/D	n_s	IPS	η in %	Z/IPS in kg/IPS
1	Propellerdurchmesser nicht über 1,45 m, Tourenzahl freigestellt	1,45	1,16	0,8	237	166,2	22,3	12,02
2	Propellerdurchmesser nicht über 1,45 m, Tourenzahl mit 210/Min. festgelegt	1,45	1,45	1,0	210	169,7	21,85	11,78
3	Tourenzahl mit 210/Min. gegeben, Propellerdurchmesser freigestellt	1,692	1,015	0,6	210	147,0	25,25	13,62
4	Doppelschrauben-Propellerdurchmesser mit 1,45 m festgelegt, Propellertouren freigestellt	1,45	1,16	0,8	178	126,2	29,4	15,85

Das Resultat der Untersuchung zeigt für Schlepper, die wie die vorliegenden mit so hohen Belastungsgraden arbeiten, die Ueberlegenheit der kleineren Steigungsverhältnisse, der größeren Propellerdurchmesser sowie die der Doppelschraubenanordnung.

Im Anschluß an diese Untersuchungen, welche sich in erster Linie auf die Kennzeichnung des Einflusses der absoluten Größe des Propellerdurchmessers sowie des Steigungsverhältnisses bei ein und derselben Propellergruppe mit dem gleichen Flächenverhältnis $A_p/A = 60\%$ beziehen, mögen in folgendem noch einige Beispiele zahlenmäßig durchgerechnet werden, um auch den Einfluß des Flächenverhältnisses zur Darstellung zu bringen. Zu diesem Zweck sei auf die betreffende Aufgabe 2 S. 54 zurückgegriffen, wonach ein Einschraubenschlepper von gegebenem Tiefgang und dem infolgedessen beschränkten Propellerdurchmesser $D = 1,45$ m bei $V_s = 5$ km/stde Schleppgeschwindigkeit mit $n_s = 210$ Touren ./ Minufe einen nutzbaren Trossenzug $Z = 2000$ kg ausüben soll. Unter Berücksichtigung der Sog- und Nachstromverhältnisse ergibt sich für den vorliegenden Fall ein Durchmesserbelastungsgrad

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = \frac{\sqrt{2260}}{1,45 \cdot 1,182} = 27,75;$$

ein Tourenbelastungsgrad

$$C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} = \sqrt{2260} \cdot \frac{3,5}{1,182^2} = 119;$$

und ein Slipgrad

$$C_s = \frac{n \cdot D}{V_e} = \frac{3,5 \cdot 1,45}{1,182} = 4,30.$$

Hierfür lassen sich sowohl aus den für gleichen Durchmesserbelastungsgrad aufgetragenen Auswertungsdiagrammen Abb. 37–41 wie auch aus den für gleichen Tourenbelastungsgrad dargestellten Abb. 42–46 bei den einzelnen Gruppen mit den konstanten Flächenverhältnissen von 25, 30, 40, 50 und 60% A_p/A die in folgender Tabelle aufgeführten zugehörigen Steigungsverhältnisse H/D und erreichbaren Propellerwirkungsgrade η_p entnehmen.

Nr.	1	2	3
	A_p/A in %	H/D	η_p
1	25	1,30	0,205
2	30	1,20	0,219
3	40	1,11	0,232
4	50	1,04	0,242
5	60	1,00	0,247

Wie hieraus zu ersehen, ist es in dem vorliegenden Fall erforderlich, bei größeren Flächenverhältnissen ein kleineres Steigungsverhältnis als bei kleineren Flächenverhältnissen zu wählen. Der erreichbare Propellerwirkungsgrad steigt dabei von $\eta_p = 0,205$ bei $A_p/A = 25\%$ bis auf $\eta_p = 0,247$ bei 60% A_p/A , d. h. um mehr als 20%

womit die Ueberlegenheit der größeren Flächenverhältnisse und kleineren Steigungsverhältnisse bei Schlepperpropellern, welche, wie die zum Vergleich herangezogenen, bei gleichem (beschränktem) Durchmesser mit derselben Tourenzahl den gleichen Schub bzw. Trossenzug bei derselben Schleppgeschwindigkeit ausüben sollen, bewiesen ist.

Es läßt sich nun aber auf Grund der Diagramme Abb. 42 auch der Nachweis erbringen, daß es andererseits möglich ist, unter sonst genau den gleichen Verhältnissen selbst mit den kleinsten Flächenverhältnissen von $A_p/A = 25\%$ nicht nur denselben, sondern noch einen besseren Wirkungsgrad zu erreichen, wenn man an die Beschränkung des Propellerdurchmessers nicht gebunden ist.

Zu diesem Zweck sind in folgender Tabelle für die Propellergruppe mit $A_p/A = 25\%$ die Werte von η_p , $C_s = \frac{nD}{V_e}$ und die aus letzteren errechneten von D für denselben Tourenbelastungsgrad $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} = 119$ bei verschiedenen Steigungsverhältnissen zusammengestellt.

Nr.	1	2	3	4
	H/D	$C_s = \frac{nD}{V_e}$	D	η_p
1	1,2	4,4	1,49	0,218
2	1,0	4,6	1,55	0,245
3	0,8	4,9	1,66	0,265
4	0,6	5,2	1,76	0,290

Wie aus dem Wert von $\eta_p = 0,245$ (Zeile 2 Spalte 4) zu ersehen, wird bei Wahl eines Flächenverhältnisses von 25% mit einem Steigungsverhältnis $H/D = 1,0$ schon annähernd derselbe Propellerwirkungsgrad wie oben mit $A_p/A = 60\%$ erreicht, allerdings unter Zulassung eines Propellerdurchmessers $D = 1,55$ m statt $D = 1,45$ m und der Wirkungsgrad bei Anwendung eines Steigungsverhältnisses von $H/D = 0,6$ sogar auf $\eta_p = 0,29$ (Zeile 4 Spalte 4) d. h. auf einen um etwa 14% besseren gebracht, wenn man bei $A_p/A = 25\%$ einen Durchmesser $D = 1,76$ m wählen darf. Diese Erscheinung kann nach früheren Ausführungen auf die Tatsache zurückgeführt werden, daß mit Verringerung des Durchmesserbelastungsgrades $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ durch Vergrößerung des Propellerdurchmessers D bei Schlepperschrauben stets eine Verbesserung des Wirkungsgrades zu erreichen ist.

Auffallender dürfte jedoch der Nachweis sein, daß es im vorliegenden Fall selbst mit dem gleichen Durchmesser $D = 1,45$ m und kleinem Flächenverhältnis $A_p/A = 25\%$ auch möglich ist, denselben günstigen Propellerwirkungsgrad wie mit dem großen Flächenverhältnis von $A_p/A = 60\%$ zu erreichen, wenn die Tourenzahl nicht

beschränkt ist und ganz besonders, daß gerade die höheren Umdrehungen die besseren Verhältnisse erwarten lassen. In folgender Tabelle sind die den Diagrammen Abb. 37 der Propellergruppe mit $A_p/A = 25\%$ für den in dem betreffenden Fall vorliegenden gleichen Durchmesserbelastungsgrad

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = 27,75 = \text{entnommenen Werte von}$$

$$\eta_p, C_s = \frac{nD}{V_e} \text{ und den aus letzteren errechneten}$$

Touren n_s pro Minute bei verschiedenen Steigungsverhältnissen zusammengestellt.

Nr.	1	2	3	4
	H/D	$C_s = \frac{nD}{V_e}$	n_s	η_p
1	1,2	4,53	222	0,213
2	1,0	4,95	242	0,227
3	0,8	5,50	269	0,238
4	0,6	6,15	301	0,249

Es ergibt sich daraus (Zeile 4 Spalte 4) der auch im Maximum mit $A_p/A = 25\%$ erreichbare Wert von $\eta_p = 0,249$, d. h. praktisch ebenso groß wie bei Wahl eines Flächenverhältnisses von 60% , allerdings unter Anwendung des kleinen Steigungsverhältnisses von $H/D = 0,6$ gegenüber $H/D = 0,98$ und unter Zulassung einer Tourenzahl $n_s =$ etwa 300 gegenüber 210 pro Minute.

Während nun möglichst hohe Umdrehungen mit Rücksicht auf ein geringes Gewicht der Maschine und eine billige Bauausführung derselben direkt erwünscht sein dürfte, bringt das für den Schleppzustand als günstig ermittelte niedrige Steigungsverhältnis, wie schon oben bemerkt, allerdings den Nachteil mit sich, daß der mit einer solchen Schraube ausgerüstete Schlepper freifahrend, d. h. ohne Belastung durch Trossenzug mit einem verhältnismäßig schlechten Wirkungsgrad arbeitet, so daß der Konstrukteur genötigt sein wird, zwischen beiden auseinander strebenden Anforderungen den vorteilhaftesten Kompromiß zu schließen, wozu ihm die dargestellten Diagramme für jeden vorliegenden Fall die erforderlichen Grundlagen liefern.

G. Auswertung von Probefahrtsresultaten auf Grund der Modellpropeller-Versuchsergebnisse.

Die Dimensionierung der günstigsten Propeller für den Fall einer bestimmten vorliegenden Konstruktion auf Grund der Resultate systematischer Modellpropellerversuche nach der Methode der Auswertung für gleichen Durchmesserbelastungsgrad

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D V_e} \text{ bzw. gleichen Tourenbelastungsgrad}$$

$$C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}, \text{ wie sie in den Diagrammen}$$

Abb. 27-31 und 32-36 zur Darstellung gebracht

worden ist, kann in exakter Weise nur dann ausgeführt werden, wenn vorher die Widerstandsverhältnisse des betreffenden Fahrzeuges für die verlangte Geschwindigkeit durch einen Modellschleppversuch ermittelt worden sind und somit auch der Schub S bekannt ist, den die Propeller auszuüben haben.

Um aber dem Konstrukteur auch eine Handhabe zu bieten, in Ermangelung von Schiffsmodellversuchen eine bequeme Auswertung von Probefahrtsresultaten an Hand der Ergebnisse von systematischen Propellerversuchen vornehmen zu können und ihm gleichzeitig darüber Aufschluß zu geben, ob die von ihm gewählten Propeller günstig gearbeitet haben, dürfte in manchen Fällen die in folgendem erörterte und in den Diagrammen Abb. 47-51 dargestellte Auswertungs- und Auftragungsmethode der Modellpropeller-Versuchsergebnisse erwünscht sein.

Nach Früherem läßt sich das Drehmoment eines bestimmten Propellermodells von festgelegten Konstruktionsverhältnissen aber beliebigen absoluten Dimensionen für einen bestimmten nominellen Slips s_n durch die Beziehung ausdrücken:

$M = c_2 \cdot n^2 \cdot D^2 \cdot H^3$, wobei c_2 eine Konstante bedeutet, die dem betreffenden Propellermodell eigentümlich und nur abhängig vom Slip ist.

$$H/D = k = \text{Steigungsverhältnis,}$$

$$H = k \cdot D;$$

$$\therefore M = c_2 \cdot n^2 \cdot k^3 \cdot D^5;$$

$$s_n = \frac{nH - V_e}{nH} = 1 - \frac{V_e}{nH} = 1 - \frac{V_e}{n \cdot k \cdot D};$$

$$D = \frac{V_e}{n \cdot k (1 - s_n)};$$

$$\therefore M = \frac{c_2 \cdot V_e^5}{n^3 \cdot k^2 (1 - s_n)^5};$$

$$M \cdot \frac{n^3}{V_e^5} = \frac{c_2}{k^2 (1 - s_n)^5};$$

Diese Beziehungsgleichung besagt, daß ein bestimmtes Propellermodell, welches z. B. auf der Probefahrt bei der Fortschrittsgeschwindigkeit V_e (unter Berücksichtigung des Nachstroms) mit der Tourenzahl n ein bestimmtes Drehmoment M aufgezehrt und daher die Leistung an abgebremsten

Wellenpferdestärken von $WPS = \frac{2\pi nM}{75}$ zu seiner

Drehung erfordert hat, bei einem ganz bestimmten nominellen Slips s_n gearbeitet haben muß, dem bekanntlich wiederum ein ganz bestimmter Wirkungsgrad η_p zugeordnet ist. Trägt man daher die Resultate einer Serie gesetzmäßig von einander abgeleiteter Modellpropeller d. h. die Wirkungsgrade η_p und die dem nominellen Slip entsprechenden

Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_e} = \frac{1}{k(1-s_n)}$ als Funktion von

$$M \cdot \frac{n^3}{V_e^5} = \frac{c_2}{k^2 (1 - s_n)^5}, \text{ oder wie dies in den}$$

Diagrammen Abb. 47–51 der größeren Uebersichtlichkeit wegen für einzelne Gruppen mit gleichen Flächenverhältnissen A_p/A bei verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D geschehen ist, als Funktion des sogenannten Touren-Momentgrades

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}} = \sqrt[3]{\frac{C_2}{k^2(1-s_n)^5}}$$

graphisch auf, so läßt sich bei Kenntnis der durch die Probefahrt bei der betreffenden Geschwindigkeit V_e (unter Berücksichtigung des Nachstroms) mit der Tourenzahl n festgestellten abgebremsten Wellenpferdestärken WPS und des daraus

$$\text{resultierenden Drehmomentes } M = \frac{WPS \cdot 75}{2\pi n}$$

bei dem damit bestimmten Tourenmomentgrad C_{nm} für das vorliegende Steigungsverhältnis H/D der betreffende Wirkungsgrad η_p , mit dem der Propeller gearbeitet haben muß, aus den zugehörigen Diagrammen ohne weiteres entnehmen. Eine Probe auf die Richtigkeit dieses Auswertungsverfahrens kann in der Weise ausgeführt werden, daß man bei dem in dem betreffenden Fall vorliegenden Tourenmomentgrad C_{nm} für den durch Tourenzahl n , Durchmesser D und Fortschrittgeschwindigkeit V_e

$$\text{bestimmten Slipgrad der Probefahrt } C_s = \frac{nD}{V_e}$$

nachprüft, ob hierbei tatsächlich aus der Kurvenschar der Slipgrade der systematischen Modellpropeller-Versuchsergebnisse durch Interpolation dasjenige Steigungsverhältnis zu entnehmen ist, welches der betreffende Schiffspropeller in Wirklichkeit gehabt hat.

Derartige Kontrollrechnungen sind an Hand der Diagramme Abb. 47–51 nach den Probefahrtsergebnissen einer Reihe älterer Kriegs- und Handelsschiffe zahlenmäßig durchgeführt und in der beigefügten Tabelle (S. 66) zusammengestellt worden. Die für die Auswertung herangezogenen Fahrzeuge waren durchweg mit dreiflügeligen Schrauben, wie sie auch die systematischen Modellpropeller der Serie A aufweisen, ausgerüstet und hatten für ihren Antrieb *Langsam* laufende Dampf-Kolbenmaschinen, so daß unter diesen Verhältnissen ein Auftreten der Kavitationserscheinung, welche sonst bekanntlich eine direkte Uebertragbarkeit von Modellpropeller-Versuchsergebnissen auf das aufgeführte Schiff ausschließt, nicht zu erwarten gewesen sein wird.

Bei den zahlreichen Fehlerquellen, welche erfahrungsgemäß einer exakten Feststellung zuverlässiger Probefahrtsergebnisse im allgemeinen entgegenstehen, wird von vornherein auch nicht zu erwarten sein, daß die Ergebnisse der vorgenommenen Auswertungen sich durchweg mit denen der Probefahrten absolut oder auch nur relativ decken, besonders aus dem Grunde, weil bei den Untersuchungen wohl die Durchmesser, Steigungs- und Flächenverhältnisse der Schiffspropeller, nicht aber ihre unbekanntenen Blattformen wie die

Querschnittsverhältnisse der Flügel, die in den meisten Fällen von denen der Serie A abweichend gewesen sein werden, Berücksichtigung finden konnten. Eine weitere Unsicherheit mußte bei diesem Verfahren dadurch in Kauf genommen werden, daß es erforderlich war, bezüglich der Größe des Nachstroms wie der des Maschinenwirkungsgrades gewisse Annahmen zu machen. Erstere wird naturgemäß eine verschiedene gewesen sein, je nachdem der für die Untersuchung herangezogene Schiffspropeller mittschiffs (bei Ein- und Dreischraubenfahrzeugen) oder seitlich (bei Doppelschrauben) angeordnet war, auch der Wirkungsgrad der Maschinenanlage

$$\eta_m = \frac{WPS}{JPS},$$

d. h. das Verhältnis, welches eingeführt werden muß, um von den auf der Probefahrt indizierten Pferdestärken JPS zu den dem Propeller in Wirklichkeit zugeführten abgebremsten Wellenpferdestärken WPS zu kommen, wird infolge der in weiten Grenzen abweichenden Stärke der in Betracht gezogenen Maschinen, ihrer Umdrehungszahlen, der Anzahl der angehängten Hilfsmaschinen sowie der verschiedenen Lauf- und Drucklager-Reibungsverhältnisse nicht durchweg gleich gewesen sein. Trotzdem ist, besonders aus dem Grunde, um bei den Untersuchungen den Eindruck einer zu weit gehenden und den tatsächlichen Verhältnissen nicht mehr entsprechenden, beabsichtigten Anpassung zu vermeiden, in allen Fällen, ohne Rücksicht auf die Lage der Propeller und den Schärfegrad des Schiffes mit einem gleichmäßigen Nachstrom von 5 Prozent der Fahrtgeschwindigkeit d. h. mit einer Nachstromziffer $w = 0,05$ und ferner mit dem durchweg als gleich groß angenommenen Wirkungsgrad der Maschinen

$$\eta_m = \frac{WPS}{JPS} = 0,90 \text{ gerechnet worden. Hierzu wäre}$$

aber zu bemerken, daß sich naturgemäß leicht eine bessere Uebereinstimmung hätte erreichen lassen, wenn man den verschiedenartigen Verhältnissen dieser Faktoren in einem gewissen Grade Rechnung getragen haben würde. Es ist jedoch davon absichtlich Abstand genommen worden, um selbst auch unter den nur schätzungsweise aber gleichartig gemachten Annahmen den relativen Wert der Uebertragung der Modellpropellerversuchsergebnisse auf das ausgeführte Schiff zu kennzeichnen.

Der Gang der Untersuchung ist nun folgender:

Gegeben waren Durchmesser D und Steigung H , mithin auch das Steigungsverhältnis H/D der ausgeführten Schiffspropeller, ferner ihre Flügelzahl z und das Flächenverhältnis A_p/A und durch die Probefahrt die Fahrtgeschwindigkeit V_s in kn sowie die indizierten Pferdestärken JPS pro Maschine und Tourenzahlen n_s pro Minute festgestellt. Die Lage der Schrauben zum Schiff ist in der Tabelle, Spalte 2 durch SB – Steuerbord, BB – Backbord und C – mittschiffs gekennzeichnet, während die Bezeichnung M bedeutet, daß sich die Daten

Z. Nr. 15/1039

Systematische Propellerversuche

Versuchsreihe A.

Propellergruppe mit 25% Cp/A.

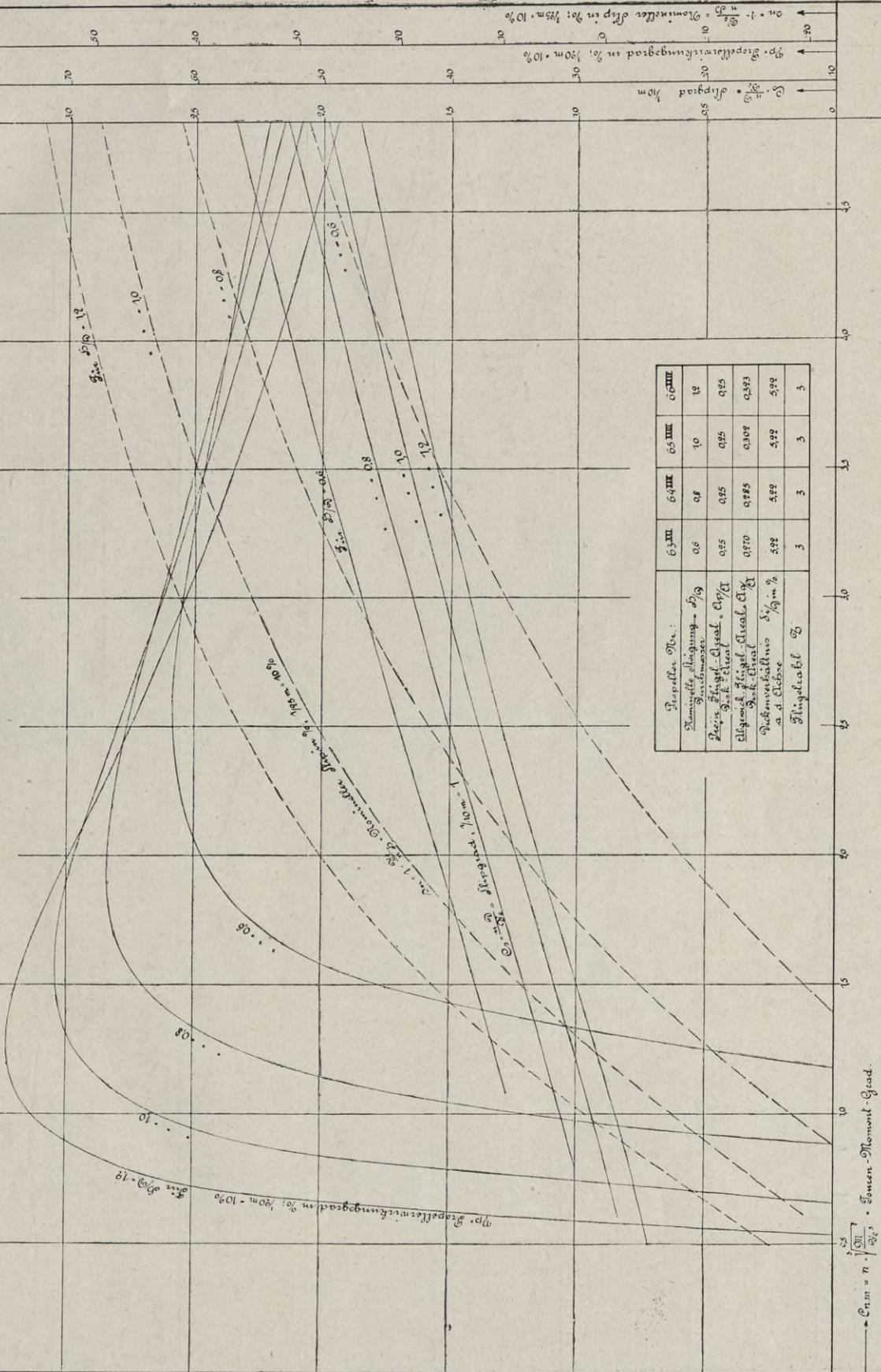
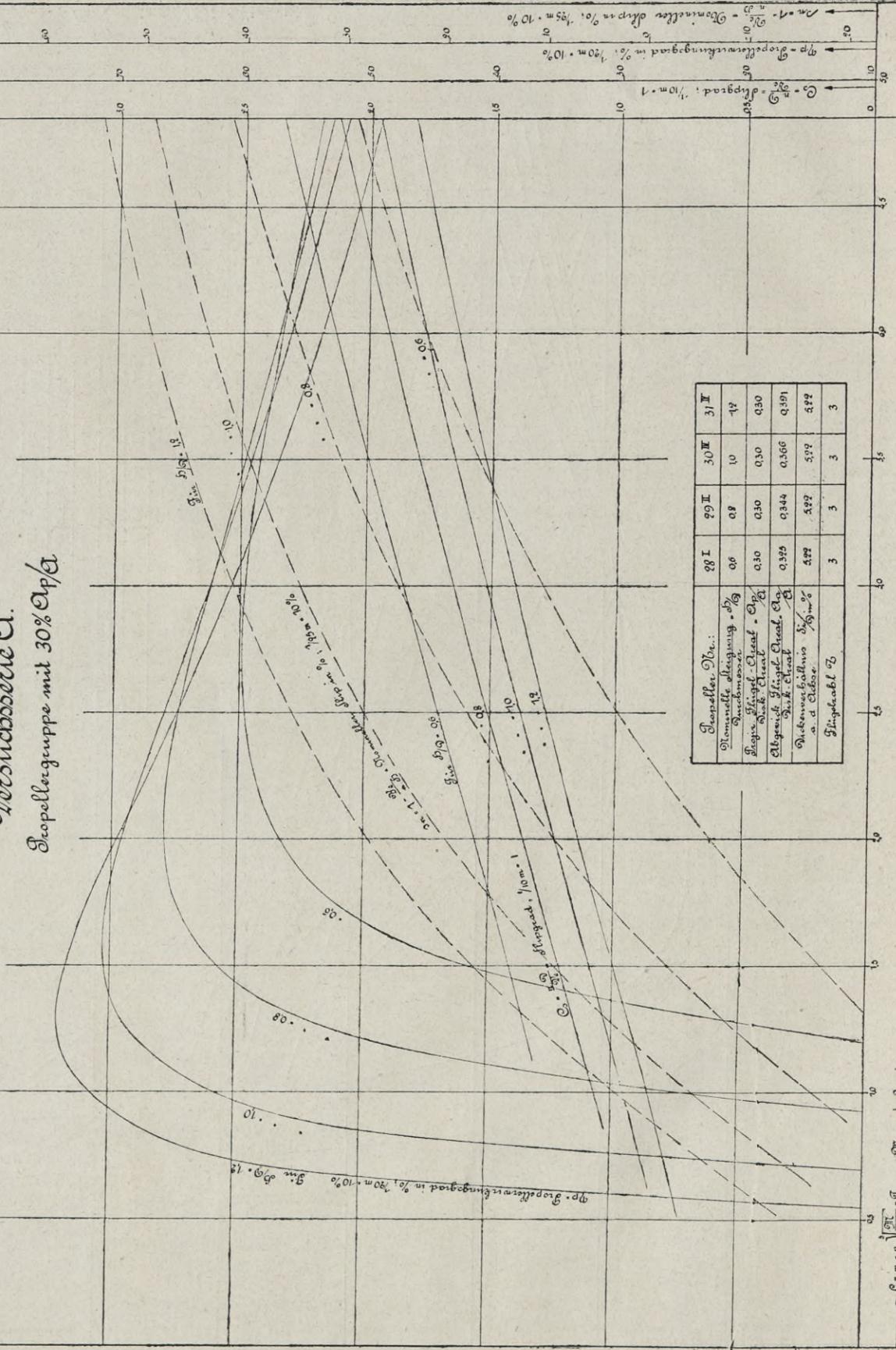


Abb. 47

2. 26. 15/1640

Systematische Tropellerversuche Versuchsreihe A. Tropellengruppe mit 30% Alp/a



Tropeller-Vor:	28 I	29 II	30 III	31 I
Minerale Düngung - 5g	0,6	0,8	1,0	1,2
Organische Düngung - 5g	0,30	0,30	0,30	0,30
Algen - 5g	0,325	0,344	0,366	0,391
Phosphorsäure - 5g	0,22	0,22	0,22	0,22
Stickstoff - 5g	3	3	3	3

Abb. 48

— C. n. n. 1/25 - Jansen - Normal - Grad.

2. 26. 15/1641

Systematische Tropellerversuche

Versuchsreihe A.

Tropellengruppe mit 40% ApA.

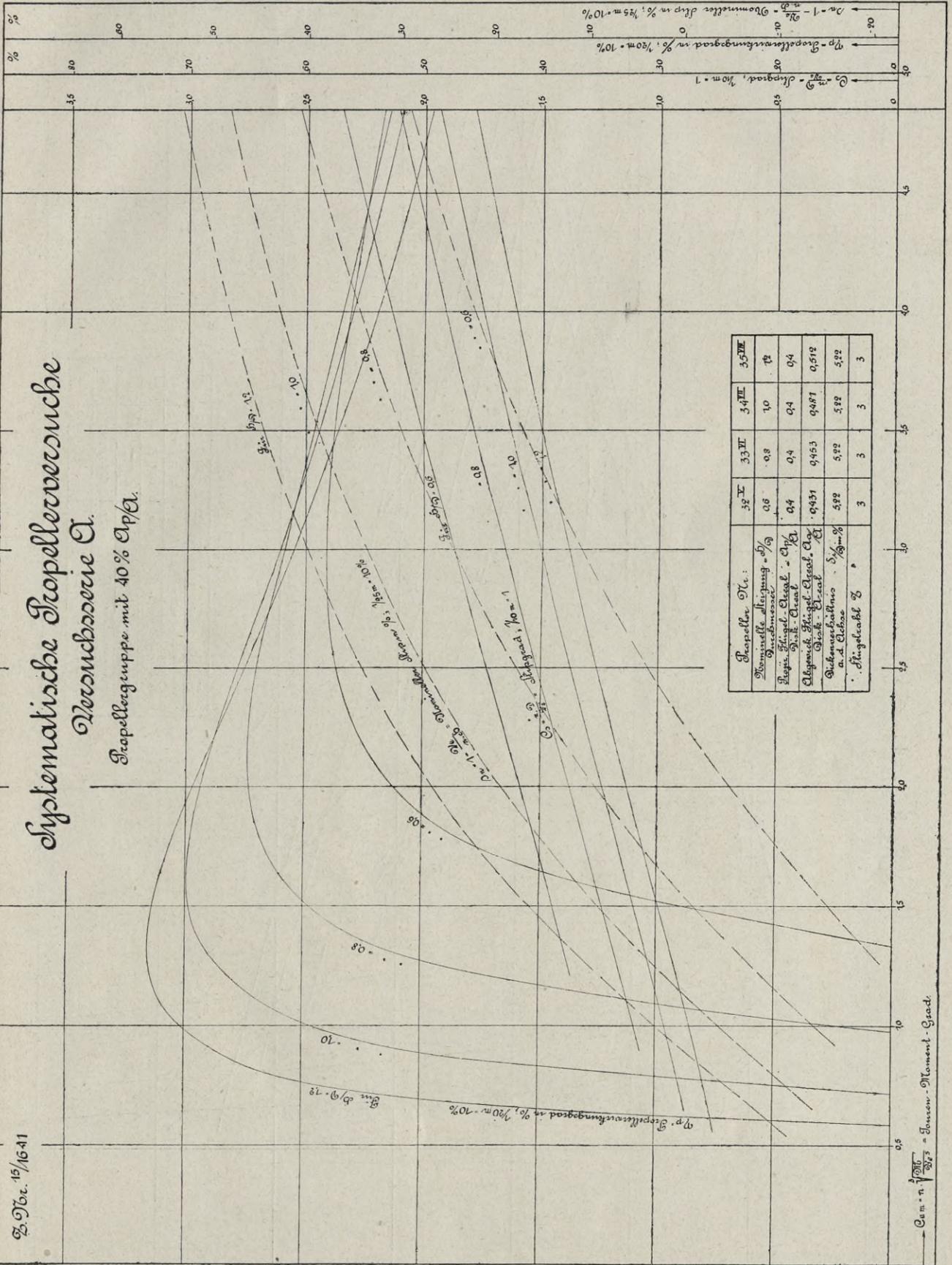


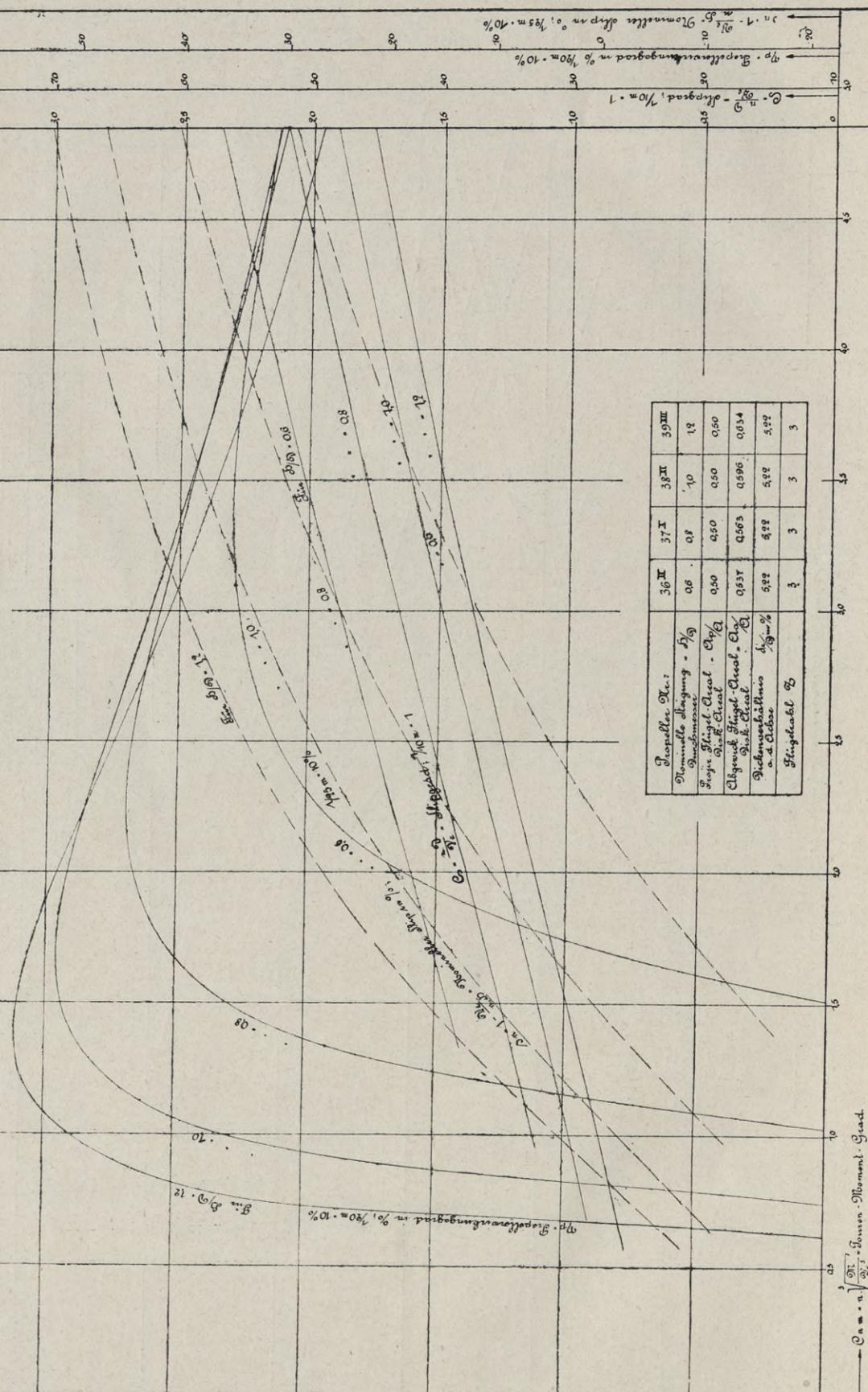
Abb. 49

29 Dec. 15/1642.

Systematische Tropellerversuche

Versuchsreihe A.

Tropellengruppe mit 50% Ap/A.



Tropeller Nr.:	36	37	38	39
Winkelablenkung - β [°]	0.8	0.8	1.0	1.2
Proj. Winkelablenk. β [°]	0.50	0.50	0.50	0.50
Chordstrecke l [m]	0.637	0.563	0.596	0.634
Dickenverhältnis δ [%]	5.22	5.22	5.22	5.22
Flügelzahl Z	3	3	3	3

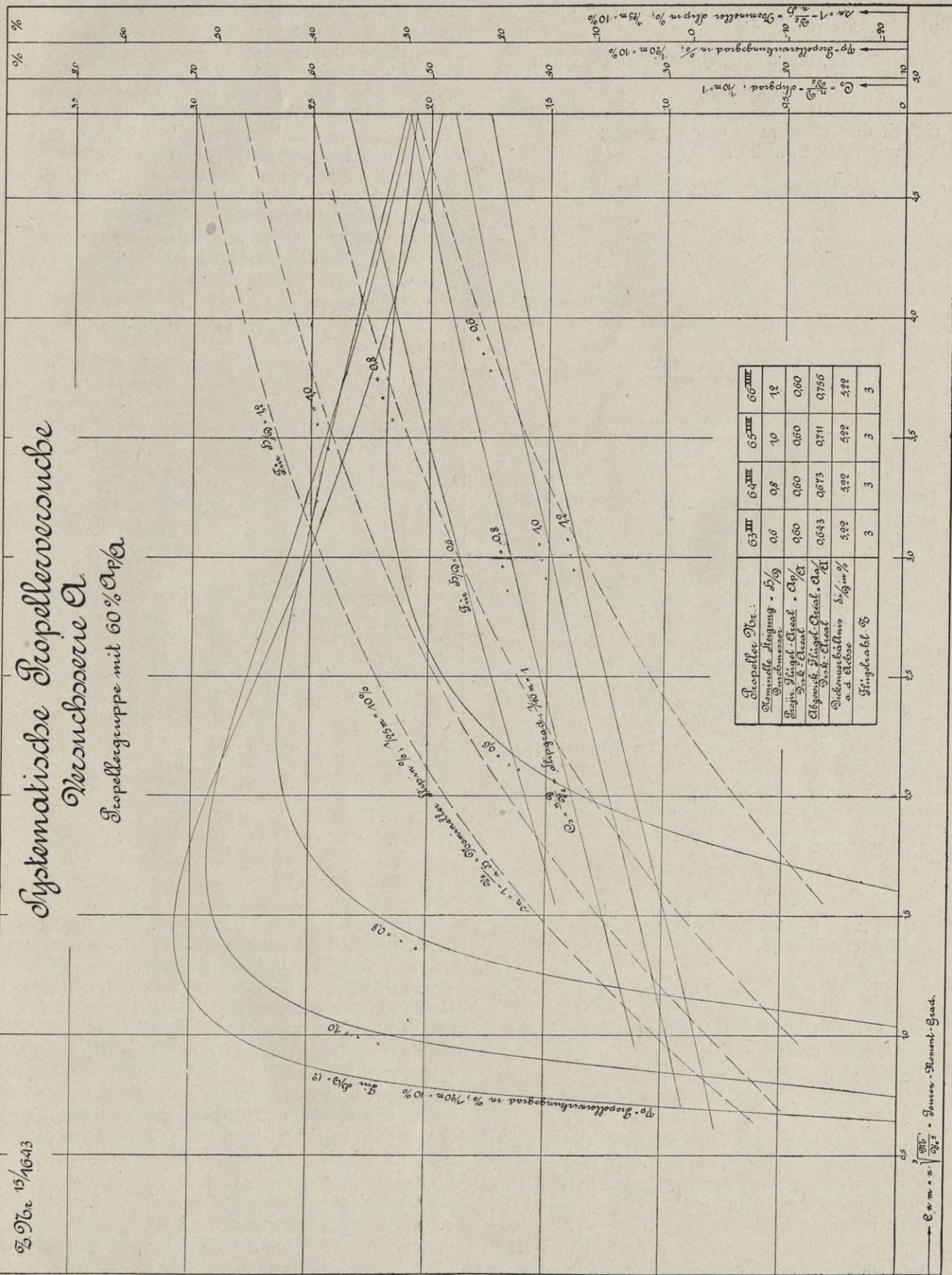
Abb. 50

Z. 97c 15/1643

Systematische Propellerprobe

Versuchsreihe A.

Propellergruppe mit 60% A/a



Propeller-Bez.:	63 III	64 III	65 III	66 III
Nennweite Flugweg = $\frac{D}{2}$	0,6	0,8	1,0	1,2
Flügel-Fläche	0,60	0,60	0,60	0,60
Flügel-Flächel. Qu.	0,643	0,673	0,711	0,756
Wahrscheinliches $\frac{D}{2}$ in %	5,22	5,22	5,22	5,22
Flügelzahl Z	3	3	3	3

Abb. 51

bzw. Ergebnisse auf Durchschnittswerte mehrerer Propeller beziehen.

$V_m = V_s \cdot 0.5144 =$ Schiffsgeschwindigkeit in m/sec.;

$V_e = V_m (1 - w) =$ nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller;

$w =$ Nachstromziffer $= 0,05$;

$n = \frac{n_s}{60} =$ Tourenzahl pro Sekunde;

$\therefore C_s = \frac{n \cdot D_p}{V_e} =$ Slipgrad.

verhältnissen zugeordneten auf gleicher Ordinate liegenden Werte der η_p Kurven den Wirkungsgrad (Spalte 19) an, unter dem der untersuchte Propeller auf der Probefahrt gearbeitet haben muß. Wie aus einem Vergleich der Spalte 18 mit Spalte 6 d. h. der errechneten Werte für die Steigungsverhältnisse mit denen der wirklich vorliegenden der ausgeführten Schiffspropeller zu ersehen, sind erstere um einen gewissen, im Durchschnitt konstanten Prozentsatz kleiner als die der letzteren, was dem Umstande zugeschrieben werden kann, daß die wirksame Steigung der systematischen Modellpropeller-Serie A infolge des an der

Flügelquerschnitt auf $\frac{1}{2}$ Radius von Propellerachse

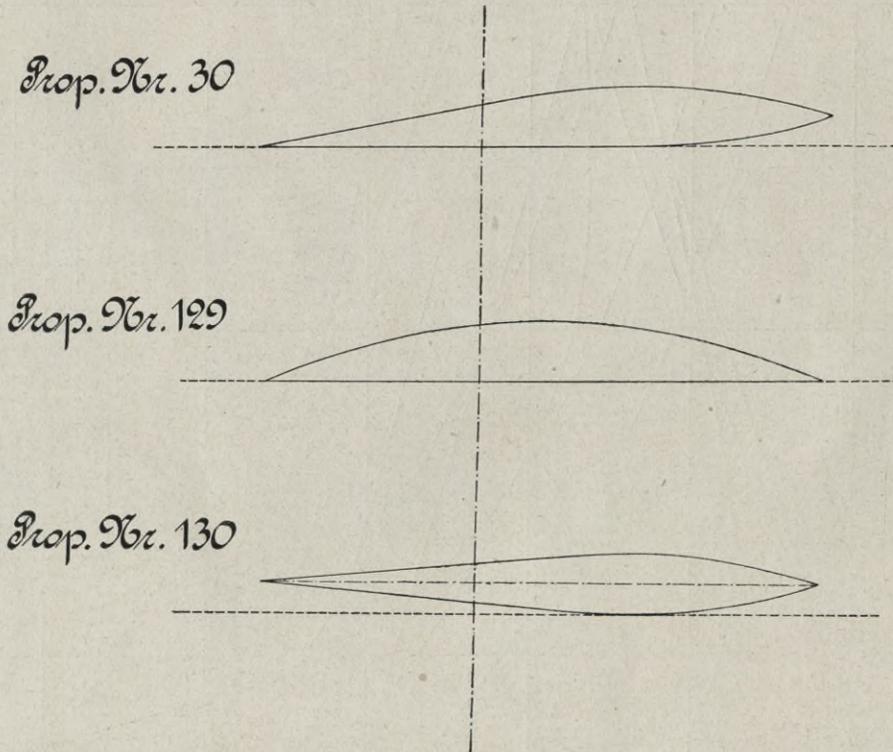


Abb. 52

WPS = JPS $\cdot \eta_m =$ JPS $\cdot 0,9 =$ abgebremste Wellenpferdestärken;

$M = \frac{WPS \cdot 75}{2\pi n} =$ Drehmoment in mkg, welches die betreffende Schraube auf der Probefahrt aufgezehrt haben muß;

$\therefore C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^3}} =$ Tourenmomentgrad.

Für diesen so bestimmten Wert von C_{nm} läßt sich nun aus den Diagrammen Abb. 47–51 unter Berücksichtigung der Gruppen gleichen Flächenverhältnisses bei dem errechneten Slipgrad C_s durch Interpolation in den betreffenden Slipgradkurven ein zugeordnetes Steigungsverhältnis H/D entnehmen, welches in Spalte 18 eingetragen worden ist. Gleichzeitig geben die diesen Steigungs-

eintretenden Kante der Druckseite aufgezogenen Flügelquerschnitts wahrscheinlich eine etwas größere als die der in einer normalen Schraubfläche liegenden Steigungen der ausgeführten Schiffspropeller gewesen sein wird. Dieses findet seine Bestätigung durch die Ergebnisse von Vergleichsversuchen, welche mit Modellpropellern vom Steigungsverhältnis $H/D = 1$ mit einem Flächenverhältnis $A_p/A =$ Prozent, wie es auch die untersuchten Schiffspropeller im Durchschnitt aufwiesen, bei sonst genau gleichen Konstruktionsverhältnissen, aber den in Abb. 52 dargestellten verschiedenen Flügelquerschnittsformen (auf $\frac{1}{2}$ Radius von der Achse gemessen) ausgeführt worden sind. Prop. Nr. 30 hatte die Grundform der Flügelquerschnitte, die mit gesetzmäßigen Abänderungen bei der ganzen systematischen Modellpropeller-Serie A durchweg ähnlich eingehalten wurde, die größte

Dicke des Querschnitts auf $\frac{1}{3}$ der betreffenden Breite des Blattes von der ein tretenden Kante ab gerechnet und eine vorne hoch gezogene Druckseite (s. Abb. 3). Bei Prop. Nr. 129 war unter Einhaltung gleicher Konstruktionsverhältnisse und unter Beibehaltung maximaler Stärke des Flügelquerschnitts die Form des letzteren wie bei den meisten ausgeführten Schiffpropellern mit Bezug auf die Mitte der Flügelbreite eine symmetrische und die Druckseite vollkommen in der geometrischen Schraubenfläche liegend, während sich Propeller Nr. 130 von Propeller Nr. 30 nur dadurch unterschied, daß auch das hintere Ende des Flügelquerschnitts auf der Druckseite unter Einhaltung derselben lokalen Dicke bis zu der gleichen Höhe wie vorne hoch gezogen und das Profil des Flügels infolgedessen von vorne bis hinten bezüglich der strichpunktiert eingezeichneten geometrischen Schraubenflächen-Linie genau symmetrisch war. Die Resultate dieser Vergleichsversuche sind durch die Diagramme Abb. 53 in der üblichen Form der Schub- und Momentkonstanten als Funktion des nominellen Slips s_n , welcher sich auf die angenommene nominelle Steigung H_n bezieht, zur Darstellung gebracht. Unter der letzteren ist bei den Propellern Nr. 30 und 129 die geometrische des geraden Teils der Druckseite und bei Propeller Nr. 130 die strichpunktierte Symmetrielinie des Flügelquerschnitts eingesetzt worden. Bekanntlich weicht nun die sogenannte wirksame Steigung H_w eines Propellers je nach der Flügelform oft nicht unerheblich von der eigentlich willkürlich angenommenen nominellen oder geometrischen ab. Würde die wirksame Steigung tatsächlich gleich der nominellen sein, so müßte an der Stelle, wo der nominelle Slip den Wert Null erreicht, auch der Schub und somit die Schubkonstante gleich Null werden, was aber praktisch nur bei dem Propeller Nr. 130 mit symmetrischem Flügelquerschnitt wirklich der Fall sein kann und durch die Diagramme der Versuchsergebnisse Abb. 53 auch annähernd bestätigt wird. Die beiden anderen Propeller Nr. 30 und 129 weisen bei nominellem Slip gleich Null bereits einen gewissen positiven Schub auf, ein Zeichen dafür, daß bei diesen die wirksame Steigung größer als die angenommene nominelle gewesen sein muß. Während bei dem Propeller Nr. 30 mit vorne hochgezogener Flügelquerschnittsform Schub und Schubkonstante bei einem nominellen Slip $s_n = -0,16$ gleich Null werden, trifft dies bei Propeller Nr. 129 mit gewöhnlicher gerader Druckseite bei $s_n = -0,09$ ein.

Es besteht nun die allgemeine Beziehungsgleichung: $n \cdot H_n (1 - s_n) = V_c$; mit derselben identisch müßte sein:

$$n \cdot H_w (1 - s_w) = V_c;$$

Setzt man als Begriff der wirksamen Steigung H_w diejenige fest, durch welche bei einer gewissen Tourenzahl n und Fahrtgeschwindigkeit V_c beim wirksamen Slip $s_w = 0$ auch ein Schub gleich Null erzeugt wird, so ist

$$n \cdot H_w = V_c = n H_n (1 - s_n); \quad H_w = H_n (1 - s_n)$$

wobei s_n den nominellen Slip bedeutet, bei dem der Schub gleich Null auf Grund der Versuchsergebnisse wirklich erreicht wird. Da dies, wie erwähnt, bei Propeller Nr. 30 bei $s_n = -0,16$, bei Propeller Nr. 129 bei $s_n = -0,09$ auftritt, so ist die wirksame Steigung des ersteren $H_w = H_n (1 + 0,16) = 1,16 H_n$ und die des letzteren $H_w = H_n (1 + 0,09) = 1,09 H_n$, mithin bei Propeller Nr. 30 bezüglich der nominellen um etwa 6% größer als bei Propeller Nr. 129, womit die Begründung erbracht ist, weswegen sich bei Auswertung der Probefahrtsergebnisse an Hand der Diagramme der systematischen Propellerversuchsergebnisse Serie A mit vorne hochgezogenen Flügelquerschnitten ein im Durchschnitt um einen bestimmten konstanten Betrag niedrigeres nominelles Steigungsverhältnis, als es die entsprechenden ausgeführten Schiffspropeller von normalen Flügelquerschnitten aufwiesen, tatsächlich auch ergeben mußte.

Der Unterschied in den sogenannten wirksamen Steigungen bei Propellern mit verschiedenen Flügelquerschnittsformen wird naturgemäß in geringerem Grade in die Erscheinung treten, wenn unter Einhaltung aller übrigen Konstruktionsverhältnisse bei gleich großer maximaler Flügelstärke größere Flächenverhältnisse und demnach auch größere Blattbreiten vorliegen. Aufschluß hierüber geben die Diagramme der Versuchsergebnisse Abb. 54 der analogen Modellpropeller Nr. 38, 131 und 132, mit 50 Prozent A_p/A , deren charakteristische Flügelquerschnitte auf $\frac{1}{2} R$ in Abb. 55 dargestellt worden sind. Auch hierbei fällt die wirksame Steigung mit der nominellen nur bei dem Propeller Nr. 132 mit symmetrischer Querschnittsform zusammen, welcher bei $s_n = 0$ praktisch einen Schub und eine Schubkonstante gleich Null aufweist, während die wirksamen Steigungen der beiden anderen Nr. 38 und 131, die den Schub Null erst bei $s_n = -0,10$ bzw. $-0,08$ erreichen, nach Früherem größer als die nominellen und zwar im erstern Falle $H_w = H_n \cdot 1,10$ im andern $H_w = H_n \cdot 1,08$, gewesen sein müssen, was bei diesen verhältnismäßig großen Blattbreiten einen relativen Unterschied von allerdings nur etwa 2 Prozent ausmacht.

Wertet man die in der Tabelle aufgeführten Probefahrtsergebnisse an Hand der Diagramme Abb. 47–51 in der Weise aus, daß man für den vorliegenden Touren-Momentgrad C_{nm} den betreffen-

den Slipgrad $C_s' = \frac{n'D}{V}$ für dasjenige Steigungs-

verhältnis entnimmt, welches die ausgeführten Schiffspropeller wirklich gehabt haben, so kann man bei gegebenem Durchmesser und bekannter Fahrtgeschwindigkeit V_c die Tourenzahl errechnen, welche die Propeller bei der Probefahrt unter diesen Verhältnissen erreicht haben müßten.

$$n' = C_s' \cdot \frac{V_c}{D} \text{ pro Sek.}$$

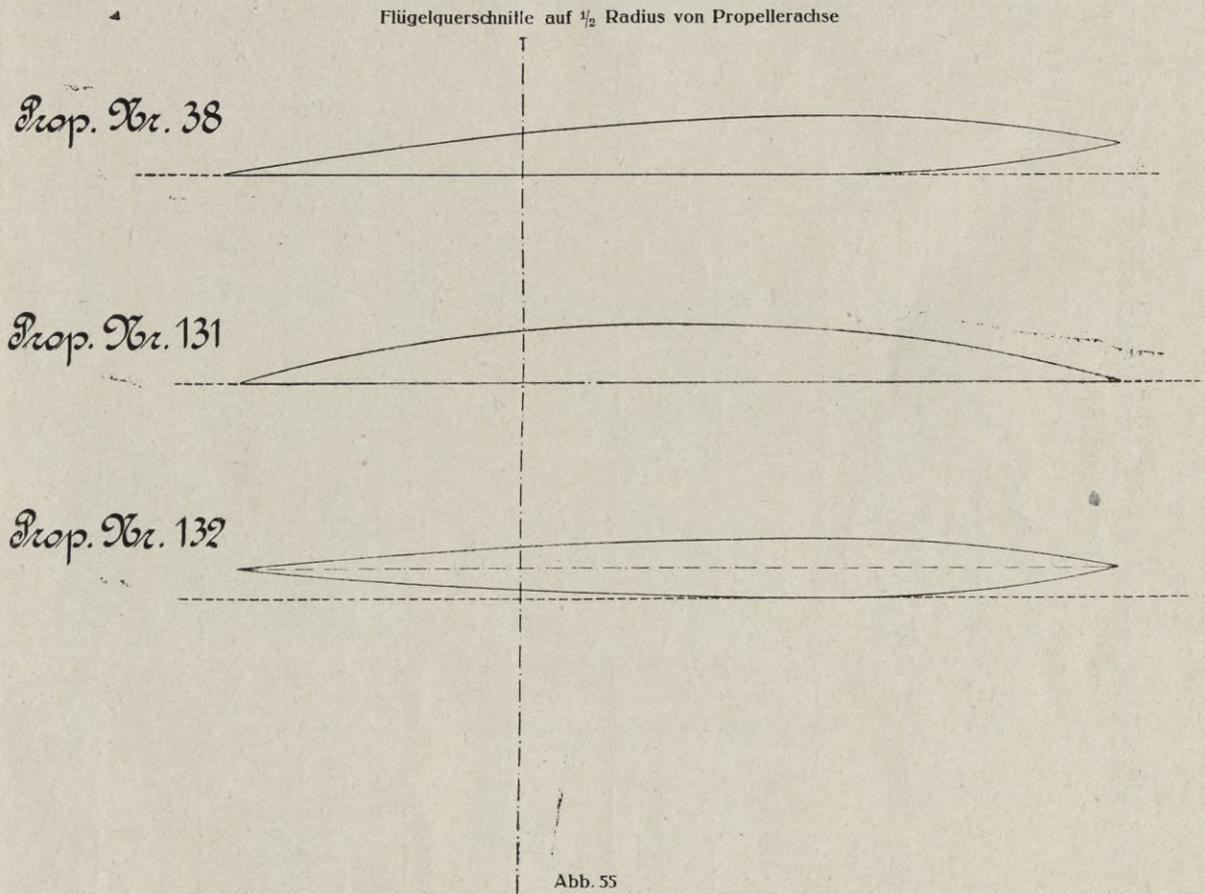
$$n_s' = 60 \cdot C_s \cdot \frac{V_c}{D} \text{ pro Min.}$$

Auswertung von Probefahrts-Ergebnissen

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
Name	Prop. Lage	Z	D in m	H in m	H/D	Aa/A	JPS	ns p. Min.	Vs in kn	w	Ve in m/sec.	n pro Sec.	Cs	η_m	M in mkg	Cnm	H/D	η_p in %	Cs'	ns' p. Min.
1 Bancroft	M	3	2,130	2,360	1,11	0,390	585	225	14,52	0,05	7,10	3,75	1,125	0,90	1677	1,700	1,05	71,8	1,10	220,0
2 Bayern	M	3	5,000	5,700	1,14	0,302	2355	87,8	13,96	0,05	6,80	1,46	1,070	0,90	17330	1,540	1,07	71,5	1,038	84,7
3 „	M	3	5,000	5,450	1,09	0,302	2452	92,3	14,06	0,05	6,87	1,54	1,120	0,90	17110	1,600	1,01	70,7	1,076	88,7
4 Brandenburg	—	3	5,000	5,600	1,12	—	4998	109	16,30	0,05	7,966	1,81	1,140	0,90	29610	1,760	1,06	70,8	1,11	106,2
5 Blitz	M	3	3,500	3,500	1,00	0,258	1382	147,3	16,04	0,05	7,84	2,46	1,100	0,90	6050	1,448	1,01	70,7	1,07	143,8
6 „	M	3	3,500	3,770	1,11	0,258	1311	136	16,08	0,05	7,86	2,27	1,010	0,90	6220	1,344	1,08	71,4	0,99	133,4
7 „	M	3	3,500	4,160	1,19	0,258	1257	128,5	16,03	0,05	7,84	2,14	0,956	0,90	6306	1,278	1,15	72,8	0,934	125,5
8 Castine	S.B.	3	2,330	2,660	1,14	0,334	1076	217,0	16,03	0,05	7,84	3,61	1,073	0,90	3200	1,720	1,18	72,1	1,09	220,0
9 „	B.B.	3	2,330	2,660	1,14	0,334	1052	220,6	16,03	0,05	7,84	3,68	1,094	0,90	3070	1,729	1,14	71,9	1,095	221,0
10 Detroit	S.B.	3	3,360	3,970	1,18	0,305	2600	170,1	18,71	0,05	9,14	2,84	1,044	0,90	9840	1,512	1,11	72,2	1,01	165,0
11 „	B.B.	3	3,360	3,970	1,18	0,305	2550	170,1	18,71	0,05	9,14	2,84	1,044	0,90	9650	1,514	1,11	72,2	1,01	165,0
12 Divisionsboot D 9	M	3	3,250	3,750	1,15	—	4348	214,0	22,91	0,05	11,20	3,565	1,035	0,90	13110	1,500	1,11	72,6	1,02	206,8
13 Fearless	M	3	3,210	3,860	1,20	0,278	1557	150,9	16,91	0,05	8,26	2,50	0,972	0,90	6690	1,396	1,185	73,7	0,964	149,0
14 Gefion	M	3	4,200	4,740	1,13	—	5214	150,0	20,148	0,05	9,85	2,50	1,066	0,90	22410	1,558	1,08	72,0	1,05	147,7
15 Heimdall	M	3	3,500	4,280	1,22	—	2196	133	14,615	0,05	7,142	2,216	1,086	0,90	10640	1,842	1,22	72,0	1,086	133,0
16 Helena	S.B.	3	2,135	2,165	1,01	0,486	958	280	15,50	0,05	7,574	4,666	1,316	0,90	2206	2,079	0,91	67,4	1,253	266,9
17 „	B.B.	3	2,135	2,165	1,01	0,486	987	279,9	15,50	0,05	7,574	4,663	1,315	0,90	2274	2,100	0,92	67,5	1,260	268,1
18 Jowa	S.B.	3	5,032	6,090	1,21	0,354	5949	108,6	17,09	0,05	8,35	1,809	1,091	0,90	35320	1,727	1,133	71,5	1,05	104,5
19 „	B.B.	3	5,032	6,100	1,21	0,354	5885	110,5	17,09	0,05	8,35	1,841	1,108	0,90	34350	1,741	1,111	71,3	1,06	105,6
20 Katahdin	S.B.	3	3,609	4,270	1,18	0,326	2691	147,7	16,11	0,05	7,87	2,462	1,129	0,90	11740	1,798	1,14	71,3	1,095	143,3
21 „	B.B.	3	3,609	4,270	1,18	0,326	2219	143,7	16,11	0,05	7,87	2,395	1,098	0,90	9956	1,654	1,09	71,8	1,050	137,5
22 „	S.B.	3	3,660	4,270	1,17	0,318	2515	137,1	16,07	0,05	7,856	2,285	1,065	0,90	11830	1,678	1,16	72,2	1,065	137,0
23 „	B.B.	3	3,660	4,270	1,17	0,318	2389	141,9	16,07	0,05	7,856	2,365	1,102	0,90	10850	1,687	1,09	71,7	1,070	137,8
24 „	S.B.	3	3,660	4,270	1,17	0,318	2355	135,2	15,84	0,05	7,74	2,253	1,066	0,90	11230	1,667	1,15	72,3	1,060	134,5
25 „	B.B.	3	3,660	4,270	1,17	0,318	2263	140,2	15,84	0,05	7,74	2,336	1,104	0,90	10410	1,634	1,09	71,7	1,065	135,1
26 „	S.B.	3	3,660	4,270	1,17	0,318	1597	125,8	14,87	0,05	7,264	2,097	1,056	0,90	8180	1,552	1,10	72,2	1,028	122,5
27 „	B.B.	3	3,660	4,270	1,17	0,318	1443	126,7	14,87	0,05	7,264	2,111	1,063	0,90	7340	1,506	1,05	71,6	1,010	120,4
28 Machias	S.B.	3	2,338	2,705	1,16	0,335	868	218,6	15,46	0,05	7,558	3,643	1,127	0,90	2559	1,714	1,06	71,2	1,080	209,2
29 „	B.B.	3	2,338	2,705	1,16	0,335	927	214,3	15,46	0,05	7,558	3,573	1,106	0,90	2787	1,730	1,10	71,6	1,084	210,1
30 Marblehead	S.B.	3	3,355	3,660	1,09	0,351	2656	179,0	18,44	0,05	9,01	2,983	1,112	0,90	9560	1,624	1,03	71,0	1,085	174,8
31 „	B.B.	3	3,355	3,660	1,09	0,351	2647	173,4	18,44	0,05	9,01	2,890	1,076	0,90	9470	1,567	1,06	71,2	1,068	172,0
32 Marietta	S.B.	3	2,059	2,211	1,07	0,475	505	231,1	13,02	0,05	6,362	3,851	1,247	0,90	1409	1,976	0,975	69,0	1,197	222,0
33 „	B.B.	3	2,059	2,211	1,07	0,475	518	232,5	13,02	0,05	6,362	3,875	1,254	0,90	1436	2,001	0,975	69,0	1,203	224,0
34 Montgomery	S.B.	3	3,355	3,889	1,16	0,305	2763	179,7	19,06	0,05	9,31	2,995	1,080	0,90	9910	1,561	1,05	71,6	1,035	172,2
35 „	B.B.	3	3,355	3,889	1,16	0,305	2721	180,9	19,06	0,05	9,31	3,013	1,087	0,90	9700	1,561	1,04	71,4	1,035	172,2
36 Nashville	S.B.	3	2,033	2,134	1,05	0,373	1242	308,5	16,30	0,05	7,962	5,14	1,313	0,90	2595	2,225	0,98	67,7	1,280	301,0
37 „	B.B.	3	2,033	2,134	1,05	0,373	1247	308,5	16,30	0,05	7,962	5,14	1,313	0,90	2607	2,230	0,98	67,6	1,278	300,4
38 Newport	C	3	3,050	3,188	1,05	0,297	976	142,7	12,29	0,05	6,006	2,378	1,207	0,90	4410	1,965	1,04	69,7	1,205	142,5
39 Oregon	S.B.	3	4,573	4,760	1,04	0,373	5254	128,3	16,79	0,05	8,203	2,138	1,192	0,90	26390	1,906	1,03	69,7	1,192	128,4
40 „	B.B.	3	4,573	4,760	1,04	0,373	5637	128,2	16,79	0,05	8,203	2,137	1,191	0,90	28340	1,952	1,06	69,7	1,205	129,6
41 Rugia	M	3	5,330	6,500	1,219	—	2600	68,6	13,00	0,05	6,354	1,143	0,959	0,90	24430	1,522	1,3	74,5	0,995	71,0
42 Vicksburg	C	3	3,050	3,241	1,06	0,297	1084	146,6	12,71	0,05	6,21	2,442	1,199	0,90	4767	1,960	1,06	69,9	1,20	146,6
43 Wacht	M	3	3,300	4,100	1,242	—	2035	150,7	19,69	0,05	9,616	2,511	0,862	0,90	8706	1,189	1,30	76,0	0,885	155,0
44 Wheeling	S.B.	3	2,059	2,211	1,07	0,475	520	230,4	12,88	0,05	6,296	3,840	1,256	0,90	1455	2,027	0,98	68,8	1,209	221,9
45 „	B.B.	3	2,059	2,211	1,07	0,475	530	232,4	12,88	0,05	6,296	3,874	1,267	0,90	1470	2,053	0,98	68,6	1,22	223,8
46 Wilmington	S.B.	3	2,135	2,175	1,02	0,486	968	272,8	15,08	0,05	7,37	4,545	1,317	0,90	2288	2,145	0,94	67,6	1,27	263,0
47 „	B.B.	3	2,135	2,175	1,02	0,486	890	273,3	15,08	0,05	7,37	4,558	1,320	0,90	2098	2,089	0,91	67,4	1,253	259,7
48 Worth	M	3	4,919	5,404	1,10	0,284	5114	109,2	16,60	0,05	8,11	1,818	1,102	0,90	30220	1,730	1,115	71,3	1,11	109,8
49 Yorktown	S.B.	3	3,202	3,811	1,19	0,294	1804	160,7	16,65	0,05	8,136	2,679	1,055	0,90	7236	1,516	1,09	71,8	1,008	153,7
50 „	B.B.	3	3,202	3,811	1,19	0,294	1775	160,8	16,65	0,05	8,136	2,68	1,056	0,90	7116	1,567	1,11	72,0	1,02	155,5
51 „	S.B.	3	3,202	3,811	1,19	0,294	1135	140,8	14,81	0,05	7,238	2,347	1,038	0,90	5194	1,502	1,11	72,2	1,002	135,8
52 „	B.B.	3	3,202	3,811	1,19	0,294	1184	140,4	14,81	0,05	7,238	2,340	1,036	0,90	5438	1,521	1,13	72,8	1,008	136,7
53 „	S.B.	3	3,202	3,811	1,19	0,294	342	94,2	10,61	0,05	5,182	1,57	0,969	0,90	2340	1,342	1,14	73,3	0,953	92,5

Das zahlenmäßige Ergebnis dieser Untersuchung ist in Spalte 20 und 21 der Tabelle eingetragen worden. Aus dem Vergleich der entsprechenden Werte Spalte 21 und 9 läßt sich ersehen, daß die rechnerisch durch Auswertung ermittelten Touren n'_s um einen gewissen, im Durchschnitt annähernd konstanten Betrag niedriger als die bei der Probefahrt festgestellten sind, was ebenfalls darauf zurückzuführen ist, daß die wirksame Steigung der in Betracht gezogenen ausgeführten Schiffspropeller bezüglich der nominellen kleiner als die der systematischen Modellpropeller Serie A gewesen sein müssen.

stimme Maschine, die ihre Maximalleistung an abgebremsten Wellenperden WPS mit der Tourenzahl n_s pro Minute abgibt, bereits festgelegt ist, denjenigen Propeller zu dimensionieren, der bei der verlangten Fahrtgeschwindigkeit auf die betreffenden Umdrehungen kommt und gleichzeitig unter diesen Verhältnissen mit einem bestmöglichen Wirkungsgrad arbeitet, d. h. dabei auch den größten nutzbaren Schub erzeugt. Hierzu mag zunächst erwähnt werden, daß diese Aufgabe, welche allerdings an den praktischen Propellerkonstrukteur in der bezeichneten Form meistens herantritt und auch zu lösen versucht



Durch diese Auswertung von zahlreichen Probefahrtsergebnissen auf Grund der Versuchsdiagramme gesetzmäßig voneinander abgeleiteter Modellpropeller sollte in erster Linie nur der Nachweis erbracht werden, bis zu welchem Grade sich unter normalen Verhältnissen Modellpropellerversuchsergebnisse im allgemeinen auf die Verhältnisse ausgeführter Schrauben übertragen lassen.

Gleichzeitig hiermit dürfte aber andererseits auch ihr absoluter Wert für die Konstruktion von Schiffspropellern gekennzeichnet worden sein.

Die Diagramme Abb. 47—51 können nämlich, wie später gezeigt werden soll, unter gewissen Bedingungen, ferner vorteilhaft dazu verwendet werden, um für den vorliegenden Konstruktionsfall, daß für ein Schiff eine be-

wird, eigentlich eine technische Ueberbestimmung in sich trägt und zwar aus folgendem Grunde.

Angenommen, es wäre tatsächlich an der Hand der Diagramme systematischer Modellpropellerversuchsergebnisse oder auch vermittelt üblicher bewährter Propellerberechnungsformeln derjenige Propeller bestimmt worden, welcher unter den betreffenden Verhältnissen den besten Wirkungsgrad aufweist, so besagt dies zunächst nur, daß derselbe rein als Transformator betrachtet, imstande sein würde, bei der bezeichneten Geschwindigkeit ohne Rücksicht auf den vorliegenden Schiffswiderstand, die Dreharbeit der Maschine in eine größtmögliche Schubarbeit umzusetzen, d. h. hierbei einen in seinem Maximum begrenzten Schub zu liefern. Reicht nun dieser Schub nicht dazu aus, um

2. Dec. 11/912.

Blatt 9.

Königliche Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau Berlin.

Abteilung Schiffbau.

Propeller-Nachtr. Nr. 30, 125, 130 Versuch Nr. 31, 129, 130.
Auftrag Modellmaassstab $\frac{1}{4}$ u. $\frac{1}{15}$

Versuche mit freisiehendem Hochdrill-Propeller.

Stammzahl konstant = 750 rev/min
U. St. 11/20 m = $\frac{1}{3}$ g. Höhe der Spitze über Wasser.

- Daten des Schiff. Propeller: Hochdrill Nr. 30 H 129 H 130 H 1
- 1. Huber Durchmesser = 0.162
 - 2. Huber Durchmesser = 15
 - 3. nominelle abgung = 0.2554
 - 4. abgemessene Flügell. = 0.2452
 - 5. projizierte Flügell. = 0.2152
 - 6. Anzahl der Flügel = 3

30 H 129 H 130 H 1

δ	70	10	30
δ_1	30	30	30
δ_2	36.55	36.55	36.55
δ_3	372	372	372

Flügelverschmitt



WIRKUNGSBAD

FÜR PROPELLER N. 129

FÜR PROPELLER N. 130

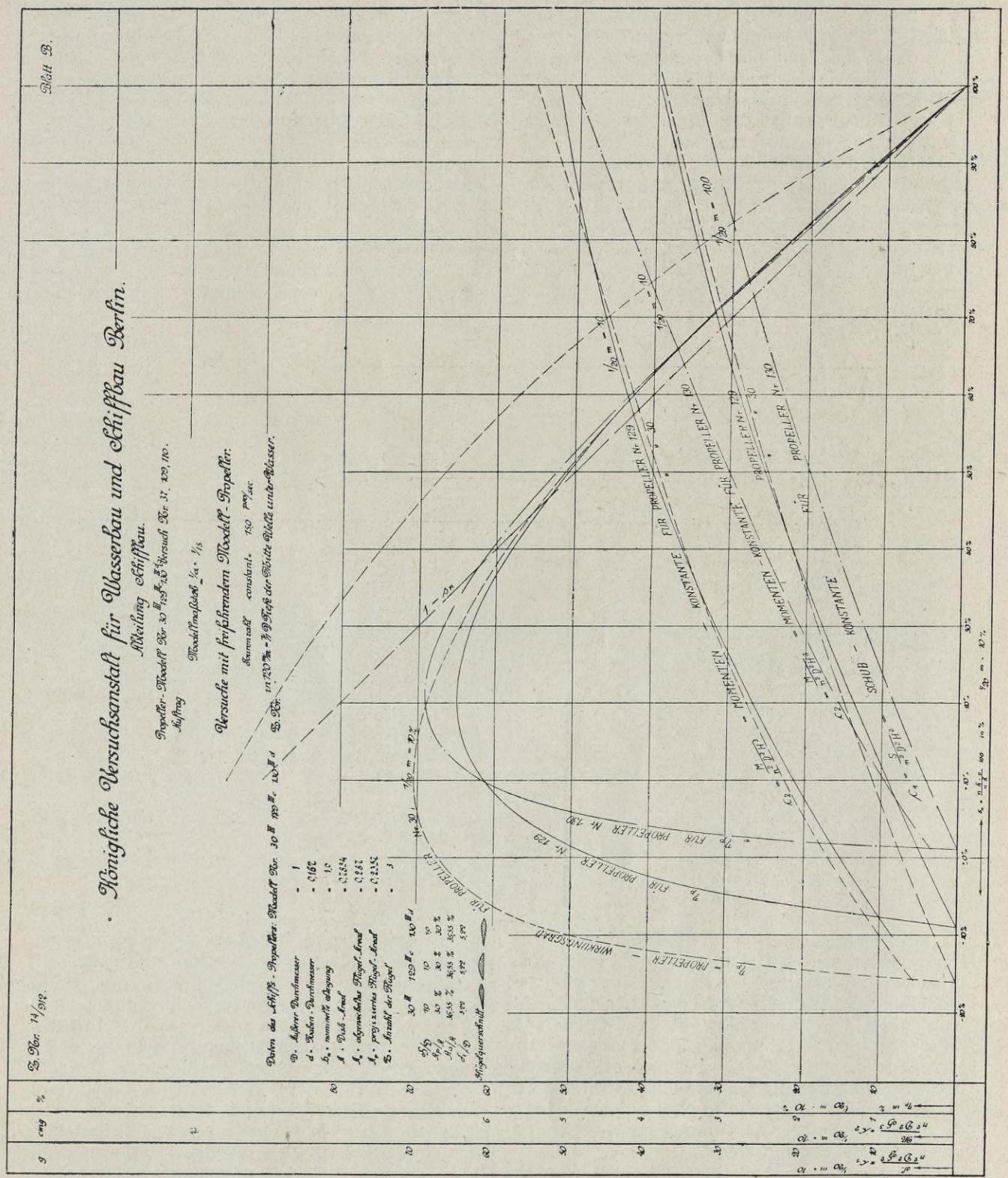


Abb. 53

bei der betreffenden Geschwindigkeit den Schiffswiderstand (inkl. Schraubensog) zu überwinden, so wird es dem Fahrzeug auch nicht möglich sein, auf die verlangte Geschwindigkeit zu kommen. Man ersieht hieraus, daß sich die Dimensionierung eines Propellers für einen bestimmten Konstruktionsfall ohne Berücksichtigung der Widerstandsverhältnisse des Fahrzeuges, wie sie in der Praxis meistens in Ermangelung von Schiffsmodellversuchsergebnissen auf Grund von Propellerberechnungsformeln versucht wird, eigentlich prinzipiell nicht in exakter Weise ausführen läßt. Die Unsicherheit, die in diesem Verfahren liegt, ist jedoch, wie in folgendem nachgewiesen werden soll, nicht so groß, um die Anwendbarkeit desselben für praktische Zwecke vollkommen auszuschließen. Einem geschickten Konstrukteur wird es in den meisten Fällen möglich sein, an Hand von zuverlässigen Probefahrtsresultaten ähnlicher ausgeführter Fahrzeuge diejenige Geschwindigkeit mittels Ueberschlagsformeln mit ziemlicher Genauigkeit errechnen zu können, welche das projektierte Schiff mit der vorgesehenen Maschinenleistung bei den betreffenden Touren erreichen wird. Unter diesen Umständen liegt der sogenannte Touren-Momentgrad $C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}$

fest, so daß das zweckmäßigste Steigungsverhältnis H/D bei bestem Wirkungsgrade η_p aus den Diagrammen Abb. 47–51 wie auch der diesem zugehörige Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_e}$ entnommen, und aus

letzterem der Durchmesser $D = C_s \cdot \frac{V_e}{n}$ berechnet

werden kann. Die zahlenmäßige Durchführung dieser Rechnung mag wieder an dem Beispiel des projektierten Zweischraubenmotorbootes gezeigt werden (s. S. 42/43), welches die vorgesehene Konstruktionsgeschwindigkeit von $V_s = 27$ kn mit $WPS = 5280$ abgebremsten Wellenpferden bei $n_s = 500$ Touren pro Minute erreichen soll. Unter diesen Umständen beträgt das an jeder Welle zur Verfügung stehende Drehmoment

$$M = \frac{WPS \cdot 75}{2\pi n};$$

$$n = \frac{n_s}{60} = \frac{500}{60} = 8,333 \text{ ./} \cdot \text{sec};$$

$$\text{./} \cdot M = \frac{1}{2} \cdot \frac{5280 \cdot 75}{2\pi \cdot 8,33} = 3785 \text{ mkg};$$

$$V_e = V_s \cdot 0,5144 \cdot (1 - w);$$

$$w = 0,04 \text{ angenommen};$$

$$V_e = 27 \cdot 0,5144 \cdot 0,96 = 13,32 \text{ m/sec.};$$

Touren-Momentgrad:

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}} = 8,33 \sqrt[3]{\frac{3785}{13,32^5}} = 1,74;$$

Für diesen Wert von C_{nm} läßt sich nach den Diagrammen Abb. 48 der Propellergruppe mit $A_p/A = 30$ Prozent als zweckmäßigstes Steigungsverhältnis $H/D = 1,2$, ein reiner Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 72$ Prozent und ein zugehöriger Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_e} = 1,07$ entnehmen und aus letzterem der betreffende Propellerdurchmesser D berechnen;

$$D = C_s \cdot \frac{V_e}{n} = 1,07 \cdot \frac{13,32}{8,33} = 1,71 \text{ m},$$

als Steigung ergibt sich bei

$$H/D = 1,2$$

$$H = 1,2 \cdot 1,71 = 2,05 \text{ m}.$$

Würde man sich in der überschläglichen Bestimmung der erreichbaren Geschwindigkeit geirrt haben, insofern als dieselbe in Wirklichkeit nicht $V_s = 27$ kn sondern nur 26 kn beträgt, so würde unter sonst gleichen Konstruktionsverhältnissen der Maschine ein Touren-Momentgrad

$$C_{nm} = n \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}} = 8,33 \cdot \sqrt[3]{\frac{3785}{12,85^5}} = 1,84.$$

vorliegen.

Nach den Diagrammen Abb. 48 der Gruppe mit 30 Prozent A_p/A ist unter diesen Verhältnissen das günstigste Steigungsverhältnis bei $C_{nm} = 1,84$ ebenfalls $H/D = 1,2$, der Wirkungsgrad $\eta_p = 71,2$ Prozent und der zugehörige Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = 1,1.$$

Aus letzterem ergibt sich der Propellerdurchmesser

$$D = C_s \cdot \frac{V_e}{n} = 1,1 \cdot \frac{12,85}{8,33} = 1,698 \text{ m}$$

und bei $H/D = 1,2$, die Steigung

$$H = 1,2 \cdot 1,698 = 2,04.$$

Wie aus dem Vergleich der errechneten Propellerdimensionen unter Annahme zweier von einander abweichender Schiffsgeschwindigkeiten zu ersehen, ist der Unterschied in den Abmessungen nur unbedeutend, so daß damit der geringe Einfluß einer schätzungsweise selbst um 1 Knoten anders angenommene Fahrtgeschwindigkeit bei der Auswertung der Versuchsdiagramme Abb. 47–51 gekennzeichnet sein dürfte.

Es ist eine bekannte, oft beobachtete Erscheinung, daß besonders bei Motorschiffen und Motorbooten die verlangte Fahrtgeschwindigkeit vielfach deswegen nicht erzielt wird, weil die Maschine infolge eines in Durchmesser und Steigung zu groß bemessenen Propellers nicht auf diejenigen Touren kommen kann, bei welcher sie ihre volle Konstruktionsleistung abzugeben imstande sein würde. Ist der Propeller zu klein dimensioniert, so wird andererseits die Konstruktionstourenzahl bis zu einem gewissen Grade überschritten, die Schraube aber unter den letzteren Verhältnissen mit einem über-

mäßig hohen Slip und ungünstigen Wirkungsgrade arbeiten und das Fahrzeug aus diesem Grunde ebenfalls nicht auf die verlangte, sonst mit richtig gewählten Propellern erreichbare Geschwindigkeit kommen.

In beiden Fällen dürfte es erstrebenswert sein, eine Abänderung in den Schraubendimensionen dahin zu treffen, daß die volle Motorleistung bei der verlangten Geschwindigkeit gerade mit der Konstruktionstourenzahl der Maschine abgegeben wird. Um hierfür die erforderlichen Unterlagen zu bieten, ist eine Auswertung der systematischen Propellerversuchsergebnisse Serie A nach der in folgendem erörterten Methode und der durch die Diagramme Abb. 56–60 dargestellten Weise vorgenommen worden.

Wie bereits früher erwähnt, entspricht bei einem bestimmten vorliegenden Propellermodell einem bestimmten nominellen Slip s_n und Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_e}$, ein ganz bestimmter Wirkungsgrad η_p und eine ganz bestimmte Momentenkonstante

$$c_2 = \frac{M}{n^2 \cdot D^2 H^3};$$

$$H = k \cdot D;$$

$k =$ Steigungsverhältnis;

$$\therefore c_2 = \frac{M}{k^3 \cdot n^2 D^5};$$

$$nH = k \cdot nD = \frac{V_e}{1 - s_n};$$

$$n = \frac{V_e}{k \cdot D (1 - s_n)};$$

$$\therefore c_2 = \frac{M \cdot k^2 \cdot D^2 (1 - s_n)^2}{k^3 D^5 \cdot V_e^2} = \frac{M (1 - s_n)^2}{k \cdot D^3 \cdot V_e^2};$$

$$\frac{M}{D^2 \cdot V_e^2} = \frac{c_2 \cdot k}{(1 - s_n)^2}$$

Diese Gleichung besagt, daß bei vorliegendem Maschinendrehmoment M , wie es z. B. bei einem Motor, welcher seine volle Leistung an abgebremsten Wellenpferdestärken WPS bei der Konstruktionstourenzahl n pro Minute abgeben kann, durch

die Beziehung $M = \frac{WPS \cdot 75 \cdot 60}{2\pi \cdot n_s}$ festliegt, ein bestimmtes Propellermodell vom Durchmesser D und Steigungsverhältnis $H/D = k$ bei der Fahrtgeschwindigkeit V_e in m/sec. (unter Berücksichtigung des Nachstroms) nur auf einen bestimmten nominellen Slip s_n und Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_e}$ zu bringen

ist und die Maschine selbst demzufolge auch nur auf die ganz bestimmte Tourenzahl $n_s = \frac{C_s \cdot V_e}{D} \cdot 60$ pro Minute kommen kann, gleichgültig, ob bei dieser ihre volle Leistung bereits erreicht wird oder nicht.

Trägt man daher die Resultate systematischer Propellerversuche d. h. die Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_e}$ und zugehörigen Wirkungsgrade η_p als Funktion von $\frac{M}{D^3 \cdot V_e^2}$ oder wie es in den Diagrammen Abb.

56–60 der größeren Klarheit wegen geschehen ist, für einzelne Gruppen von gleichem Flächenverhältnis A_p/A bei verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D , als Funktion des sogenannten Durchmesser-

$$\text{Momentgrades } C_{dm} = \frac{1}{D} \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} = \sqrt[3]{\frac{c_2 \cdot k}{(1 - s_n)^2}}$$

graphisch auf, so kann man an Hand derselben die Frage beantworten, ob der gewählte Propeller mit dem vorgesehenen Motor bei der verlangten Fahrtgeschwindigkeit überhaupt auf die Konstruktionstouren der Maschine zu bringen sein wird.

Für die Durchrechnung eines Zahlenbeispiels soll wieder auf das betreffende Zweischauben-Motorboot (S. 35/36) zurückgegriffen werden, welches zur Erreichung seiner Konstruktionsgeschwindigkeit von $V_s = 27$ kn in dem erörterten Fall 2 eine Maschinenleistung von WPS = 5550 abgebremsten Wellenpferdestärken erfordert und dessen Propeller bei richtiger Dimensionierung von $D = 1500$ mm und $H = 1650$ mm ($H/D = 1,1$) mit $n_s = 660$ Umdrehungen pro Minute auf die Konstruktionstouren des Motors bei Volleistung auch wirklich kommen. Es seien nun absichtlich Propeller von dem gleichen Durchmesser $D = 1500$ mm aber der für diesen Fall zu hohen Steigung $H = 1800$ mm ($H/D = 1,2$), wie sie für den dort erörterten Fall 1 geeignet sein würden, zum Vergleich herangezogen, um zu untersuchen, wie sich bei Wahl dieser Schrauben unter sonst gleichen Konstruktionsbedingungen der Maschine wie bei Fall 2 die Verhältnisse gestalten werden. Das zur Verfügung stehende Drehmoment jedes der beiden Motoren ist

$$M = \frac{1}{2} \cdot \frac{WPS \cdot 75}{2\pi \cdot n_s} \cdot 60 = \frac{1}{2} \cdot \frac{5550 \cdot 75}{2\pi \cdot 660} \cdot 60 = 3015 \text{ mkg.}$$

Die Fahrtgeschwindigkeit unter Berücksichtigung des Nachstroms ($w = 0,04$)

$$V_e = V_s (1 - w) \cdot 0,5144 = 27 \cdot (1 - 0,04) \cdot 0,5144 = 13,32 \text{ m/sec.};$$

mithin der Durchmesser-Momentgrad

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} = \frac{1}{1,5} \sqrt[3]{\frac{3015}{13,32^2}} = 1,712.$$

Hierfür ergibt sich nach den Diagrammen Abb. 57 der Propellergruppe mit dem Flächenverhältnis $A_p/A = 30$ Prozent für das gewählte Steigungsverhältnis von $H/D = 1,2$ ein Slipgrad $C_s =$

$$\frac{nD}{V_e} = 1,11 \text{ und ein reiner Propellerwirkungsgrad}$$

$$\eta_p = 0,706.$$

Infolgedessen würden die Propeller bei der verlangten Geschwindigkeit von $V_s = 27$ kn, ohne

Rücksicht darauf, ob sie auch wirklich den erforderlichen Schub ausüben können, um das Fahrzeug auf diese zu bringen, infolge des zur Verfügung stehenden beschränkten Drehmoments der Motoren, nur auf

$$n_s = C_s \cdot \frac{V_e}{D} \cdot 60 = 1,11 \cdot \frac{13,32}{1,5} \cdot 60 = 591$$

Touren pro Minute kommen, die Maschine hierbei eine Leistung an abgebremsten Wellenpferdestärken von etwa $WPS = 5550 \cdot \frac{591}{660} = 4970$ hergeben und bei dem vorliegenden reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,706$, $SPS = 0,706 \cdot WPS = 0,706 \cdot 4970 = 3510$ effektive Schubpferdestärken mithin einen nutzbaren Propellerschub von

$$S = \frac{SPS \cdot 75}{V_e} = \frac{3510 \cdot 75}{13,32} = 19750 \text{ kg}$$

erzeugen. Da nun aber das betreffende Fahrzeug, wie früher ausgeführt (S. 34) für die Geschwindigkeit von 27 kn – EPS = 3360 effektive Schlepppferdestärken und unter Berücksichtigung des Propellersoges und anderer zusätzlicher Einflüsse $SPS = 3860$ Propellerschubpferdestärken, also einen nutzbaren Propellerschub von mindestens $S = 21700$ kg erfordert, so wird es in dem zuletzt untersuchten Falle gar nicht möglich sein, das Schiff mit $S = 19750$ kg Schub auf die Konstruktionsgeschwindigkeit zu bringen. Aus diesem Grunde werden auch die Touren bei den gewählten Propellern von $D = 1500$ mm und $H = 1800$ mm ($H/D = 1,2$) noch weiter unter den errechneten von $n_s = 591$ pro Minute zurückbleiben und die Motoren erst recht imstande sein, ihre volle Leistung abzugeben. Um dieses dennoch zu erreichen, läßt sich unter Einhaltung aller übrigen Konstruktionsverhältnisse von Schiff, Maschine und Propellern eine Anpassung der Steigung der letzteren in folgender Weise vornehmen.

Damit die Propeller von Durchmesser $D = 1500$ mm bei dem vorliegenden Durchmesser-Momentgrad

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} = 1,712$$

bei der verlangten Geschwindigkeit $V_s = 27$ kn und $V_e = 13,32$ m/sec. auf die Motortouren von $n_s = 660$ pro Minute d. s. $n = 11$ pro Sekunde kommen, müßten sie bei einem Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = \frac{11 \cdot 1,5}{13,32} = 1,23$$

arbeiten. Für diese Werte von $C_{dm} = 1,712$ und $C_s = 1,23$ bestimmen aber die Diagramme Abb. 57 ein Steigungsverhältnis $H/D = 1,1$, so daß die Steigung selbst von $H = 1800$ mm auf $H = D \cdot 1,1 = 1,5 \cdot 1,1 = 1650$ mm zu reduzieren wäre, um mit dem diesen Schrauben zugeordneten reinen Wirkungsgrad von $\eta_p = 0,69$ die erforderlichen Propellerschubpferdestärken von $SPS = WPS \cdot \eta_p = 5550 \cdot 0,69 = 3860$ zu erzeugen, welche nach früherem für den Antrieb des betreffenden Fahrzeuges bei der Umdrehungen pro Minute kommen, also die normale Tourenzahl der Motoren von 660 pro Minute

Konstruktionsgeschwindigkeit von 27 kn erforderlich sind.

Liegt andererseits bei dem betreffenden Projekt der Fall vor, daß die Propeller bei gleichem Durchmesser $D = 1500$ mm in ihrer Steigung zu klein z. B. mit $H = 1500$ mm ($H/D = 1$) bemessen sind, so würden sie bei 27 kn Fahrtgeschwindigkeit nach den Diagrammen Abb. 57 bei dem Durchmessermomentgrad $C_{dm} = 1,712$ mit dem Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = 1,315 \text{ arbeiten, mithin auf}$$

$$n_s = C_s \cdot \frac{V_e}{D} \cdot 60 = 1,315 \cdot \frac{13,32}{1,5} \cdot 60 = 700$$

um etwa 6 Prozent überschreiten. Die abgebremsten Wellenpferdestärken WPS der Maschinen dürfen unter diesen Verhältnissen aber nicht um den gleichen Prozentsatz größer als bei Konstruktionsleistung angenommen werden, da das Drehmoment eines Motors bekanntlich bei Ueberschreitung der normalen Tourenzahl oft stark abfällt, so daß aus diesem Grunde bei 700 Motortouren in Wirklichkeit nur ungefähr mit der gleichen Leistung wie bei 660 Touren nämlich mit 5550 WPS zu rechnen sein wird. Bei dem einem Durchmesser-Momentgrad $C_{dm} = 1,712$ und einem Steigungsverhältnis $H/D = 1,0$ nach den Diagrammen Abb. 57 zugeordneten reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,676$ würden daher die nutzbaren Propellerschubpferdestärken $SPS = WPS \cdot \eta_p = 5550 \cdot 0,676 = 3750$ betragen, welche nach Obigem ebenfalls nicht dazu ausreichen, um für das betreffende Fahrzeug den erforderlichen Schub bei 27 kn Geschwindigkeit zu liefern.

H. Auswertung von Schlepperfahrten mit Anhang auf Grund der Modellpropeller-Versuchsergebnisse.

In ähnlicher Weise wie in vorhergehendem Abschnitt für freifahrende Schiffe ist in folgendem eine Auswertung der Probefahrtsergebnisse von Schleppern, d. h. Fahrzeugen, die durch Trossenzüge belastet sind, vorgenommen worden (siehe Tabelle S. 79). Zu diesem Zweck sind die Resultate der Modellpropellerversuche Serie A nochmals in den Abb. 61–65 als Funktion des Tourenmoment-

grades $C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}$ sowie in den Abb. 66 bis 70 als Funktion des Durchmesser-Momentgrades

$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}}$ in weitergehender Form bis zu

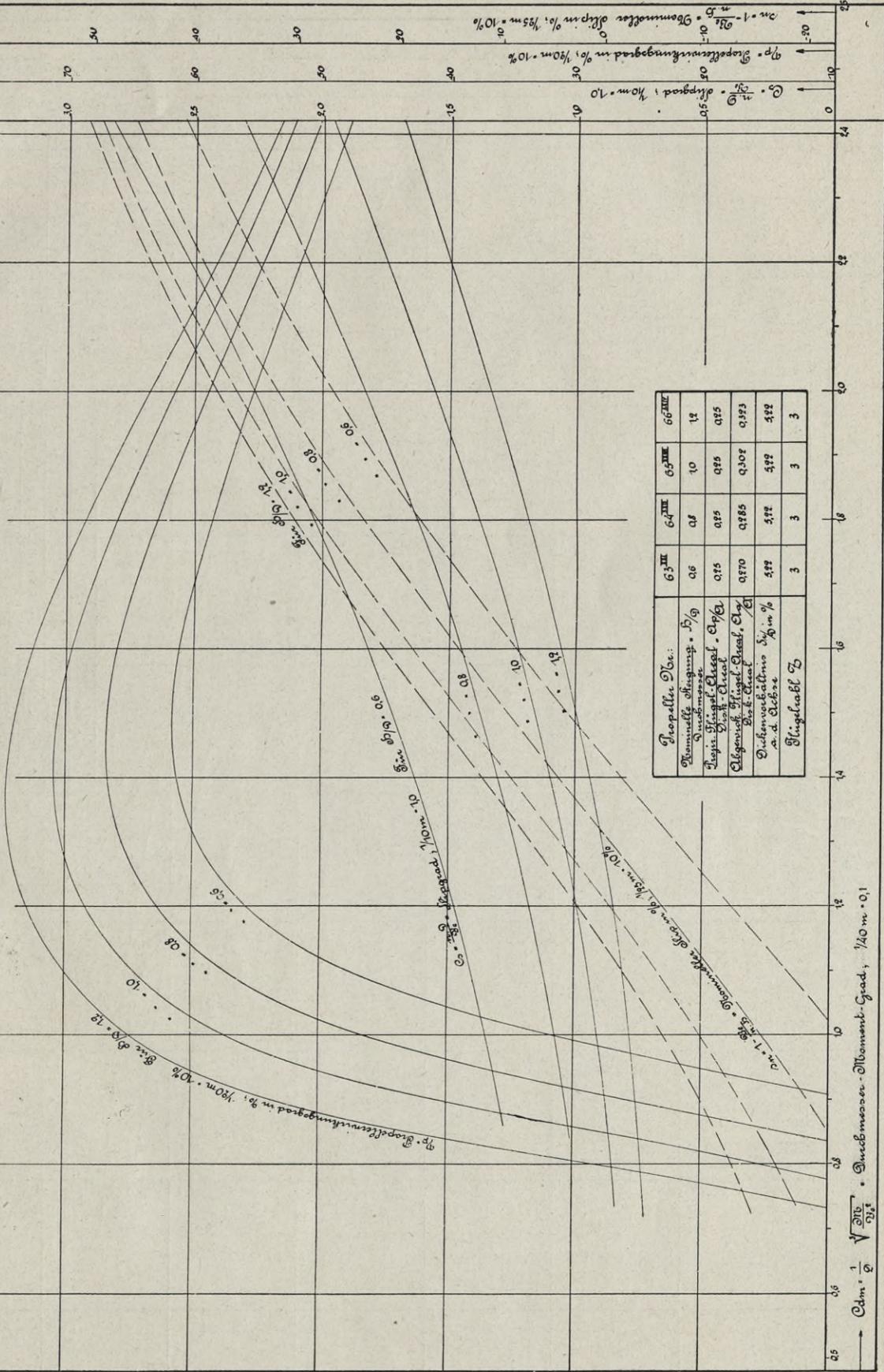
den hohen Slips aufgetragen, bei welchen derartige Fahrzeuge im Schleppzustande in der Regel arbeiten.

Der Gang der Untersuchung ist nun folgender: Gegeben waren Durchmesser D und Steigung H , mithin auch das Steigungsverhältnis H/D des ausgeführten Schlepperpropellers, ferner seine Flügelzahl z und das Flächenverhältnis A_a/A und durch

Z. D. C. 15/1662

Systematische Tropellenversuche Brennholzreihe A.

Tropellengruppe mit 25% Sp/A.



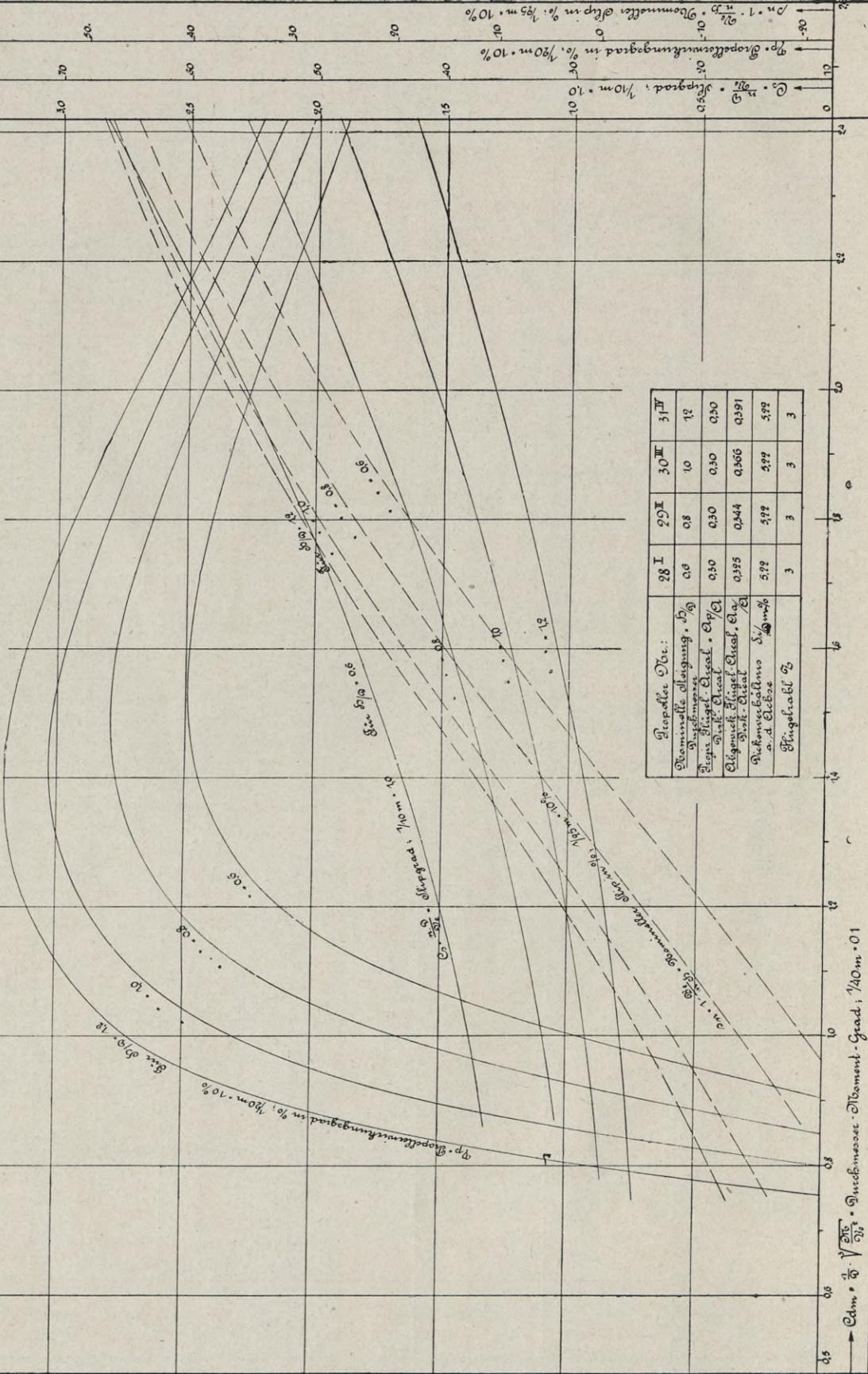
Tropellen-Größe:	6.3 III	6.4 III	6.5 III	6.6 III
Nennweite Abigung = 15/9	0.6	0.8	1.0	1.2
Nennweite	0.75	0.85	0.95	0.85
Träger-Flügel-Fläch = 0.17/0.1	0.170	0.175	0.180	0.185
Flügel-Fläch = 0.17/0.1	0.170	0.175	0.180	0.185
Flügel-Fläch = 0.17/0.1	0.170	0.175	0.180	0.185
Drehmomentverringungsd in %	4.22	4.22	4.22	4.22
Flügel-Fläch	3	3	3	3

Abb. 56

Z. Nr. 15/1663

Systematische Tropfenversuche Brennboerie A.

Tropfengruppe mit 30% Öl/p/Ö.



Tropfen Grö.	28 I	29 I	30 I	31 IV
Ölmenge Steigung, %	0.6	0.8	1.0	1.2
Ölmenge Tropfen Grö. Öl/Ö	0.30	0.30	0.30	0.30
Ölmenge Tropfen Grö. Öl/Ö	0.395	0.344	0.366	0.391
Ölmenge Öl/Ö	5.72	5.72	5.72	5.72
Ölmenge Öl/Ö	3	3	3	3

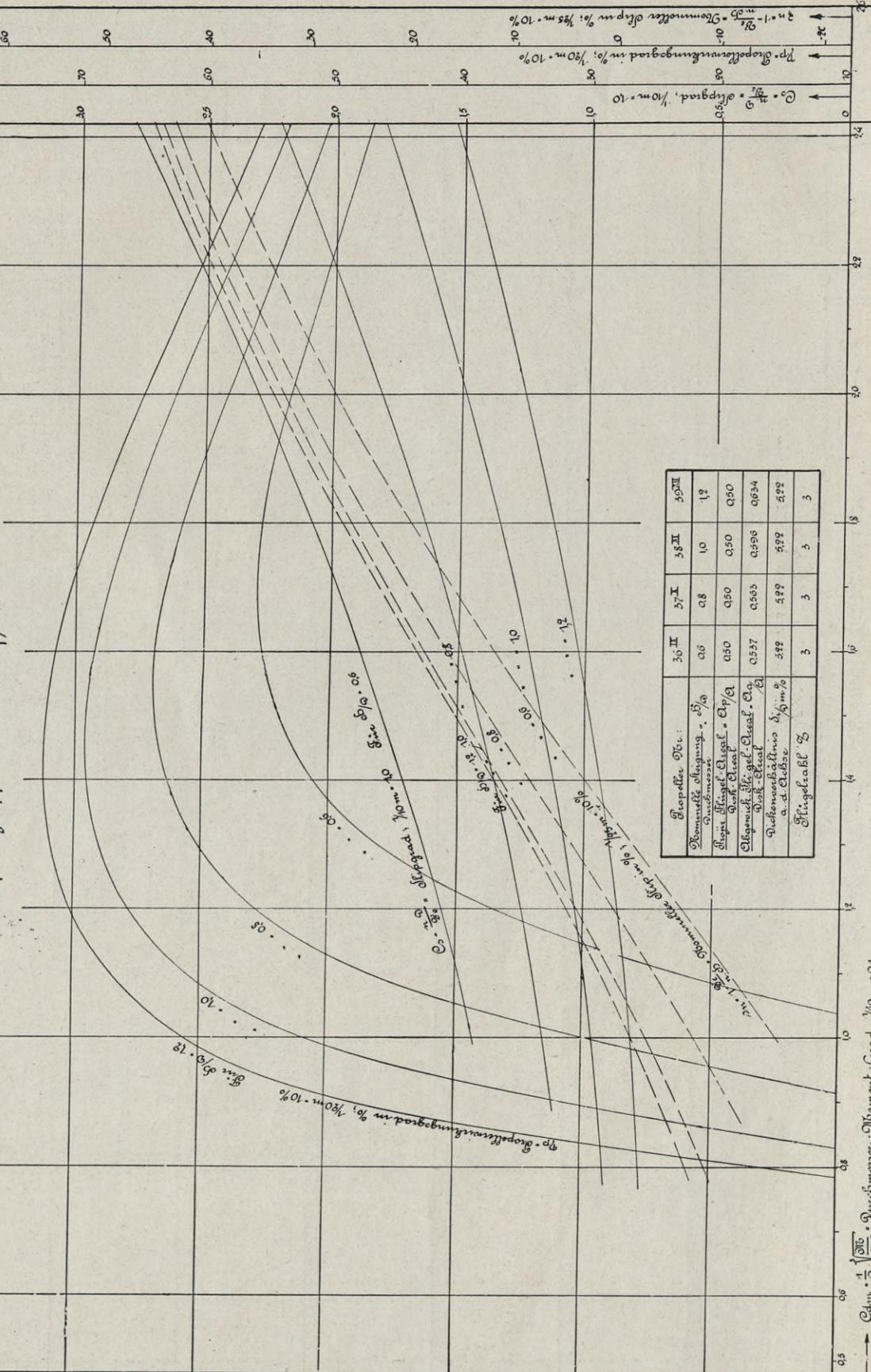
Öhm = $\frac{1}{4} \cdot \sqrt{\frac{2h}{g}}$ = Durchmesser Ölstrom, Grad, 140m · 0.1

Abb. 57
74

Z. Nr. 15/1665

Systematische Tropellerversuche Versuchsreihe A.

Tropellengruppe mit 50% Ap/A.



Tropeller, Dm.:		36 II	37 I	38 II	39 III
Wasserdampf-Entwicklungsgeschwindigkeit	$\frac{p}{Dm}$	0.6	0.8	1.0	1.2
Wasserdampf-Entwicklungsgeschwindigkeit	$\frac{p}{Dm}$	0.50	0.50	0.50	0.50
Wasserdampf-Entwicklungsgeschwindigkeit	$\frac{p}{Dm}$	0.537	0.553	0.556	0.634
Wasserdampf-Entwicklungsgeschwindigkeit	$\frac{p}{Dm}$	3.92	4.22	3.92	3.92
Flugzeit	$\frac{p}{Dm}$	3	3	3	3

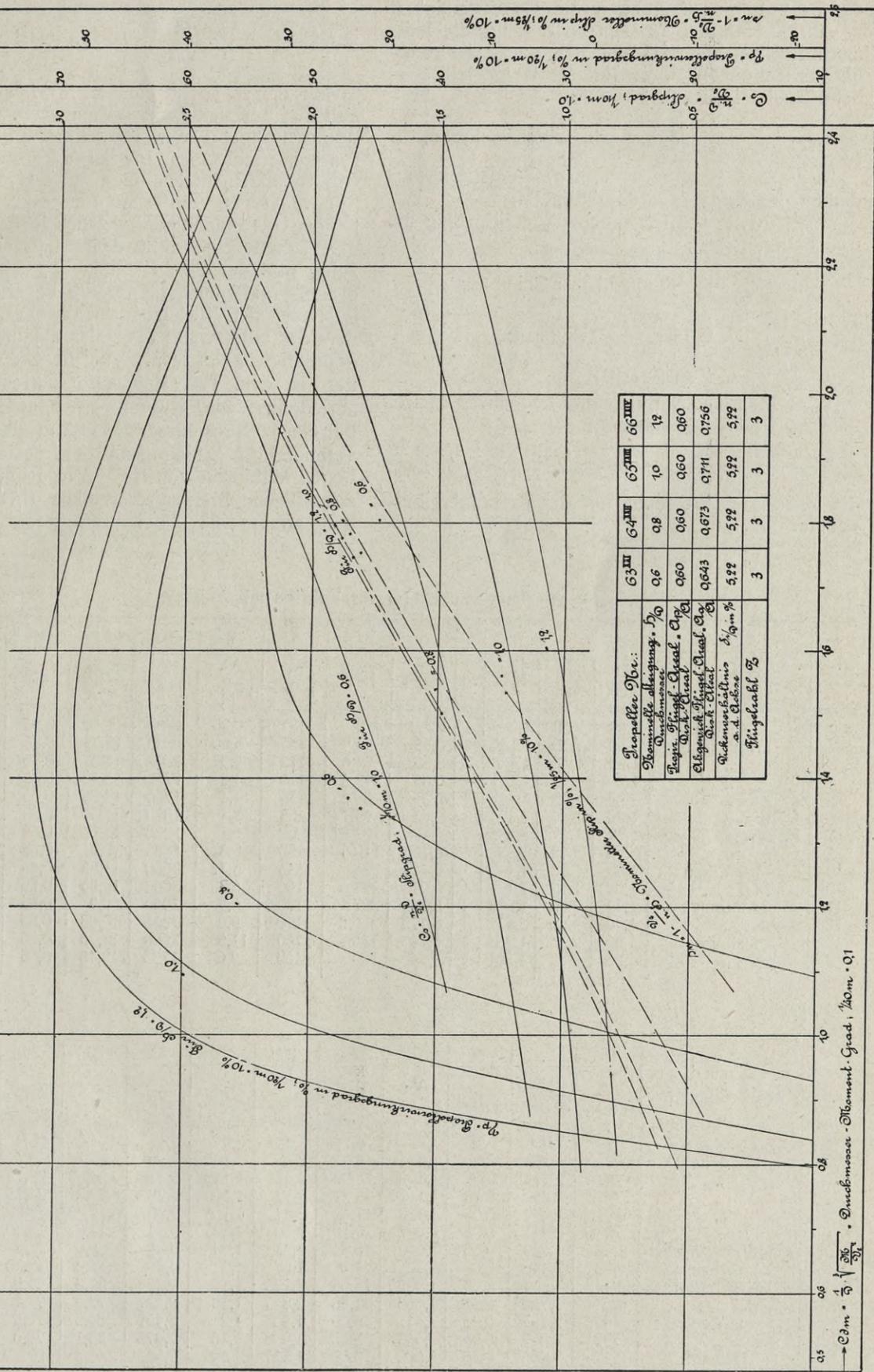
Abb. 59
76

Z. Nr. 15/1666

Systematische Propellerversuche

Versuchsreihe A.

Propellergruppe mit 60% Cp/A.



Propeller Nr.:	63 III	64 VII	65 VIII	66 IX
Thomson'sche Absteigung, J_0	0.6	0.8	1.0	1.2
Thomson'sche Versuchsreihe				
Prop. Flugl.-Prop. Cp	0.60	0.60	0.60	0.60
Winkel-Prop.				
Absteigung, Flugl. Prop. Cp	0.643	0.673	0.711	0.756
Winkel-Prop. $J_{1/2}$ in %	5.22	5.22	5.22	5.22
an d. Clarke				
Flugl. Prop.	3	3	3	3

Abb. 60

die Probefahrt mit Anhang die Geschwindigkeit V_k in km/stde, der Trossenzug Z in kg, die indizierte Leistung der Maschine I_{PS} , sowie die zugehörige Tourenzahl n_s pro Minute festgestellt (Tabelle Spalte 1 bis 10).

$$V_m = \frac{V_k}{3,6} \text{ Schleppgeschwindigkeit in m/sec;}$$

$V_e = V_m (1 - w) =$ nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller;

$w =$ Nachstromziffer, durchweg gleichmäßig mit 0,05 angenommen;

$$n = \frac{n_s}{60} = \text{Tourenzahl pro Sekunde;}$$

$$\therefore C_s = \frac{n \cdot D}{V_e} = \text{Slipgrad;}$$

$$\text{WPS} = \text{JPS} \cdot \eta_p;$$

$\eta_m =$ Maschinenwirkungsgrad, durchweg gleichmäßig mit 0,85 angenommen;

$$M = \frac{\text{WPS} \cdot 75}{2 \pi n} = \text{Drehmoment in mkg, welches}$$

die betreffende Schraube auf der Probefahrt aufgezehrt hat.

$$\therefore C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}} = \text{Tourenbelastungsgrad.}$$

Für diesen so bestimmten Wert von C_{nm} läßt sich nun aus den Diagrammen Abb. 61–65 unter Berücksichtigung der Propellergruppen gleichen Flächenverhältnisses bei dem errechneten Wert von C_s durch Interpolation in den betreffenden Slipgradkurven ein zugeordnetes Steigungsverhältnis H/D entnehmen, welches in der betreffenden Tabelle Spalte 21 eingetragen ist. Gleichzeitig gibt der diesem Steigungsverhältnis zugeordnete, auf gleicher Ordinate liegende Wert der η_p Kurve den Wirkungsgrad (Spalte 22) an, unter dem der untersuchte Propeller auf der Probefahrt gearbeitet haben muß. Von diesem Verfahren ist nur in dem Fall des aufgeführten Schleppers „Friedefürst“ abgewichen worden, dessen Schraube bei einem Durchmesser $D = 1,2$ m eine peripherial veränderliche Steigung mit dem unsicher angegebenen Mittelwert von $H = 1,4$ m, mithin ein durchschnittliches Steigungsverhältnis $H/D = 1,165$ gehabt haben soll. Infolge der wesentlich höheren

Auswertung von Schlepper-Fahrten mit Anhang

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
	Name des Schleppers	D in m	H in m	H/D	z	Aa/A	JPS	n_s p. Min.	V_k in km/stde	Z in kg	Z/JPS	η_m	WPS	n p. Sec.
1	Elmshörn	2,60	2,60	1,0	4	0,44	419,	127	9,35	4750	11,30	0,85	370	2,117
2	Friedefürst	1,20	1,40	1,165	3	0,85	55,9	151	5,00	880	15,74	0,85	47,5	2,516
3	"	1,20	1,40	1,165	3	0,85	84,6	173	5,3	1190	14,07	0,85	71,8	2,883
4	"	1,20	1,40	1,165	3	0,85	93,8	178	4,5	1290	13,75	0,85	79,7	2,967
5	"	1,20	1,40	1,165	3	0,85	86,6	175	4,1	1200	13,86	0,85	73,6	2,917
6	"	1,20	1,40	1,165	3	0,85	69,7	155	3,4	1090	15,64	0,85	59,2	2,583
7	Friedrich Wilhelm	1,23	1,47	1,225	4	—	103,87	208	6,1	1230	11,81	0,85	88,2	3,467
8	Logum	1,55	2,05	1,32	4	0,765	110,5	150	8,8	1393	12,0	0,85	93,8	2,50
9	M 6 Essen	1,8	1,98	1,1	4	0,849	225	145	5,72	2600	11,56	0,85	191	2,417
10	M 7 "	1,8	1,98	1,1	4	0,946	274	156	6,3	3000	10,95	0,85	232,9	2,60
11	Moorau	1,70	2,00	1,178	4	0,773	207	170,5	9,9	2050	9,9	0,85	176	2,84
12	"	1,70	2,00	1,178	4	0,773	206,8	170,5	9,6	2250	10,88	0,85	175,7	2,84
13	Peikum	1,65	2,24	1,36	4	0,740	136	c 160	11,0	1600	11,76	0,85	115,5	2,667
14	"	1,65	2,24	1,36	4	0,740	139	c 160	8,65	1733	12,46	0,85	118,2	2,667

	Name des Schleppers	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
		M in mkg	V_m in m/sec	w	V_e in m/sec.	C_{nm}	C_s	H/D	η_p	SPS	ZPS	Z in kg	Z/JPS
1	Elmshörn	2090	2,60	0,05	2,47	6,166	2,230	0,95	0,472	174,6	165,9	4783	11,41
2	Friedefürst	225,4	1,389	0,05	1,32	9,64	2,38	1,165	0,36	17,1	16,24	877	15,69
3	"	297,7	1,472	0,05	1,398	11,02	2,578	1,165	0,334	23,99	22,79	1162	13,73
4	"	321,0	1,25	0,05	1,1875	15,27	3,12	1,165	0,28	22,31	21,20	1272	13,57
5	"	301,2	1,139	0,05	1,082	17,12	3,37	1,165	0,262	19,28	18,32	1207	13,94
6	"	273,7	0,944	0,05	0,897	20,10	3,60	1,165	0,24	14,21	13,50	1072	15,38
7	Friedrich Wilhelm	304	1,695	0,05	1,610	10,54	2,648	1,19	0,34	30,0	28,5	1261	12,14
8	Logum	448	2,445	0,05	2,32	4,7	1,67	1,3	0,48	45,0	42,75	1312	11,87
9	M 6 Essen	944	1,589	0,05	1,509	11,95	2,883	1,18	0,309	59,0	56,0	2646	11,76
10	M 7 "	1069	1,750	0,05	1,663	11,38	2,813	1,18	0,317	73,8	70,1	3000	10,95
11	Moorau	740	2,75	0,05	2,61	5,20	1,85	1,2	0,460	80,5	76,5	2087	10,08
12	"	738	2,667	0,05	2,533	5,46	1,906	1,16	0,473	83,1	79,0	2221	10,75
13	Peikum	517	3,056	0,05	2,902	3,626	1,517	1,19	0,566	65,4	62,1	1520	11,18
14	"	529	2,403	0,05	2,283	5,396	1,928	1,13	0,48	56,7	53,86	1681	12,09

Austrittssteigung mußte demnach naturgemäß der errechnete Slipgrad $C_s = \frac{n D}{V_e}$ auch einem größeren Steigungsverhältnis entsprechen, als dies die betreffenden Kurven angeben und die Tourenzahl auf der Probefahrt niedriger sein, als sie sich auf Grund der systematischen Propellerversuchsergebnisse ermitteln ließ. Um aber auch für den Schlepper „Friedefürst“ relative Werte für die Propellerwirkungsgrade zu erhalten, sind diese ausnahmsweise bei dem vorliegenden mittleren Steigungsverhältnis der ausgeführten Schiffschraube von $H/D = 1,165$ und nicht bei dem durch den Slipgrad bestimmten aus den Diagrammen entnommenen und in die Tabellen eingesetzt worden. Die Propellerschubpferdestärken ergeben sich nun zu:

$$SPS = WPS \cdot \eta_p.$$

Um von diesen auf die nutzbaren Trossenzugpferdestärken $ZPS = \frac{Z \cdot V_m}{75}$ zu kommen, ist unter Berücksichtigung des Eigenwiderstandes des Schleppers sowie des Soges, welchen die Schraube auf diesen ausübt, ein gleichmäßiger Abzug von 5 Prozent gemacht worden:

$$\therefore ZPS = SPS \cdot 0,95;$$

schließlich nutzbarer Trossenzug in kg:

$$Z = \frac{ZPS \cdot 75}{V_m};$$

und sogenannter Schlepp-Gütegrad gleich Z/IPS . Die auf diese Weise errechneten Werte für den letzteren sind in Spalte 26 eingetragen worden. Ein Vergleich derselben mit den entsprechenden in Spalte 11 aufgeführten der zugehörigen Probefahrten ergibt einen ungefähren Maßstab dafür, bis zu welchem Grade sich die Resultate systematischer Modellpropellerversuche im allgemeinen auf die ausgeführter Schlepperschrauben relativ übertragen lassen. Noch anschaulicher geht dies daraus hervor, wenn man die Werte in Spalte 25 mit den zugeordneten in Spalte 10 d. h. die errechneten nutzbaren Trossenzüge Z und die auf der Probefahrt wirklich erreichten miteinander vergleicht.

Es wäre hierzu noch zu bemerken, daß eine mathematische Übereinstimmung von vorne herein nicht erwartet werden durfte, und zwar aus folgenden Gründen. Erstens sind über die Größe des Maschinenwirkungsgrades $\eta_m = \frac{WPS}{JPS}$, die des Nachstroms, des Soges wie des Eigenwiderstandes des Schleppers gewisse und zwar einheitliche Annahmen gemacht worden, während diese Faktoren je nach der Stärke der Maschine, der Fahrtgeschwindigkeit des Schleppers sowie der Größe des letzteren eigentlich in jedem besonderen Fall bei der Auswertung eine individuelle Berücksichtigung hätten erfahren müssen. Ferner konnten in einzelnen Fällen die extrem hohen Flächenverhältnisse

der ausgeführten Schlepperschrauben nicht mehr genügend berücksichtigt werden, da die Ergebnisse der systematischen Propellerversuche Serie A sich im Maximum nur auf Propeller bis zu $A_r/A = 60$ Prozent, entsprechend A_a/A Verhältnissen bei $H/D = 1,2$ von etwa 75 Prozent erstreckten. Sogar die Anzahl der Flügel (4) mußte bei den meisten Schleppern außer Betracht gelassen und der Vergleich mit den dreiflügeligen Modellpropellern nur bei gleichem Flächen- und Steigungsverhältnis vorgenommen werden. Schließlich wäre zu betonen, daß auch die von den verschiedensten Stellen übermittelten Resultate der Schlepperfahrten mit Anhang, wie später an dem Beispiel des Dampfers „Friedefürst“ nachgewiesen werden soll, nicht durchweg Anspruch auf absolute Genauigkeit machen können, obgleich für die Auswertung nur solche herangezogen worden sind, die wenigstens die Wahrscheinlichkeit der Zuverlässigkeit nicht vollkommen auszuschließen schienen. Wenn trotz alledem die in der Tabelle nachgewiesene Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Modellpropellerversuche festgestellt worden ist, so dürfte damit gleichzeitig der Belag für die Verwendungsmöglichkeit der letzteren für einen bestimmten vorliegenden Konstruktionsfall erbracht sein.

Zur zahlenmäßigen Durchrechnung eines solchen möge folgende Aufgabe herangezogen werden.

Ein Einschrauben-Schlepper ist mit einer Dampfmaschine ausgerüstet, welche ihre volle Leistung von $JPS = 150$ indizierten Pferdestärken bei $n_s = 180$ Touren pro Minute abgibt. Es sei auf Grund der Versuchsergebnisse Serie A zunächst ohne Beschränkung des Durchmessers derjenige Propeller zu dimensionieren, welcher unter diesen Verhältnissen bei der verlangten Schleppgeschwindigkeit von 5 km/stde am günstigsten arbeiten wird, und dann die Frage zu beantworten, welches Steigungsverhältnis bei Einhaltung eines Propellerdurchmessers von $D = 1,50$ m gewählt werden muß.

Abgebremste Wellenpferdestärken

$$WPS = JPS \cdot \eta_m;$$

Maschinenwirkungsgrad $\eta_m = 0,85$ (angenommen);
 $\therefore WPS = 150 \cdot 0,85 = 127,5$; zur Verfügung stehendes Drehmoment der Maschinen

$$M = \frac{WPS \cdot 75}{2 \pi n};$$

Tourenzahl pro Minute =

$$n = \frac{n_s}{60} = \frac{180}{60} = 3;$$

$$\therefore M = \frac{127,5 \cdot 75}{2 \pi \cdot 3} = 510 \text{ mkg};$$

Nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller in m/sec.:

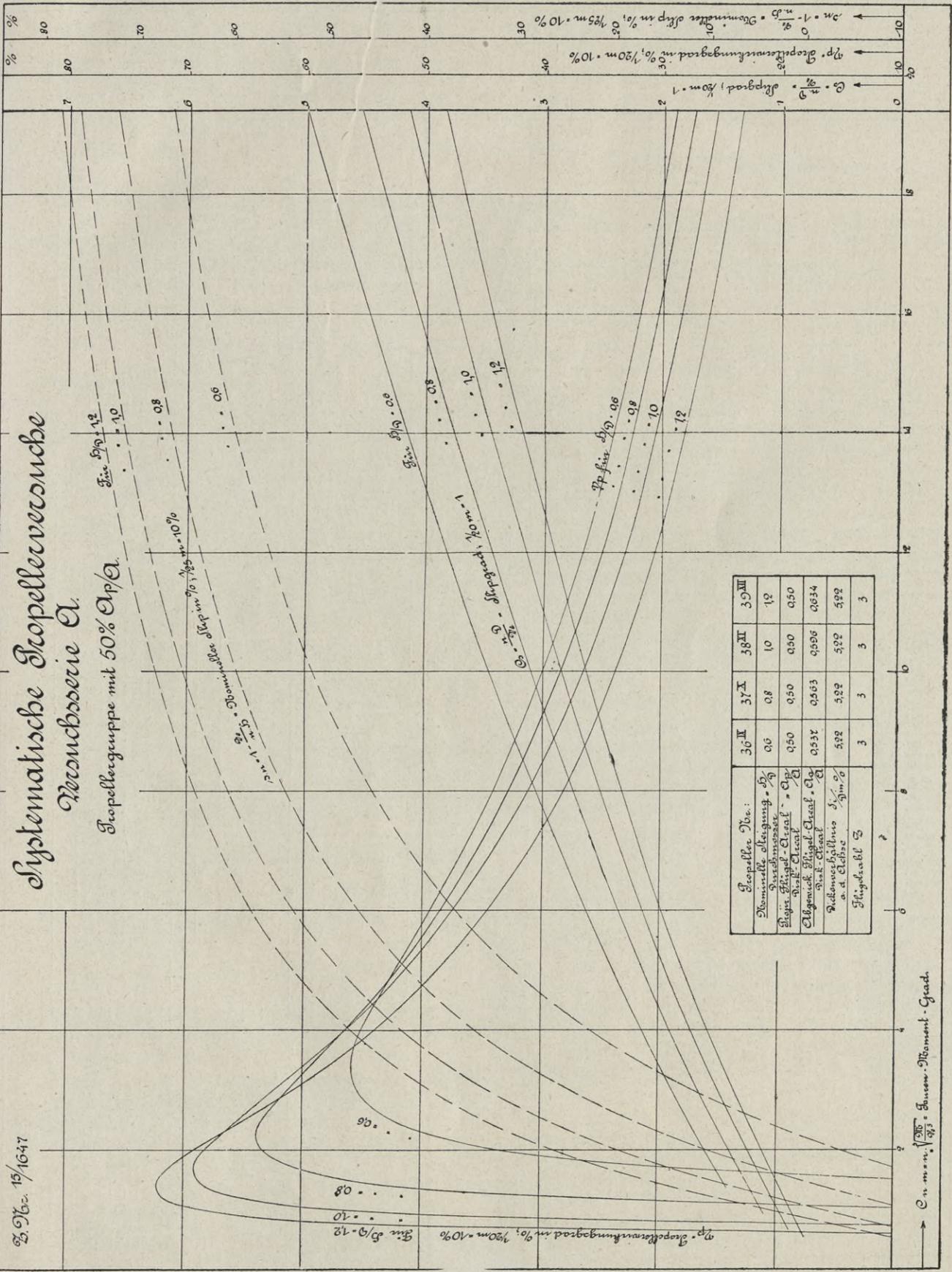
$$V_e = V_m \cdot (1 - w);$$

$$V_m = \text{Schleppgeschwindigkeit in m/sec.} = \frac{V_k}{3,6};$$

2. 9. 15/1647

Systematische Tropellerversuche Reihe A.

Tropellerguppe mit 50% Ap/a.



Tropeller Nr.:	36 II	37 I	38 II	39 III
Nominale Umdrehung - 1/min	0,6	0,8	1,0	1,2
Reale Umdrehung - 1/min	0,50	0,50	0,50	0,50
Umdrehung - 1/min	0,537	0,563	0,596	0,634
Umdrehung - 1/min	0,52	0,52	0,52	0,52
Flügelzahl Z	3	3	3	3

Abb. 64

2.96 z. 15/1648

Systematische Tropellerprobe Versuchsreihe A.

Tropellergruppe mit 60% a/p/a.

$$\frac{S_{\text{max}}}{S_{\text{min}}} = 1,9$$

$$\dots = 1,10$$

$$\dots = 0,8$$

$$\dots = 0,6$$

Normales Steppmaß: 1/30m = 10%

Normales Steppmaß: 1/30m = 10%

Normales Steppmaß: 1/30m = 10%

$$\dots = 0,6$$

$$\dots = 0,8$$

$$\dots = 1,0$$

$$\dots = 1,2$$

$$S_{\text{max}}/S_{\text{min}} = 0,6$$

$$\dots = 0,8$$

$$\dots = 1,0$$

$$\dots = 1,2$$

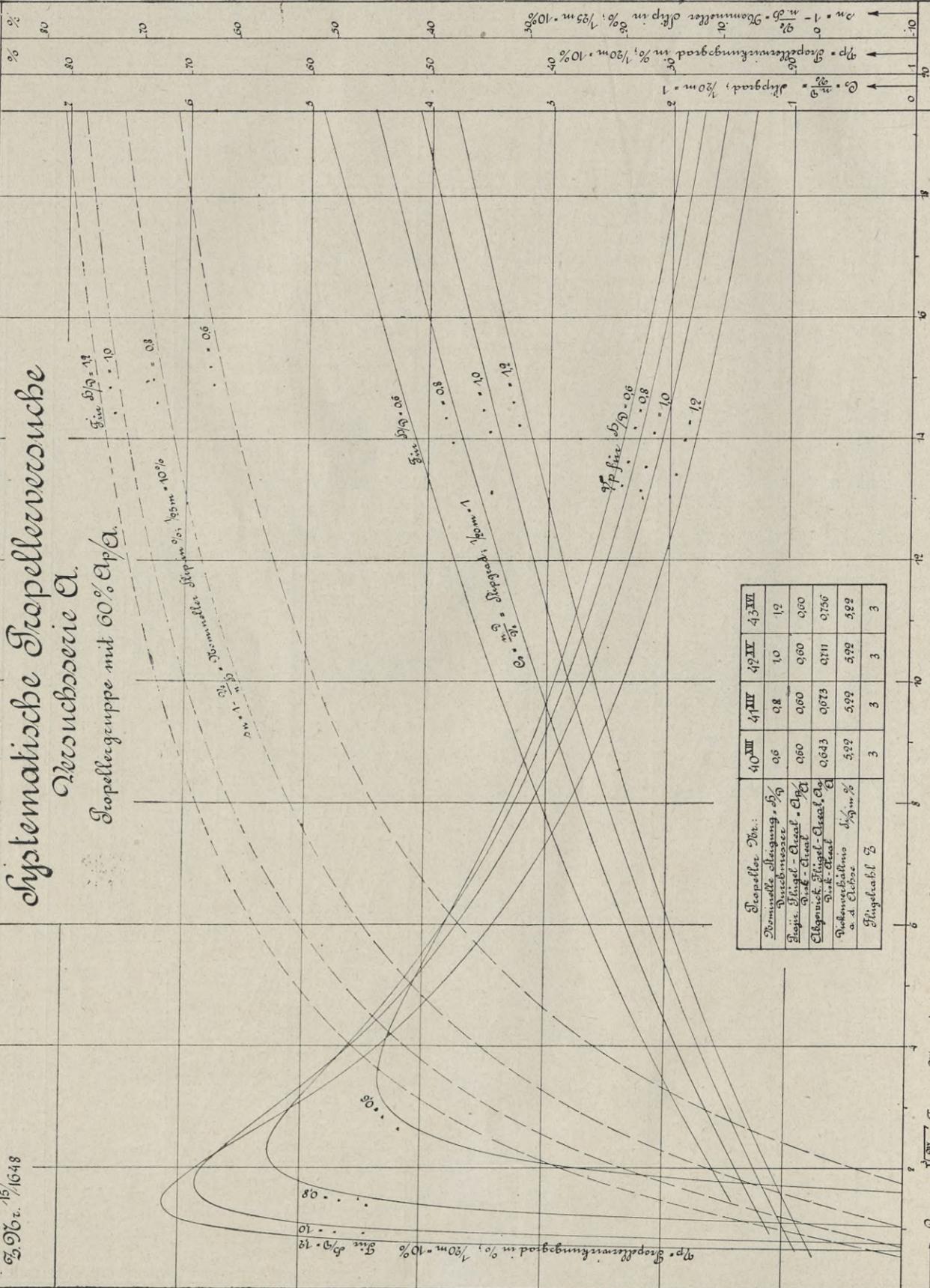
$$S_{\text{max}}/S_{\text{min}} = 0,6$$

$$\dots = 0,8$$

$$\dots = 1,0$$

$$\dots = 1,2$$

Tropeller Nr.:	40 III	41 III	42 III	43 III
Nominale allgung $\frac{a}{b}$	0,6	0,8	1,0	1,2
Flügel-Clas. $\frac{a}{b}$	0,60	0,60	0,60	0,60
Flügel-Clas. $\frac{a}{b}$	0,643	0,673	0,711	0,756
Nickenabmaß $\frac{a}{b}$ in %	5,22	5,22	5,22	5,22
Flügelabß $\frac{a}{b}$	3	3	3	3



$\rightarrow C_n m = n \cdot \sqrt{\frac{216}{g}} = \text{Foucault-Moment-Grad.}$
 $\rightarrow C_p = \text{Stoppelwirkungsgad in } \%, \frac{1}{30m} = 10\%$
 $\rightarrow C_s = \frac{S_{\text{max}}}{S_{\text{min}}} = \text{Stoppelverhältnis } \frac{1}{30m} = 1$
 $\rightarrow C_m = 1 - m \cdot \frac{216}{g} = \text{Stoppelverhältnis } \frac{1}{30m} = 10\%$

Abb. 65

$$V_k = 5 \text{ km/stde;}$$

$$\therefore V_m = \frac{5}{3,6} = 1,39 \text{ m/sec.}$$

Nachstromziffer $w = 0,05$ (angenommen);

$$\therefore V_c = \frac{5}{3,6} \cdot (1 - 0,05) = 1,32 \text{ m/sec;}$$

Touren-Momentgrad

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_c^5}} = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{510}{1,32^5}} = 15,05;$$

Für diesen Wert von $C_{nm} = 15,05$ lassen sich aus den Diagrammen Abb. 65 der Propellergruppe mit 60 Prozent A_p/A für die verschiedenen Steigungsverhältnisse von $H/D = 0,6 - 1,2$ folgende Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_c}$ (Tabelle Spalte 2) und reinen Propellerwirkungsgrade η_p (Spalte 3) entnehmen:

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
	H/D	C_s	η_p	D in m	H in m	SPS	ZPS	Z in kg	Z/JPS
1	0,6	4,26	0,326	1,875	1,125	41,6	39,5	2160	14,40
2	0,8	3,86	0,313	1,700	1,360	39,9	37,9	2090	13,95
3	1,0	3,54	0,294	1,560	1,560	37,5	35,6	1820	12,12
4	1,2	3,28	0,268	1,440	1,730	34,3	32,5	1755	11,70

Infolgedessen ergeben sich als zugeordnete Durchmesser die in Spalte 4 eingetragenen auf Grund der Beziehung $D = C_s \cdot \frac{V_c}{n}$ errechneten

Werte und als Steigungen die bei dem betreffenden Steigungsverhältnis aus dem vorliegenden Durchmesser bestimmten, Spalte 5.

Die jedesmaligen Propellerschubpferdestärken $SPS = WPS \cdot \eta_p$ sind in Spalte 6, die nutzbaren Trossenzugpferdestärken $ZPS = SPS \cdot 0,95$ unter Annahme von 5 Prozent Verlust durch Eigenwiderstand des Schleppers sowie Propellersog auf den letzteren in Spalte 7, die erreichbaren Trossenzüge

$Z = \frac{ZPS \cdot 75}{V_m}$ in Spalte 8 und die sogenannten

Schleppgütegrade Z/JPS in Spalte 9 verzeichnet worden.

Wie aus der Zusammenstellung der Rechnungsergebnisse zu ersehen, sind die Propellerwirkungsgrade bei unbeschränktem Durchmesser um so besser, je größer die letzteren und je kleiner die Steigungsverhältnisse gewählt waren.

Soll nun ein bestimmter Durchmesser von $D = 1,5$ m aus Tiefgangsrücksichten nicht überschritten werden, so muß der zweckmäßigste Propeller bei dem vorliegenden Touren-Momentgrad von $C_{nm} = 15,05$ mit einem Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_c} = \frac{3 \cdot 1,5}{1,32} = 3,41$$

arbeiten, wodurch sich durch Interpolation der C_s -Kurven ein passendes Steigungsverhältnis von

$H/D = 1,1$, eine Steigung $H = D \cdot 1,1 = 1,5 \cdot 1,1 = 1,65$ m und bei dem zugeordneten reinen Propellerwirkungsgrad von $\eta_p = 0,282$:

$$SPS = WPS \cdot 0,282 = 127,5 \cdot 0,282 = 36;$$

$$ZPS = SPS \cdot 0,95 = 36 \cdot 0,95 = 34,2;$$

$$Z = \frac{ZPS \cdot 75}{V_m} = \frac{34,2 \cdot 75}{1,39} = 1800 \text{ kg;}$$

$$Z/JPS = \frac{1800}{150} = 12 \text{ kg/PS}$$

ergeben.

Aus obigen Untersuchungen läßt sich bereits ersehen, daß bei einem Schlepper mit gegebener Maschine, welche ihre volle Leistung mit einer bestimmten Tourenzahl abgibt, je nach der beabsichtigten Schleppgeschwindigkeit bei einem Propeller von gegebenem Durchmesser eine ganz bestimmte Steigung erforderlich sein wird, damit die Maschine „auf Touren kommt“, d. h. instande ist, das dabei vorliegende Propellerdrehmoment zu überwinden. Eine Anpassung an diese Verhältnisse wird in der Praxis bei Schleppern, die sowohl bei der Anfahrt eines Lastzuges und kleinen Geschwindigkeiten wie bei Maximalschleppgeschwindigkeit nach Möglichkeit günstig arbeiten sollen, oftmals bereits durch Wahl einer sogenannten umsteuerbaren Schraube zu erreichen versucht, die sich besonders bei Verbrennungsmotoren aus dem Grunde als zweckmäßig erweisen dürfte, weil man es bei diesen nicht in gleicher Weise wie bei Dampfmaschinen in der Hand hat, durch Einstellung einer größeren Füllung das Drehmoment der Maschine in gewissen Grenzen dem des Propellers anzupassen.

Um für derartige Konstruktionsfälle einen Anhalt zu gewinnen, sind in Abb. 66–70 die Resultate der systematischen Propellerversuche Serie A, geeignet für die Dimensionierung von Schlepperschrauben als Funktion des sogenannten Durchmesser-Momentgrades

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_c^2}}$$

aufgetragen worden. Auf Grund derselben läßt sich nun die Aufgabe lösen, welche Steigung für einen Propeller von gegebenem Durchmesser D vorzusehen ist, damit die Maschine ihre volle Leistung bei einer beabsichtigten Schleppgeschwindigkeit gerade mit der Konstruktionstourenzahl abgeben kann und ferner, welche Steigungen unter sonst gleichen Verhältnissen bei anderen Fahrgeschwindigkeiten die geeignetsten sein würden.

Für die Durchrechnung eines Zahlenbeispiels möge wieder der obige Schlepper herangezogen werden, dessen Maschine ihre volle Leistung von $JPS = 150$ indizierten Pferdestärken mit der normalen Tourenzahl von $n_s = 180$ pro Minute abgeben kann. Der gewählte Propeller habe einen Durchmesser von $D = 1,5$ m. Verlangt seien die zweckmäßigsten Steigungen für die Schleppgeschwindigkeiten von $V_k = 4-5$ und 8 km/stde unter

Einhaltung der Bedingung, daß die Maschine bei diesen Geschwindigkeiten ihre Konstruktions-tourenzahl gerade erreicht.

Das zur Verfügung stehende Drehmoment der Maschine beträgt nach früherem $M = 510$ mkg. Die nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller bei 5 km/stde Schleppgeschwindigkeit

$$V_e = 1,32 \text{ m/sek.};$$

mithin der Durchmesser-Momentgrad

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} = \frac{1}{1,5} \sqrt[3]{\frac{510}{1,32^2}} = 4,42;$$

und der Slipgrad:

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = \frac{3 \cdot 1,5}{1,32} = 3,41;$$

Für diese Werte von $C_{dm} = 4,42$ und $C_s = 3,41$ bestimmen die Diagramme Abb. 70 der Propellergruppe mit 60 Prozent A_p/A ein Steigungsverhältnis $H/D = 1,1$ und einen diesem zugeordneten reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,282$, wie dies bereits oben für die gleichen Verhältnisse auf Grund der Diagramme Abb. 65 ermittelt worden ist.

Für die kleinere Schleppgeschwindigkeit von $V_k = 4$ km/stde beträgt nun der vorliegende Durchmessermomentgrad unter denselben Annahmen

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} = \frac{1}{1,5} \cdot \sqrt[3]{\frac{510}{1,055^2}} = 5,15;$$

und der zugehörige Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = \frac{3 \cdot 1,5}{1,055} = 4,27;$$

wofür die Diagramme Abb. 70 ein Steigungsverhältnis $H/D = 1,08$ und einen zugeordneten reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,23$ bestimmen.

Bei der beabsichtigten Maximalschleppgeschwindigkeit von $V_k = 8$ km/stde schließlich liegt ein Durchmessermomentgrad von

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} = \frac{1}{1,5} \cdot \sqrt[3]{\frac{510}{2,11^2}} = 3,21;$$

und ein Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_e} = \frac{3 \cdot 1,5}{2,11} = 2,13;$$

vor, welche als zweckmäßigstes Steigungsverhältnis $H/D = 1,18$ und einen diesem zugeordneten reinen Propellerwirkungsgrad $\eta_p = 0,418$ ergeben.

Die Zusammenstellung der Rechnungsergebnisse für die drei untersuchten Fälle ist unter weiterer Bestimmung der betreffenden Trossenzugleistungen Z und Schleppgütegrade Z/IPS in nachstehender Tabelle vorgenommen worden.

	1	2	3	4	5	6
	JPS	WPS	n_s p. Min.	D in m	V_k in km/stde	H/D
1	150	127,5	180	1,5	4	1,08
2	150	127,5	180	1,5	5	1,10
3	150	127,5	180	1,5	8	1,18

	7	8	9	10	11	12
	H in m	η_p	SPS	ZPS	Z in kg	Z/JPS
1	1,62	0,230	29,4	27,9	1880	12,5
2	1,65	0,282	36,0	34,2	1800	12,0
3	1,77	0,418	53,3	50,5	1710	11,4

Für den Schleppgeschwindigkeitsbereich von 4–8 km/stde müßte danach eine Steigungsänderung von 1,62 auf 1,77 m also um etwa 10 Prozent vorgesehen werden, damit die Maschine „auf Touren kommt“ d. h. ihre volle Leistung gerade bei den Konstruktionsumdrehungen mit normaler Füllung abgeben kann. Würde der Propeller durchweg die für die Geschwindigkeit von 5 km/stde passende feste Steigung von 1,65 m haben, so würden bei 4 km/stde Schleppgeschwindigkeit die Konstruktions-touren zwar nicht ganz erreicht und andererseits bei 8 km/stde um einen gewissen Betrag überschritten werden, die Schleppleistungen dabei aber, wie sich an Hand der Diagramme durch ähnliche Untersuchungen leicht nachweisen läßt, relativ zu der Schraube mit verstellbaren Flügeln nur unwesentlich verringert werden, so daß in diesen Geschwindigkeitsgrenzen eine sogenannte umsteuerbare Schraube, gegenüber einer solchen mit festen Flügeln, noch keinen größeren Vorteil mit sich bringen dürfte.

Anders liegen jedoch die Verhältnisse bei der Anfahrt, wenn der Schlepper einen Lastzug erst auf Schleppgeschwindigkeit beschleunigen soll. Mit einiger Annäherung kann man hierfür die Ergebnisse der Standproben zum Vergleich heranziehen. Nach den Diagrammen Abb. 21 beträgt für den Propeller vom Flächenverhältnis $A_p/A = 60$ Prozent beim Steigungsverhältnis $H/D = 1,1$ die betreffende Momentenkonstante

$$c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3} = 7,2,$$

so daß der vorliegende Propeller vom Durchmesser $D = 1,5$ und der Steigung $H = 1,65$ bei dem zur Verfügung stehenden Drehmoment der Maschine von $M = 510$ mkg in Stand auf

$$n = \sqrt{\frac{M}{D^2 H^3 \cdot c_2}} = \sqrt{\frac{510}{1,5^2 \cdot 1,65^3 \cdot 7,2}} = 2,65$$

Touren pro Sec. gleich 159/Min. kommen würde. Ein Propeller von gleichem Flächenverhältnis A_p/A aber vom Steigungsverhältnis $H/D = 0,975$ weist nach denselben Diagrammen Abb. 21 eine Momentenkonstante $c_2 = 8$ auf. Infolgedessen erreicht dieser beim gleichen Durchmesser $D = 1,5$ m in Stand eine Tourenzahl

$$n = \sqrt{\frac{M}{D^2 \cdot H^3 \cdot c_2}} = \sqrt{\frac{510}{1,5^2 \cdot 1,46^3 \cdot 8}} = 3/\text{Sek.}$$

gleich 180/Min., also gerade die Konstruktions-touren der vorliegenden Maschine bei Volleistung von JPS = 150.

Die Tourenkonstanten betragen in beiden Fällen $C_n = n \cdot D = 2,65 \cdot 1,5 = 3,98$; bzw. $C_n = nD = 3 \cdot 1,5 = 4,5$.

Hierfür ergeben die Diagramme der Standproben Abb. 14 für den Propeller vom Steigungsverhältnis $H/D = 1,1$ einen Belastungsgrad

$$\frac{\sqrt{S}}{D} = 30,5$$

und für den mit $H/D = 0,975$ einen solchen von

$$\frac{\sqrt{S}}{D} = 36,$$

so daß der Propellerschub sich im ersteren Falle auf

$$S = 30,5^2 \cdot D^2 = 30,5^2 \cdot 1,5^2 = 2090 \text{ kg}$$

und im anderen

$$S = 36^2 \cdot D^2 = 36^2 \cdot 1,5^2 = 2920 \text{ kg}$$

belaufen würde, womit die Ueberlegenheit einer umsteuerbaren Schraube bei der Standprobe und im übertragenen Sinne auch noch für die Periode der Anfahrt im Prinzip gekennzeichnet sein dürfte.

Fehlergrenzen bei ausgeführten Schlepperfahrten mit Anhang.

Es ist oben bereits darauf hingewiesen worden, daß es schwierig sein dürfte, selbst in ruhigem unbegrenztem Wasser, z. B. Kanälen, einwandfreie Versuchsergebnisse bei Schlepperfahrten mit Anhang festzustellen. Noch unsicherer werden diese Verhältnisse werden, wenn man derartige Versuche, wie es meistens der Fall ist, auf Flüssen in fließendem Wasser ausführt und die Resultate auf sogenannte Totwassergeschwindigkeit d. h. relative Fahrtgeschwindigkeit zum Wasser überträgt. Um über die dabei vorliegenden Fehlergrenzen einen Ueberblick zu gewinnen, kann zweckmäßigerweise von folgendem Auswertungsverfahren Gebrauch gemacht werden, welches unter gewissen Bedingungen Aussicht auf genügende Genauigkeit verspricht.

Da ähnliche Propellermodelle bei gleichen Durchmesserbelastungsgraden

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e},$$

gleiche Slipgrade

$$C_s = \frac{n \cdot D}{V_e}$$

und gleiche Wirkungsgrade η_p aufweisen, so müßten im übertragenen Sinne demnach auch bei einem Dampfschlepper, unabhängig von der absoluten Größe des Trossenzuges und der Schleppgeschwindigkeit, bei gleichen Belastungsgraden

$$\frac{\sqrt{Z}}{D \cdot V_k},$$

gleiche Tourenzahlkonstanten

$$C_s = \frac{n_s \cdot D}{V_k}$$

und gleiche Wirkungsgradkonstanten

$$\frac{Z \cdot V_k}{JPS} \text{ vorliegen.}$$

Hierbei bedeuten:

Z = nußbarer Zug in der Schlepptrasse in kg;

D = Propellerdurchmesser in m;

V_k = Schleppgeschwindigkeit in km/stde;

n_s = Tourenzahl pro Minute;

IPS = indizierte Pferdestärken.

Genau genommen, werden diese Verhältnisse allerdings nur dann zutreffen, wenn der bei verschiedenen Fahrtgeschwindigkeiten naturgemäß auch verschiedenartige Eigenwiderstand des Schleppers relativ zu dem Trossenzug so klein ist, daß seine Variation vernachlässigt werden kann, wenn ferner der Nachstrom durchweg einen konstanten prozentualen Betrag der Schleppgeschwindigkeit, der Propellersog auf den Schlepper einen konstanten Bruchteil des Trossenzuges ausmacht und der reine Maschinenwirkungsgrad

$$\eta_m = \frac{WPS}{JPS}$$

bei allen Tourenzahlen und Leistungen gleich groß bleibt. Durch Modellversuche ist nun der Nachweis erbracht worden, daß fast alle der obigen Annahmen mit ziemlicher Annäherung für praktische Zwecke genau genug als richtig gelten dürften, nur der Maschinenwirkungsgrad η_m wird mit Verringerung der Tourenzahl einen gewissen Abfall erfahren, der sich aber, wie später gezeigt werden soll, vorher durch eine Pfahlprobe bestimmen ließe und danach berücksichtigt werden könnte.

Eine Auswertung von Schlepper-Ergebnissen nach der angegebenen Methode soll in folgendem an den vom Königlichen Hauptbauamt Potsdam im Oder-Spreekanal und im Großschiffahrtsweg Berlin-Stettin in den Jahren 1910/11 mit dem Schlepper „Friedefürst“ ausgeführten Versuchen vorgenommen werden, deren Resultate in Tabelle S. 96 (Spalte 1-4) aufgeführt worden sind. Das Fahrzeug hatte eine Länge über alles von 19,5 m, eine größte Breite von 4,3 m und bei einem Tiefgang von 1,29 m ein Displacement von etwa 70 t. Die Daten der Schraube waren die folgenden:

D = Durchmesser = 1,20 m;

H = mittl. Steigung = 1,40 m;

A_a/A = Flächenverhältnis = ca. 85 Prozent;

z = Anzahl der Flügel = 3.

Die Maschine hatte eine Leistung bei normaler Füllung und 165 Touren pro Minute von etwa 90 indizierten Pferdestärken.

In den Spalten 5-7 sind die aus den Probefahrtsergebnissen abgeleiteten Werte der Schleppwirkungsgradkonstanten $\frac{Z \cdot V_k}{JPS}$, der Tourenzahl-

konstanten $\frac{n_s \cdot D}{V_k}$ sowie des Belastungsgrades

$$\frac{\sqrt{Z}}{D \cdot V_k}$$

verzeichnet und erstere beiden als Funktion des letzteren in Abb. 71 punktweise markiert worden.

15/1679

Systematische Tropellerversuche Versuchsreihe A.

Tropellergruppe mit 25% $\Delta p/\rho$

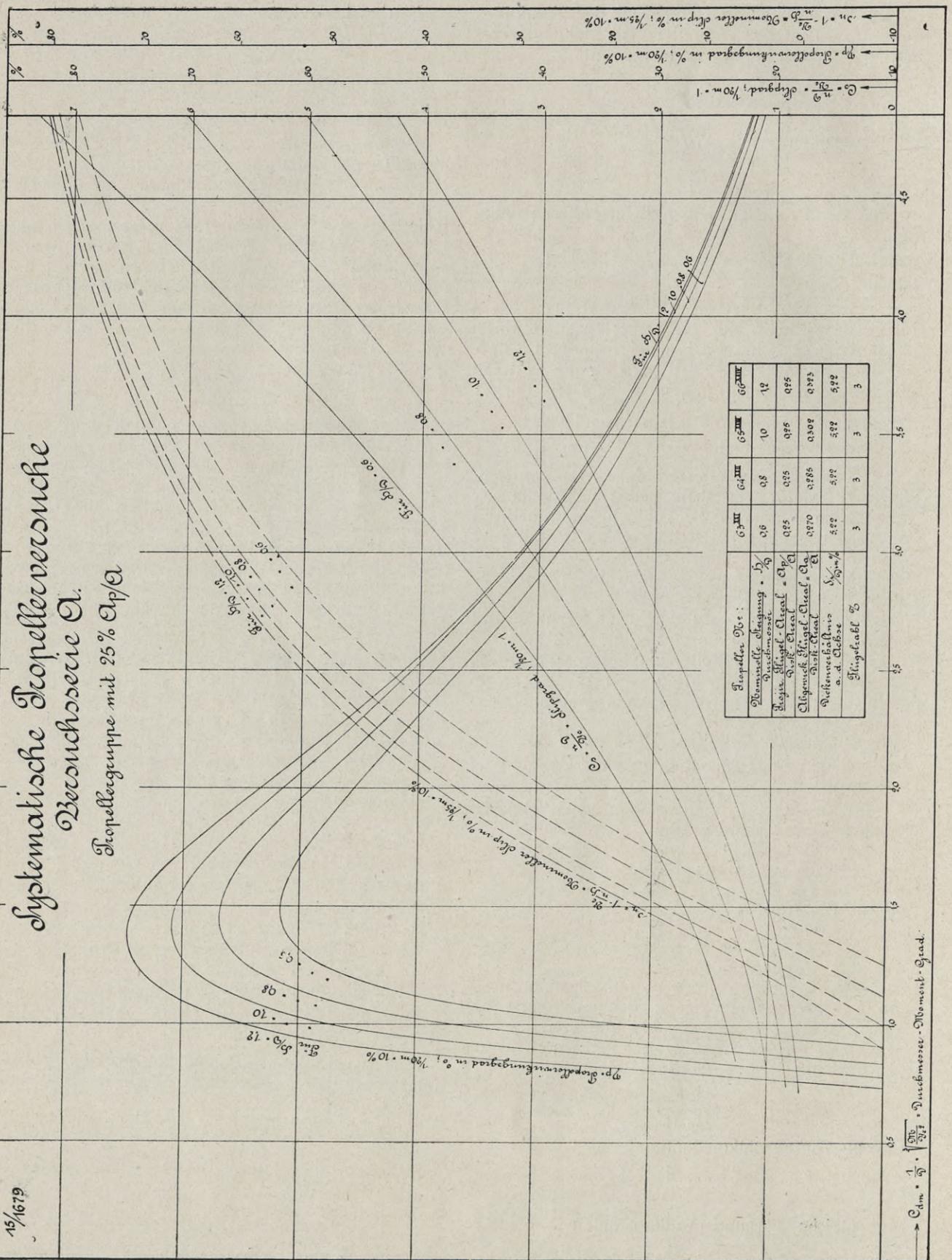


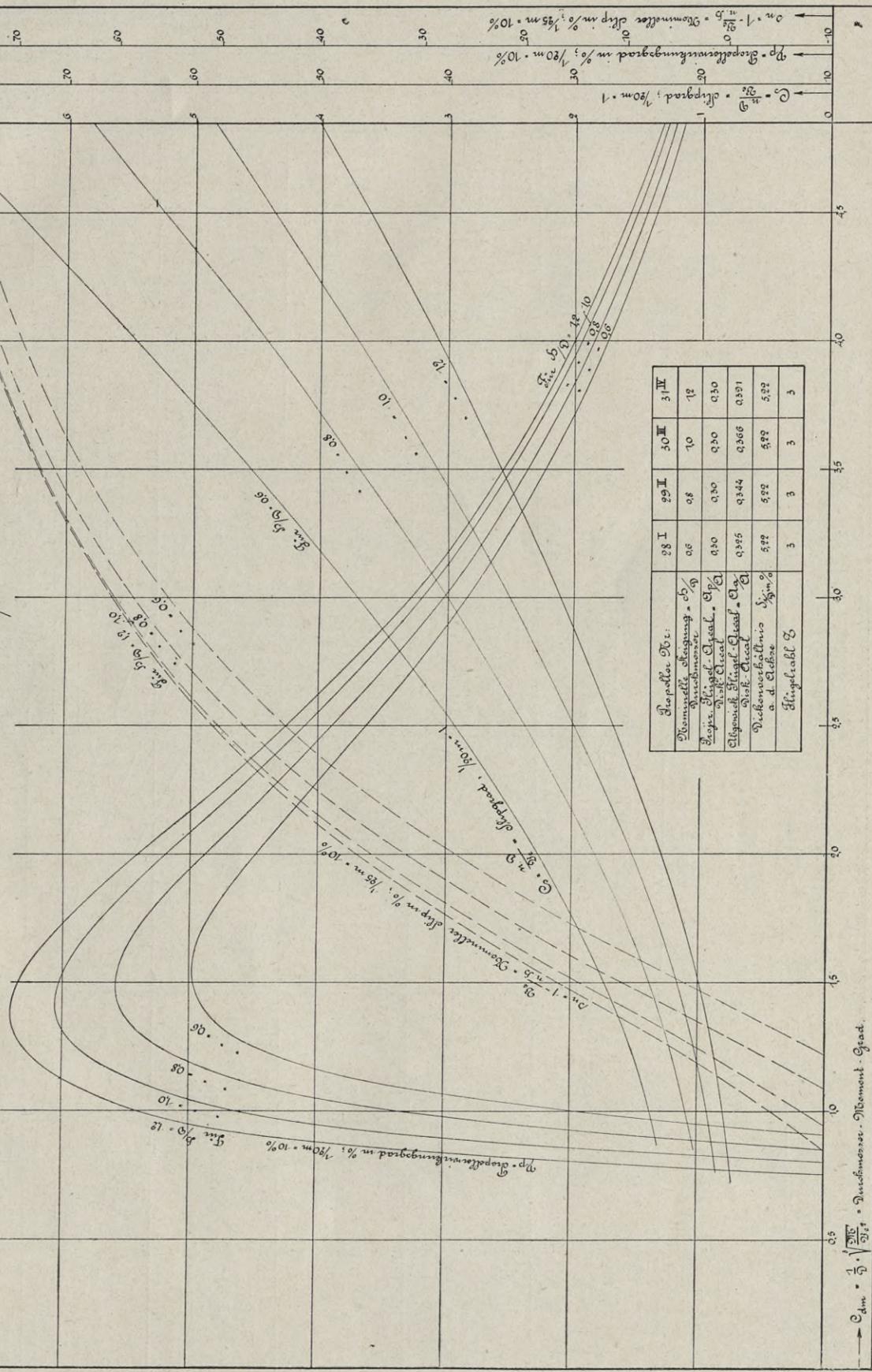
Abb. 66

15/1680

Systematische Propellerversuche

Berichtserie A.

Propellerguppe mit 30% Ap/A.



Propeller Bezeichnung	88 I	29 II	50 III	31 IV
Normale Abmessung = $\frac{cb}{b}$	06	08	10	12
Bojen, Stiel, Querschnitt	030	030	030	030
Stiel, Stiel, Querschnitt	0345	0344	0366	0391
Stiel, Stiel, Querschnitt	522	522	522	522
Stiel, Stiel, Querschnitt	3	3	3	3

$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \frac{P}{\rho \cdot v^3}$ = Durchmesser-Moment Grad.

Abb. 67

15/1681

Systematische Tropellerversuche Versuchsreihe A. Tropellengruppe mit 40% Ap/a

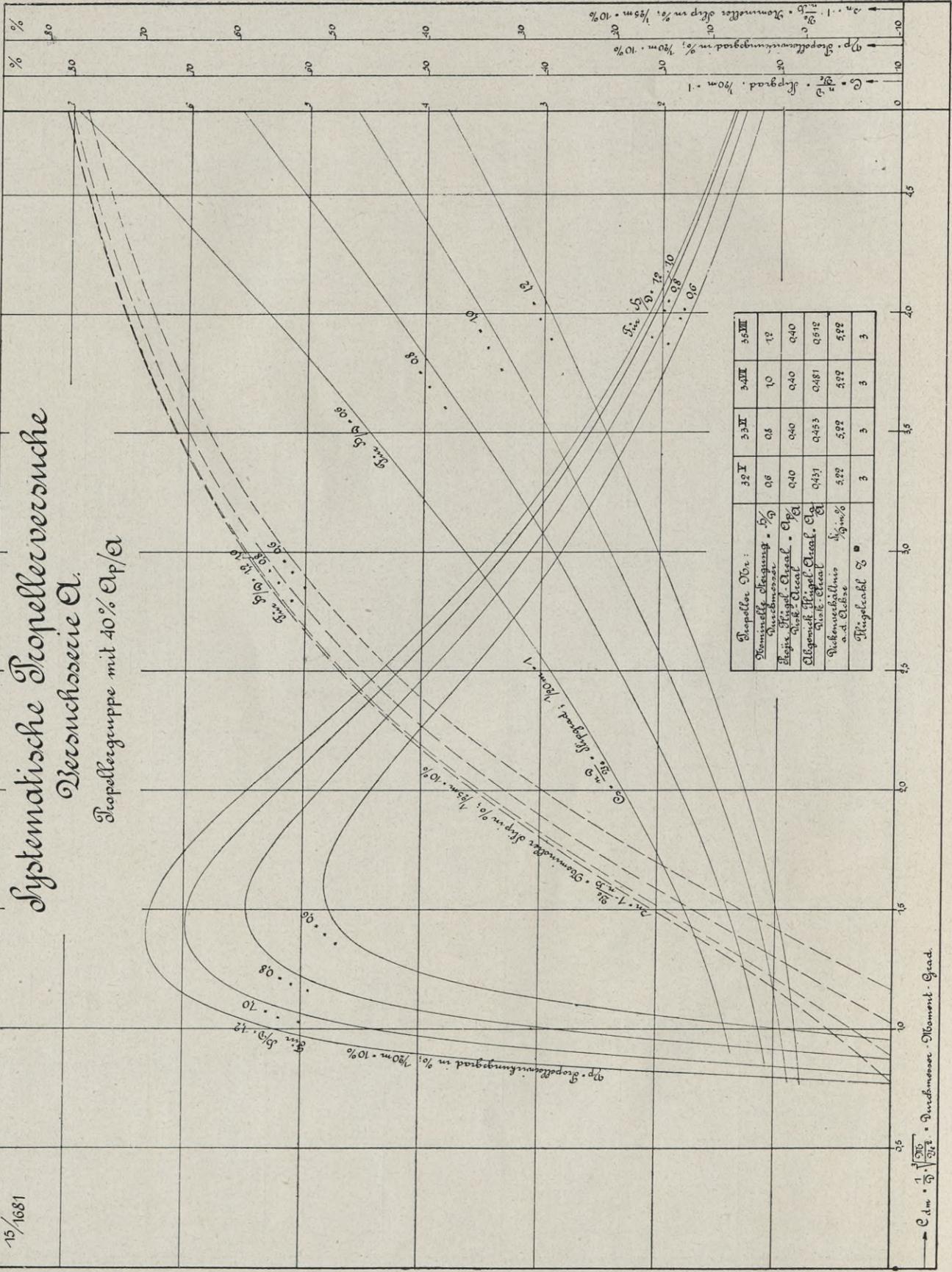
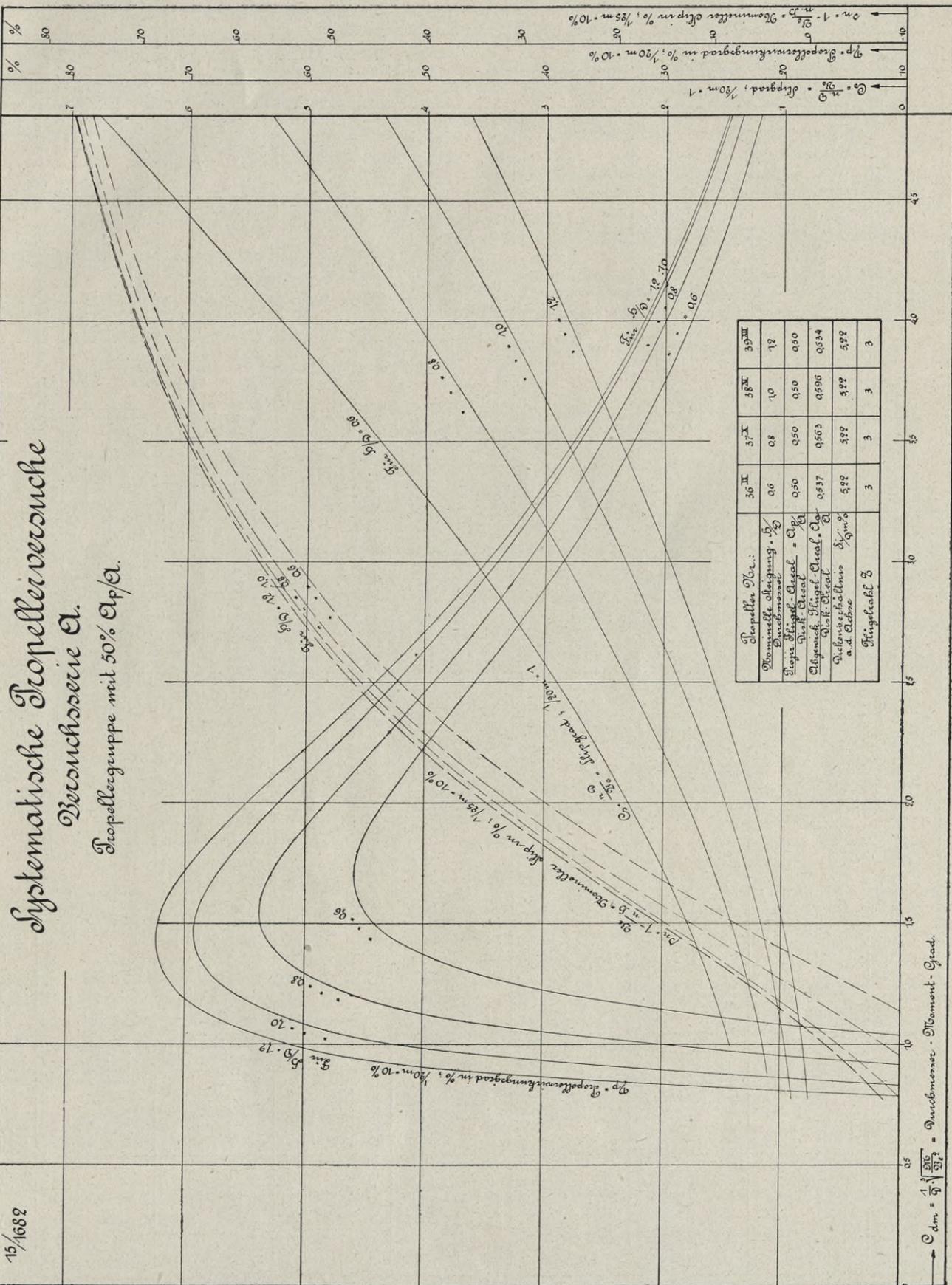


Abb. 68

15/1682

Systematische Tropellerversuche Versuchsreihe A. Tropellergruppe mit 50% Ap/a.

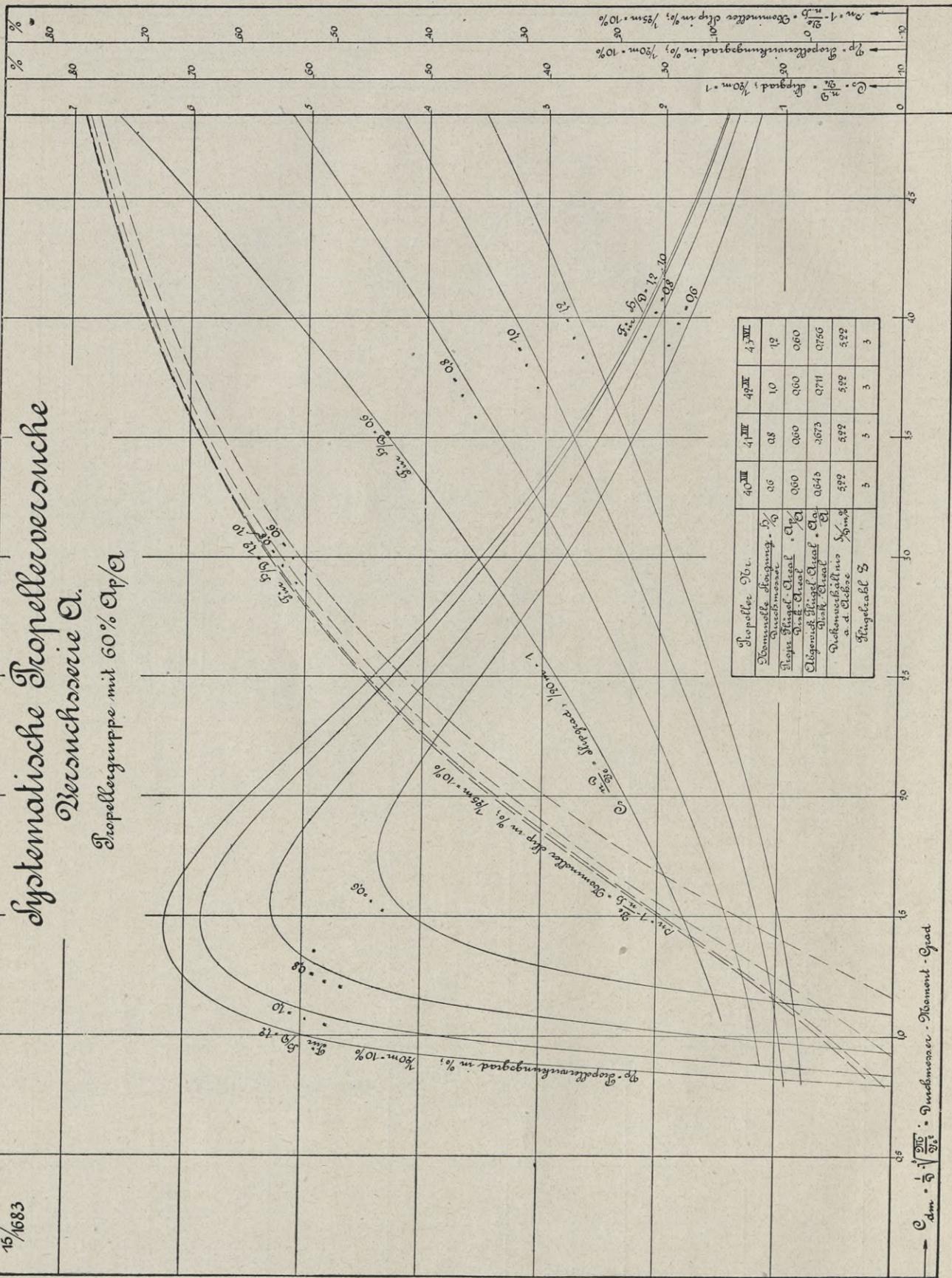


15/1683

Systematische Propellerversuche

Versuchsreihe A.

Propellergruppe mit 60% $\Delta p/\Delta$



Propeller Nr.	III	IV	4I	4II	4III	4IV	4V
Durchmesser - mm	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelanzahl	3	3	3	3	3	3	3
Flügelspannung - %	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelbreite - mm	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelhöhe - mm	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelwinkel - Grad	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelmaterial	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelbauart	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelverteilung	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822
Flügelverteilung	0.6	0.60	0.643	0.673	0.711	0.756	0.822

Abb. 70

Die ausgezogenen Kurven stellen die Charakteristik der aus den Bassinversuchsergebnissen eines ähnlichen Modellpropellers auf die gleichen Verhältnisse übertragenen gleichartigen Werte dar und kennzeichnen im gewissen Grade die Streuungen, welche bei den im Kanal mit dem ausgeführten Schlepper ermittelten Schleppversuchsergebnissen vorgelegen haben müssen. Dabei ist allerdings noch nicht die Veränderlichkeit des reinen Maschinenwirkungsgrades bei verschiedenen Tourenzahlen berücksichtigt worden, welche aber

Versuchsergebnisse der Schlepperfahrten des Schleppers „Friedefürst“

	1	2	3	4	5	6	7
	V _k in km/slde	n _s p. Min.	Z in kg	JPS	Z · V _k JPS	√Z D · V _k	n _s · D V _k
1	3,10	125	700	37,6	57,7	7,11	48,39
2	3,20	130	730	38,9	60,0	7,04	48,75
3	3,30	150	1000	63,9	51,6	7,99	54,50
4	3,30	150	1050	65,5	52,9	8,18	54,50
5	3,40	148	890	55,5	54,6	7,32	52,24
6	3,40	150	1040	61,9	57,1	7,91	52,9
7	3,40	155	1090	69,7	53,2	8,09	54,7
8	3,40	160	1150	74,4	52,6	8,31	56,44
9	3,45	168	1230	88,3	48,0	8,47	58,4
10	2,50	170	1230	80,5	53,5	8,35	58,3
11	3,55	168	1300	86,8	53,2	8,45	57,0
12	3,60	166	1240	78,9	56,6	8,15	55,32
13	3,60	170	1360	90,3	54,2	8,54	56,7
14	3,60	178	1290	96,1	48,3	8,32	59,34
15	3,65	165	1180	81,4	52,9	7,84	54,22
16	3,65	168	1290	86,1	54,7	8,20	55,2
17	3,70	150	900	55,4	60,1	6,76	48,65
18	3,70	176	1320	88,1	55,6	8,20	57,1
19	3,70	179	1280	92,9	51,0	8,06	58,04
20	3,75	179	1340	93,2	54,0	8,15	57,2
21	3,80	148	890	54,6	62,0	6,54	46,72
22	3,80	178	1340	94,8	53,7	8,03	56,2
23	4,10	168	1180	86,0	56,3	6,98	49,2
24	4,10	175	1200	86,6	56,8	7,04	51,22
25	4,15	160	1150	77,7	61,4	6,81	46,25
26	4,20	168	1220	86,9	59,0	6,93	48,0
27	4,25	126	630	33,4	80,2	4,92	35,6
28	4,30	166	1200	80,0	64,5	6,71	46,32
29	4,40	170	1230	83,0	65,2	6,64	46,37
30	4,50	136	670	43,0	70,1	4,795	36,27
31	4,50	178	1290	93,8	61,9	6,65	47,45
32	5,00	151	880	55,9	78,7	4,945	36,25
33	5,30	173	1190	84,6	74,6	5,42	39,20

in den vorliegenden Grenzen von 125 bis 178 Umdrehungen pro Minute d. s. 76 bis 108 Prozent der Konstruktionstouren, wie in folgendem nachgewiesen werden soll, nicht so groß gewesen sein kann, um allein die betreffenden Streuungen zu begründen.

Pfahlprobe zur Ermittlung des Abfalls des Maschinenwirkungsgrades bei Verringerung der Tourenzahl.

In der nachstehenden Tabelle Spalte 1–3, sind die Ergebnisse einer mit dem 150 IPS-Schlepper „M 108“ vorgenommenen Pfahlprobe aufgeführt und außerdem zunächst die entsprechenden Werte von Z/n² und IPS ./ n³, wobei n die Tourenzahl pro Sek. be-

deutet, eingetragen worden. Die Diagramme Abb. 72 stellen diese Werte wie die von Z ./ IPS d. h. des Trossenzugs pro indizierte Pferdestärke graphisch als Funktion von n_s der Tourenzahl pro Minute, dar. Wie daraus zu ersehen, fallen die Werte von Z/n² mit Erhöhung der Tourenzahlen nur in geringem Grade ab und werden bei höheren Umdrehungen annähernd konstant, während der entsprechende Abfall der IPS/n³-Kurve ein bedeutend stärkerer ist und in keinem gleichen Verhältnis zu dem der Z/n²-Kurve steht, was nur der Verringerung des Maschinenwirkungs-

Pfahlprobe des 150 JPS Schleppers „M 108“

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	n _s pro Min.	Z in kg	JPS	n p. Sek.	Z/n ²	JPS/n ³	√Z D	C _n = n · D	Z/JPS	Z · n JPS
1	50	280	7,56	0,833	403,5	13,14	9,85	1,425	37,0	30,7
2	90	830	33,40	1,500	369,6	10,9	16,95	2,52	24,6	36,9
3	102	1040	46,00	1,700	360,0	9,33	18,98	2,90	22,6	38,6
4	120	1390	70,72	2,000	347,5	8,84	21,95	3,41	19,7	39,3
5	134	1740	99,37	2,233	349,3	8,92	24,55	3,81	17,5	39,2
6	148	2130	129,90	2,467	350,3	8,65	27,15	4,20	16,4	40,5
7	152	2250	140,00	2,533	350,6	8,61	27,95	4,32	16,1	40,7
8	156	2350	150,00	2,600	347,6	8,53	28,55	4,43	15,7	40,75
9	162	2480	163,50	2,700	340,2	8,30	29,25	4,59	15,2	41,0
10	165	2590	176,40	2,750	338,1	8,48	29,95	4,68	14,7	40,0

grades bei niedrigeren Touren zugeschrieben werden kann.

Versuchstechnisch ist die Schubkonstante eines Modellpropellers bei allen Touren in Stand

$$c_1 = \frac{S}{n^2 D^2 H^2};$$

die Momentenkonstante

$$c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3};$$

mithin der Wert von

$$\frac{S}{n^2} = c_1 \cdot D^2 H^2;$$

und der von

$$\frac{WPS}{n^3} = \frac{2 \pi c_2 \cdot D^2 H^3}{75};$$

schließlich der Wert von

$$\frac{JPS}{n^3} = \frac{WPS}{\eta_m \cdot n^3} = \frac{2 \pi \cdot c_2 \cdot D^2 H^3}{75} \cdot \frac{1}{\eta_m};$$

und die Beziehung

$$\frac{S}{n^2} \cdot \frac{JPS}{n^3} = \frac{S \cdot n}{JPS} = \frac{75 \cdot c_1 \cdot D^2 H^2}{2 \pi \cdot c_2 \cdot D^2 H^3} \cdot \eta_m \text{ also}$$

bei gleich groß angenommenem Maschinenwirkungsgrad konstant d. h.

$$\frac{S \cdot n}{JPS} = C;$$

Da man nun, nach den Ergebnissen von Modellversuchen zu urteilen, die weitere Annahme machen kann, daß mit Erhöhung der Tourenzahl der Sog, welchen der Propeller auf den Schlepper ausübt,

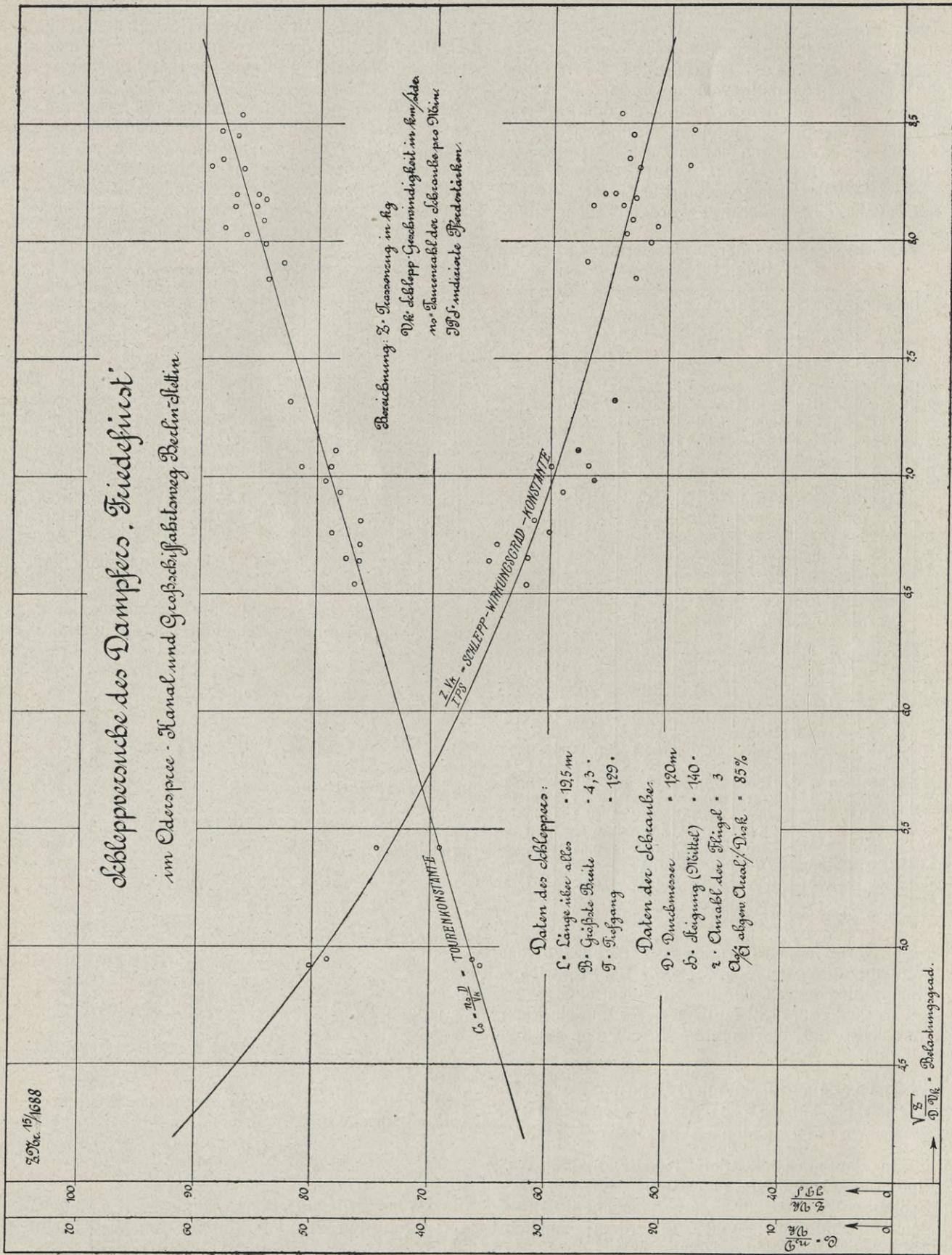


Abb. 71

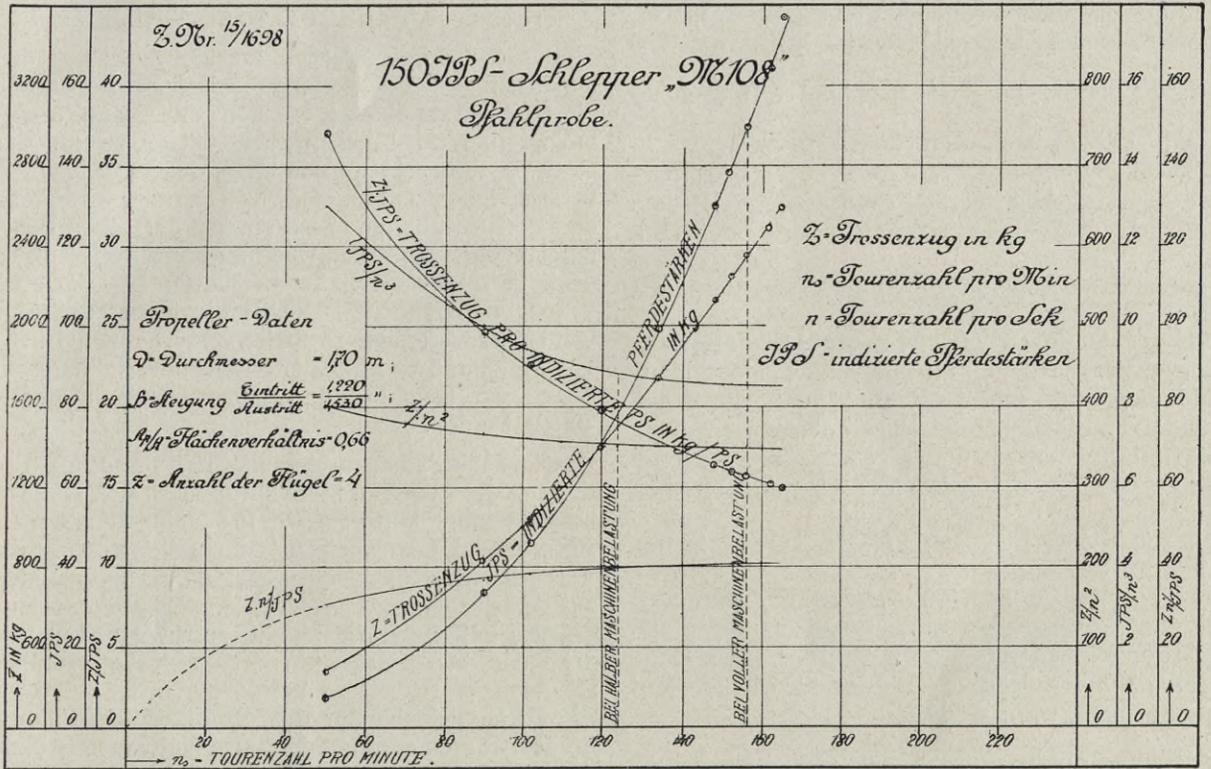


Abb. 72

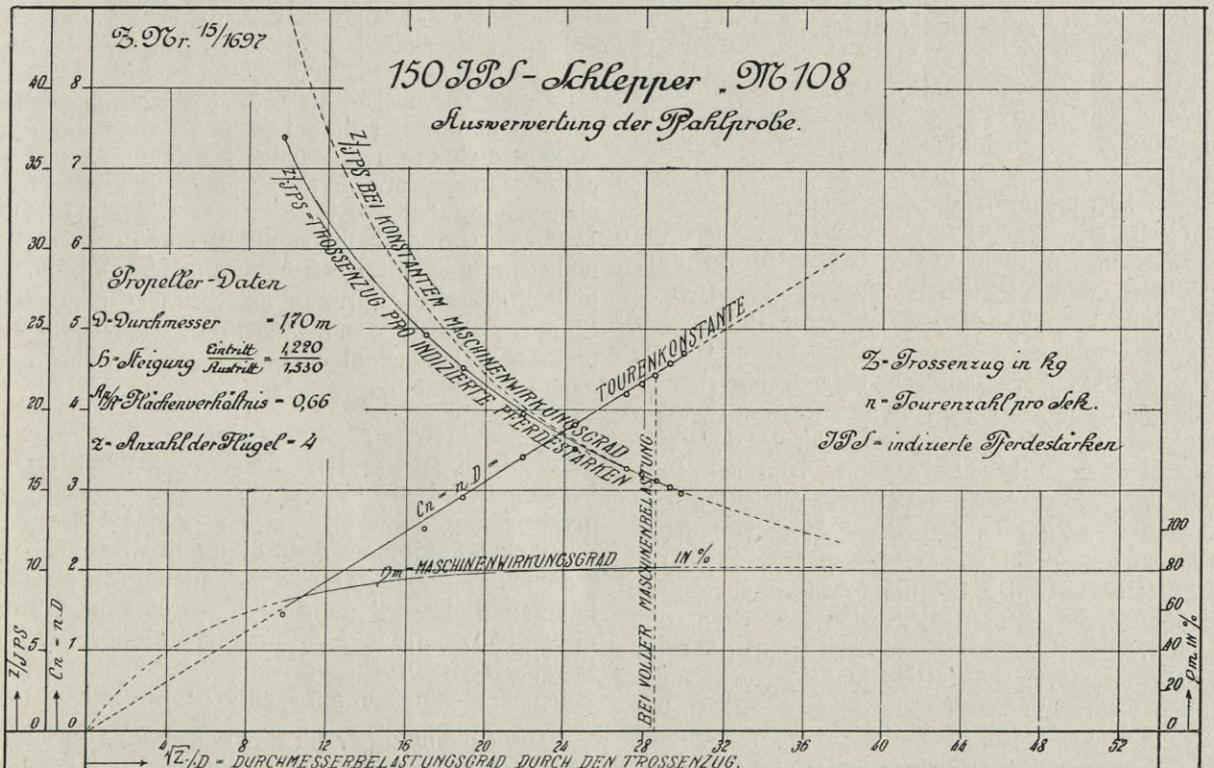


Abb. 73

in gewissen Grenzen einen konstanten Bruchteil des jedesmaligen Propellerschubes S ausmacht, so müßte bei konstantem Maschinenwirkungsgrad η_p

auch die Beziehung $\frac{Z \cdot n}{IPS}$ ($Z =$ nußbarer Trossenzug

in kg) bei allen Touren gleich groß sein. In Wirklichkeit ist dies, wie aus der betreffenden Kurve Abb. 72 zu ersehen, bei dem untersuchten Schlepper „M 108“ nicht der Fall,

sondern die Werte von $\frac{Z \cdot n}{IPS}$ erfahren mit Verringerung

der Tourenzahlen einen gesetzmäßigen Abfall, welcher durch die Verringerung des Maschinenwirkungsgrades unter diesen Verhältnissen begründet erscheint und gleichzeitig einen relativen Maßstab für denselben bei verschiedenen Touren liefert. Aus dem Verlauf der charakteristischen

$\frac{Z \cdot n}{IPS}$ Kurve läßt sich aber entnehmen, daß in den

Grenzen von 76 bis 108 Prozent der normalen Touren, wie sie bei den Kanalversuchen des Dampfers „Friedefürst“ vorlagen, der Maschinenwirkungsgrad tatsächlich als praktisch konstant angenommen werden darf.

Eine weitere Auswertung der Pfahlproben des Schleppers „M 108“ ist in der betreffenden Tabelle gemäß früheren Ausführungen durch die Errechnung der Durchmesser-

belastungsgrade $\frac{\sqrt{L}}{D}$ sowie der Tourenzahlkonstan-

ten $C_n = n \cdot D$ vorgenommen, letztere sind in Abb. 73 ebenso wie die zugehörigen Werte von Z/IPS als Funktion der ersteren punktwise eingetragen worden. Wie daraus zu ersehen, liegen die Werte der Tourenzahlkonstanten annähernd auf einer von Null ausgehenden geraden Linie, während die von Z/IPS nicht wie die betreffenden versuchs-technisch ermittelten Werte von S/IPS bei Modellpropellern den früher (Abb. 10–18) dargestellten charakteristischen Verlauf einer gleichseitigen Hyperbel aufweisen, sondern bei niedrigeren Belastungsgraden entsprechend den kleineren Tourenzahlen und schlechteren Maschinenwirkungsgraden, einen gewissen gesetzmäßig zunehmenden Abfall zeigen. Würde der Maschinenwirkungsgrad bei allen Touren gleich groß und zwar gleich dem bei Volleistung gewesen sein, so hätte sich, aus den Modellversuchen zu schließen, die punktiert eingezeichnete Kurve der Werte von Z/IPS bei der Pfahlprobe ergeben müssen. Aus dem Unterschied zwischen den beiden Z/IPS -Kurven kann nun gleichfalls der relative Maßstab für den Abfall des Maschinenwirkungsgrades gewonnen werden und letzterer selbst, wie dies durch die η_m -Kurve in Abb. 73 unter Annahme von 82 Prozent Wirkungsgrad bei Volleistung geschehen ist, für alle Tourenzahlen ermittelt werden.

I. Vergleich der systematischen Propellerversuchsergebnisse Serie A mit den Taylorschen.

Für die Praxis werden die Ergebnisse systematischer Modellpropellerversuche und die daraus abgeleiteten Schlußfolgerungen erst dann allgemeineren Wert beanspruchen dürfen, wenn der Nachweis erbracht werden kann, daß die Resultate verschiedener, unabhängig voneinander arbeitenden Versuchsanstalten, auf ein und derselben Basis miteinander verglichen, wenn auch nicht absolut, so doch in relativem Sinne gleichartig sind. Daher sollen in folgendem zunächst die in der Literatur bemerkenswertesten Propellerversuche von D. W. Taylor zum Zwecke einer Gegenüberstellung mit denen der Königlichen Versuchsanstalt herangezogen werden.

Die Taylor'schen systematischen Versuche wurden mit dreiflügligen Modellpropellern von $D = 16''$ Durchmesser, Mitte Welle $16''$ unter Wasser (s. Abb. 78) im Gegensatz zu denen der Königlichen Versuchsanstalt nicht bei konstanten Tourenzahlen mit verschiedenen Geschwindigkeiten, sondern umgekehrt bei einer konstanten Geschwindigkeit von 5 kn und verschiedenen Tourenzahlen ausgeführt. Der Nabdurchmesser betrug durchweg $d = 3 \frac{1}{8}'' = \infty \frac{1}{5} D$. Die Kontur des abgewickelten Flügelareals war eine genaue Ellipse mit einer großen Achse gleich dem halben Propellerdurchmesser. Die fünf einzelnen Gruppen hatten die mittleren Breitenverhältnisse b/D von 20, 25, 30 und 35 % (s. Abb. 79) bei den bezüglichen Dickenverhältnissen δ_i/D von 6, 5, 4 und 3 %. Unter der mittleren Breite eines Propellerflügels b ist die Breite eines Rechteckes von der Länge $(D - d) \cdot \frac{1}{2}$ zu verstehen, dessen Flächeninhalt gleich dem abgewickelten Areal A_a eines Flügels ist (s. Abb. 80). Es wurde der Widerstand der Nabe in Abzug gebracht, um den Einfluß der Flügel allein zu kennzeichnen, so daß sich die festgestellten Schübe, Momente und Wirkungsgrade auf nabenlose Propeller beziehen. Bei der Auswertung der Ergebnisse hat Taylor durchweg als nominelle Steigung die mathematische (konstante) Schraubensteigung der Propellerdruckseite zugrunde gelegt. Der nominelle Slip ergibt sich dann aus Fahrtgeschwindigkeit und Umdrehungszahl unter Zugrundelegung der nominellen Steigung.

Die Versuchsergebnisse, nämlich die Wellenpferde-Leistungskonstante A , die Schubpferde-Leistungskonstante B und der Propellerwirkungsgrad werden zunächst, wie dies in einem Beispiel durch die Diagramme Abb. 81 für den besonderen Fall von vier Propellern verschiedener Dickenverhältnisse bei sonst gleichen Konstruktionsverhältnissen ($H/D = 1,2$ und 20 % mittlere Blattbreite) zur Darstellung gebracht worden ist, als Funktion des nominellen Slips aufgetragen.

Die Ableitung der für das betreffende Slipverhältnis charakteristischen Konstanten A und B aller, den untersuchten Modellpropellern ähnlichen Pro-

pellern ist folgende. Es beträgt die aufgewandte Dreharbeit pro Minute $2\pi n_s M$.

M = Drehmoment in Fußpfund;

n_s = Tourenzahl pro Minute.

Eine Pferdekraft (englisch) = 33 000 Fußpfund pro Minute.

$$\therefore \text{WPS} = \frac{2\pi n_s M}{33\,000};$$

$$n_s = \frac{V_{e1} \cdot 101,33}{H(1 - s_n)};$$

s_n = nomineller Slip;

H = nominelle Steigung in Fuß;

V_{e1} = nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller = Fahrtgeschwindigkeit des für sich allein ohne Schiffsmodell untersuchten Modellpropellers in kn = Schiffsgeschwindigkeit V_s in kn, vermindert um den Nachstrom;

$V_{e1} = V_s(1 - w)$; w = Nachstromziffer.

$$\text{WPS} = \frac{2\pi M}{33\,000} \cdot \frac{101,33 \cdot V_{e1}}{H(1 - s_n)}.$$

Das Drehmoment M ist nun nach früheren Ausführungen bei einem bestimmten Slip allgemein gleich $c_2 \cdot n_s^2 \cdot D^2 \cdot H^3$, wobei c_2 eine dem betreffenden Modellpropeller bei dem betreffenden Slip eigentümliche Konstante bedeutet.

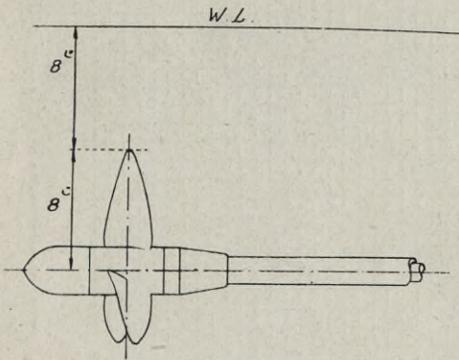


Abb. 78

D = Propellerdurchmesser in Fuß.

$$n_s H = \frac{V_{e1} \cdot 101,33}{1 - s_n};$$

$$\therefore M = c_2 \cdot D^2 \cdot H \cdot \frac{V_{e1}^2 \cdot 101,33^2}{(1 - s_n)^2};$$

$$\text{WPS} = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot D^2 \cdot H \cdot V_{e1}^2 \cdot 101,33^2}{(1 - s_n)^2} \cdot \frac{101,33 \cdot V_{e1}}{H(1 - s_n)};$$

$$\text{WPS} = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot 101,33^3}{(1 - s_n)^3} \cdot D^2 \cdot V_{e1}^3;$$

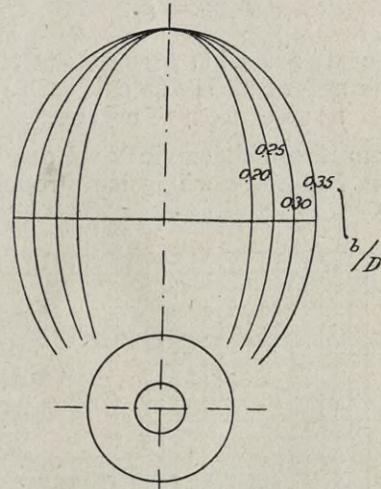
Taylor setzt für den Wert

$$\frac{2\pi c_2 \cdot 101,33^3}{(1 - s_n)^3}$$

den Ausdruck $\frac{A}{1000}$, so daß die $\text{WPS} = \frac{A}{1000} \cdot D^2 \cdot V_{e1}^3$ sind, wobei A die dem betreffenden Modellpropeller

bei dem betreffenden Slip eigentümliche Wellenpferde-Leistungskonstante bedeutet.

$$\eta_D = \frac{\text{SPS}}{\text{WPS}};$$



VERSCHIEDENE MITTLERE BREITENVERHÄLTNISSE

Abb. 79

η_D = reiner Propellerwirkungsgrad (ohne Beeinflussung durch den Schiffskörper);

SPS = Propellerschubpferdestärken;

$$\text{SPS} = \frac{S \cdot V_{e1}}{33\,000};$$

S = Propellerschub in Pfund;

V_{e1} = Fahrtgeschwindigkeit in Knoten (unter Berücksichtigung des Nachstroms).

$$\text{WPS nach obigem gleich } \frac{A}{1000} \cdot D^2 \cdot V_{e1}^3;$$

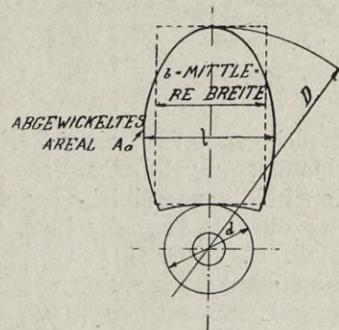


Abb. 80

$$\therefore \text{SPS} = \frac{A}{1000} \cdot D^2 \cdot V_{e1}^3 \cdot \eta_D;$$

Für den Wert $\frac{A}{1000} \cdot \eta_D$ wird der Ausdruck B eingesetzt,

so daß $\text{SPS} = \frac{B}{1000} \cdot D^2 \cdot V_{e1}^3$ ist, wobei

B die dem betreffenden Modellpropeller bei dem betreffenden Slip eigentümliche Schubpferdeleistungskonstante bedeutet.

Der Zusammenhang zwischen den Konstanten A und B ist also nach obigem

$$A \cdot \eta_p = B.$$

Methode der Auftragung der systematischen Propellerversuchsergebnisse von Taylor.

Um dem Konstrukteur die Wahl des für einen bestimmten Fall zweckmäßigsten Propellers auf

$k =$ Steigungsverhältnis;

$$WPS = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot n_s^3 \cdot H^5}{k^2 \cdot 33\,000};$$

$$H \cdot n_s = \frac{V_{e1} \cdot 101,33}{1 - s_n};$$

$$H = \frac{V_{e1} \cdot 101,33}{n_s (1 - s_n)};$$

$$\therefore WPS = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot n_s^3 \cdot V_{e1}^5 \cdot 101,33^5}{n_s^5 \cdot (1 - s_n)^5 \cdot k^2 \cdot 33\,000};$$

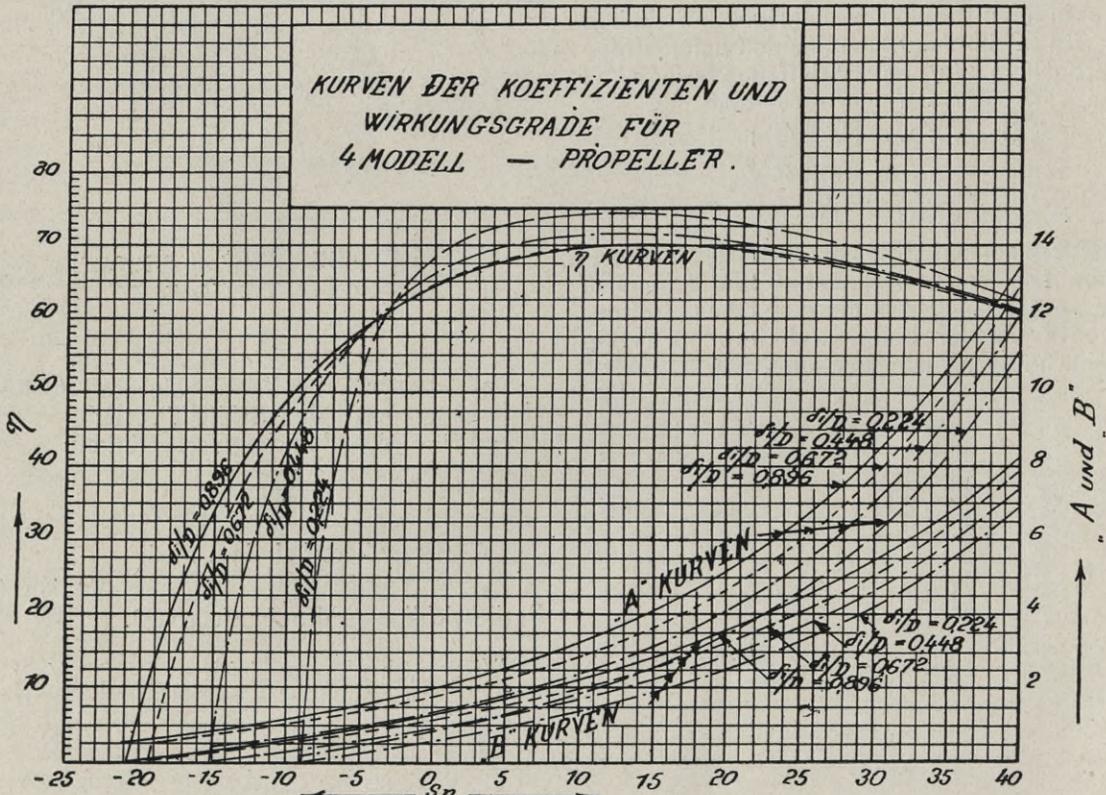


Abb. 81

Grund der Versuchsergebnisse einer Serie gesetzmäßig von einander abgeleiteter Propeller verschiedener Konstruktionsverhältnisse zu erleichtern, hat Taylor die von Barnaby (Inst. Civ. Eng. 6. Mai 1890 Vol. C. II S. 101) vorgeschlagene Methode als Funktion zweier Größen

$$X = n_s \cdot \sqrt{\frac{WPS}{V_{e1}^5}} \quad \text{und} \quad Y = \frac{D' \cdot n_s^{2/5}}{(WPS \cdot V_{e1})^{1/6}}; \quad (D' \text{ in Fuß})$$

(s. Abb. 82—85), deren Ableitung in folgendem vorgenommen werden soll, gewählt.

$$M = c_2 \cdot n_s^2 \cdot D^2 \cdot H^3;$$

$$WPS = \frac{2\pi \cdot n_s \cdot M}{33\,000} = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot n_s^3 \cdot D^2 \cdot H^3}{33\,000};$$

$$D = \frac{H}{k};$$

$$WPS = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot 101,33^5}{33\,000 \cdot k^2 \cdot (1 - s_n)^5} \cdot \frac{V_{e1}^5}{n_s^2};$$

$$WPS \cdot \frac{n_s^2}{V_{e1}^5} = \frac{2\pi \cdot c_2 \cdot 101,33^5}{33\,000 \cdot k^2 (1 - s_n)^5};$$

Da c_2 für den betreffenden Slip und k für das betreffende Propellermodell Konstante sind, so besagt diese Formel, daß durch den Wert

$WPS \cdot \frac{n_s^2}{V_{e1}^5}$ der Slip s_n und damit auch der Wirkungsgrad η_p eindeutig festgelegt sind,

$$WPS \cdot \frac{n_s^2}{V_{e1}^5} = C \quad \text{und}$$

$$n_s \cdot \sqrt{\frac{WPS}{V_{e1}^5}} = \sqrt{C} = X;$$

Trägt man daher die Ergebnisse einer Gruppe gesetzmäßig von einander abgeleiteter Propeller verschiedener Steigungsverhältnisse, d. h. Wirkungsgrade und Slips, wie dies in den Abb. 82–85 für die vier verschiedenen Gruppen mit 20, 25, 30 und 35 % mittlerem Blattbreitenverhältnis b/D bei 6, 5, 4 und 3 % Dickenverhältnis δ_i/D geschehen

ist, als Funktion von $X = n_s \cdot \sqrt{\frac{WPS}{V_{c_1}^5}}$ graphisch auf,

so ermöglicht diese Auftragungsmethode einen unmittelbaren Vergleich aller dieser Propeller bei gegebenen, abgebremsten Wellenpferdestärken WPS, Touren pro Minute n_s und Fortschrittsgeschwindigkeit V_{c_1} in kn, unter Berücksichtigung des Nachstroms, und gestattet zunächst die Wahl des für den betreffenden Fall zweckmäßigsten Steigungsverhältnisses.

Die Bestimmung des zugehörigen Durchmessers D' ist, wie in folgendem gezeigt werden soll, durch die Beziehung gegeben, daß für einen bestimmten Wert von X der Ausdruck

$$Y = \frac{D' \cdot n_s^{2/3}}{(WPS \cdot V_{c_1})^{1/6}}$$

eine ganz bestimmte Größe haben muß.

Zunächst ist nach obigem durch X der betreffende Slip s_n festgelegt.

$$s_n = 1 - \frac{V_{c_1} \cdot 101,33}{n_s H};$$

$$V_{c_1} = \frac{n_s H (1 - s_n)}{101,33} = \frac{n_s \cdot k \cdot D' (1 - s_n)}{101,33};$$

Ferner ist wie im vorigen Fall

$$WPS = \frac{2 \pi n_s M}{33000} = \frac{2 \pi \cdot c_2 \cdot n_s^3 \cdot D'^2 \cdot H^3}{33000};$$

$$H = k \cdot D';$$

$$WPS = \frac{2 \cdot \pi \cdot c_2 \cdot n_s^3 \cdot k^3 D'^5}{33000}; \text{ also}$$

$$WPS \cdot V_{c_1} = \frac{2 \pi \cdot c_2 \cdot n_s^3 \cdot k^3 D'^5 n_s \cdot k \cdot D' (1 - s_n)}{33000 \cdot 101,33};$$

$$\frac{D'^6 \cdot n_s^4}{WPS \cdot V_{c_1}} = \frac{33000 \cdot 101,33}{2 \cdot \pi \cdot c_2 \cdot k^4 (1 - s_n)};$$

Da c_2 für das betreffende Slipverhältnis und k für das betreffende Propellermodell Konstanten sind, so ist für den gegebenen Fall mit dem durch den Wert festgelegten Slip auch die Größe des Ausdruckes

$$\frac{D'^6 \cdot n_s^4}{WPS \cdot V_{c_1}} \text{ festgelegt. Mithin } \frac{D'^6 \cdot n_s^4}{WPS \cdot V_{c_1}} = C$$

$$\frac{D' \cdot n_s^{2/3}}{(WPS \cdot V_{c_1})^{1/6}} = \sqrt[6]{C} = Y; \text{ (D' in Fuß).}$$

Die in den Diagrammen als Funktion von X aufgetragenen Werte von Y ermöglichen es nun, sowohl den erreichbaren Wirkungsgrad η_p des vorliegenden Propellermodells (mit gegebenem H/D)

für den betreffenden Konstruktionsfall, als auch die Größe des zugehörigen Propellerdurchmessers in Fuß auf Grund der Beziehung

$$D' = Y \cdot \frac{(WPS \cdot V_{c_1})^{1/6}}{n_s^{2/3}}$$

zu bestimmen.

Handelt es sich darum, bei gegebenen WPS, n_s und V_{c_1} den zweckmäßigsten Propeller zu ermitteln, so bestimme man den Wert von

$$X = n_s \sqrt{\frac{WPS}{V_{c_1}^5}}, \text{ wähle auf Grund der Schar von}$$

Wirkungsgradkurven der Propeller mit verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D dasjenige, welches bei dem betreffenden Wert von X das beste η_p aufweist und errechne aus dem für dieses Steigungsverhältnis angegebenen Wert von Y den zugehörigen Durchmesser nach der Formel

$$D' = Y \cdot \frac{(WPS \cdot V_{c_1})^{1/6}}{n_s^{2/3}};$$

Um dieses Verfahren noch zu erleichtern, sind in den betreffenden Diagrammen einzelne Kurven mit der Bezeichnung „ Y für η_p max.“ eingetragen, welche ohne weiteres diejenigen Werte von Y und diejenigen Steigungsverhältnisse bestimmen, welche bei den vorliegenden Werten von X die besten Wirkungsgrade ergeben.

Zahlenbeispiel: Ein Einschraubenschiff soll eine Konstruktionsgeschwindigkeit $V_s = 22$ Knoten erreichen. Die dafür erforderlichen indizierten Pferdestärken IPS seien zu 11 000 auf Grund ähnlicher Ausführungen überschläglich berechnet, so daß die abgebremsten Wellenpferde bei einem angenommenen Wirkungsgrad der Maschine von $\eta_m = 0,91$ — WPS = 10 000 betragen würden. Für die Tourenzahl der Maschine sollen $n_s = 200$ pro Minute eingehalten werden.

Gesucht: Zweckmäßigste Propellerdimensionen auf Grund der Versuchsdiagramme Abb. 82–85. Die Nachstromziffer sei nach ähnlichen Fahrzeugen von gleichem Schärfegrad zu $w = 0,09$ geschätzt, so daß die nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller hinter dem Schiff unter Berücksichtigung des Nachstromes $V_{c_1} = V_s \cdot (1 - w) = V_s \cdot 0,91 = c \cdot 20$ Knoten betragen würde.

$$X = n_s \cdot \sqrt{\frac{WPS}{V_{c_1}^5}} = 200 \cdot \sqrt{\frac{10\,000}{20^5}} = 11,18.$$

Hierbei weist nach den Diagrammen der Abb. 82 für die Propellerserie mit 20 % mittlerem Flügelbreiten- und 6 % maximalem Dickenverhältnis das Steigungsverhältnis $H/D = 1,02$ den besten Wirkungsgrad von $\eta_p = 0,66$ auf. Nach den Diagrammen der Abb. 83 für Propeller mit 25 % Breiten- und 5 % Dickenverhältnis ergibt sich für denselben Wert von X ein günstiges Steigungsverhältnis $H/D = 1,03$ mit $\eta_p = 0,662$, bei 30 % Breiten- und 4 % Dickenverhältnis (Abb. 84) $H/D = 1,04$ mit $\eta_p = 0,66$ und schließlich bei 35 % Breiten- und 3 % Dickenverhältnis (Abb. 85) H/D

X, Y DIAGRAM
FÜR 3 FLÜGELIGE PROPELLER VON ELLIPTISCHER FLÜGELFORM.
 $b/D = 0.20$; $\delta_i/D = 0.06$.

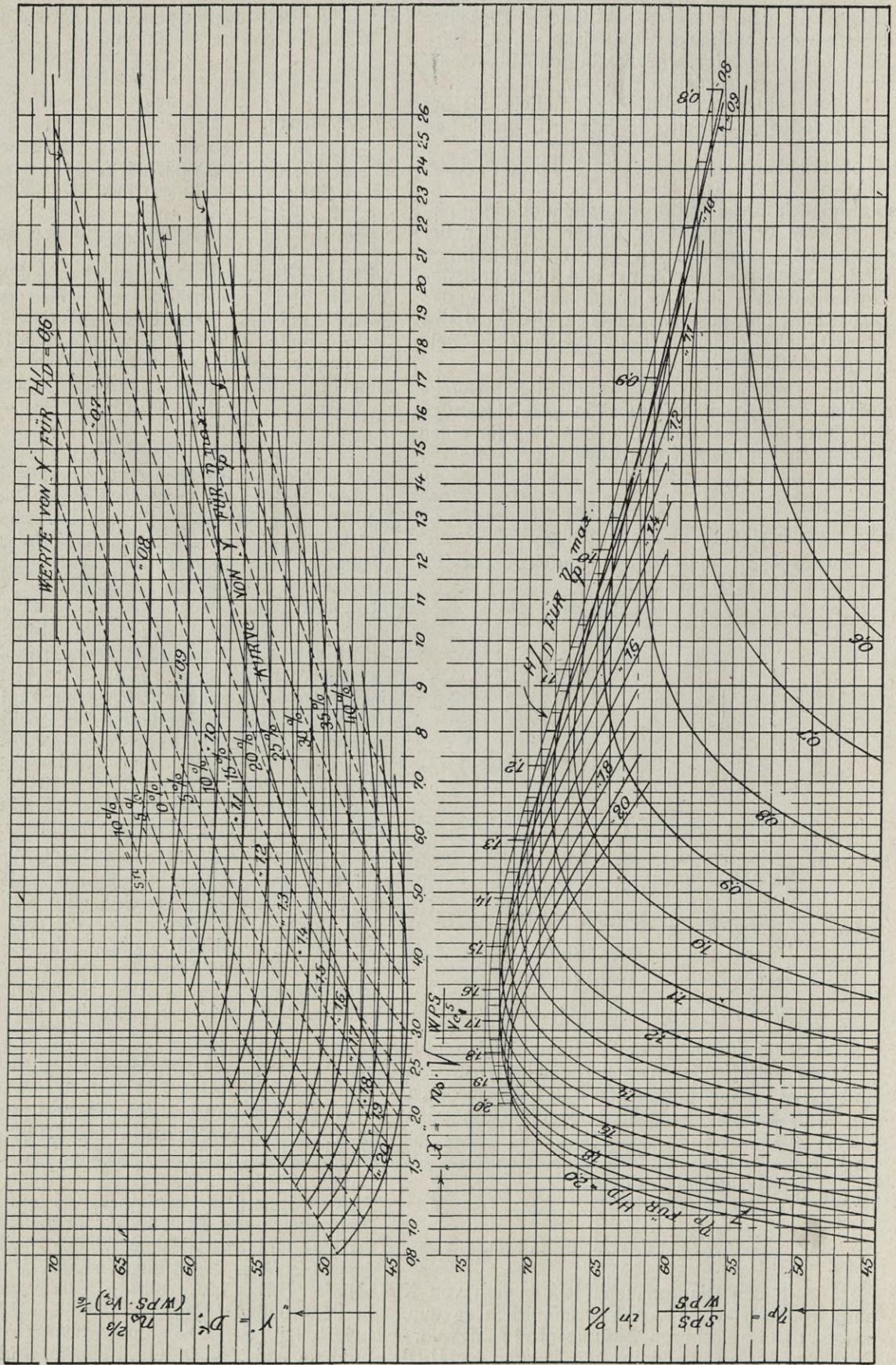


Abb. 82

$\mathcal{X} \cdot Y$ DIAGRAM.
 FÜR 3 FLÜGELIGE PROPELLER VON ELLIPTISCHER FLÜGELFORM.

$\frac{3}{4}D = 0.30$; $\frac{d_1}{D} = 0.04$.

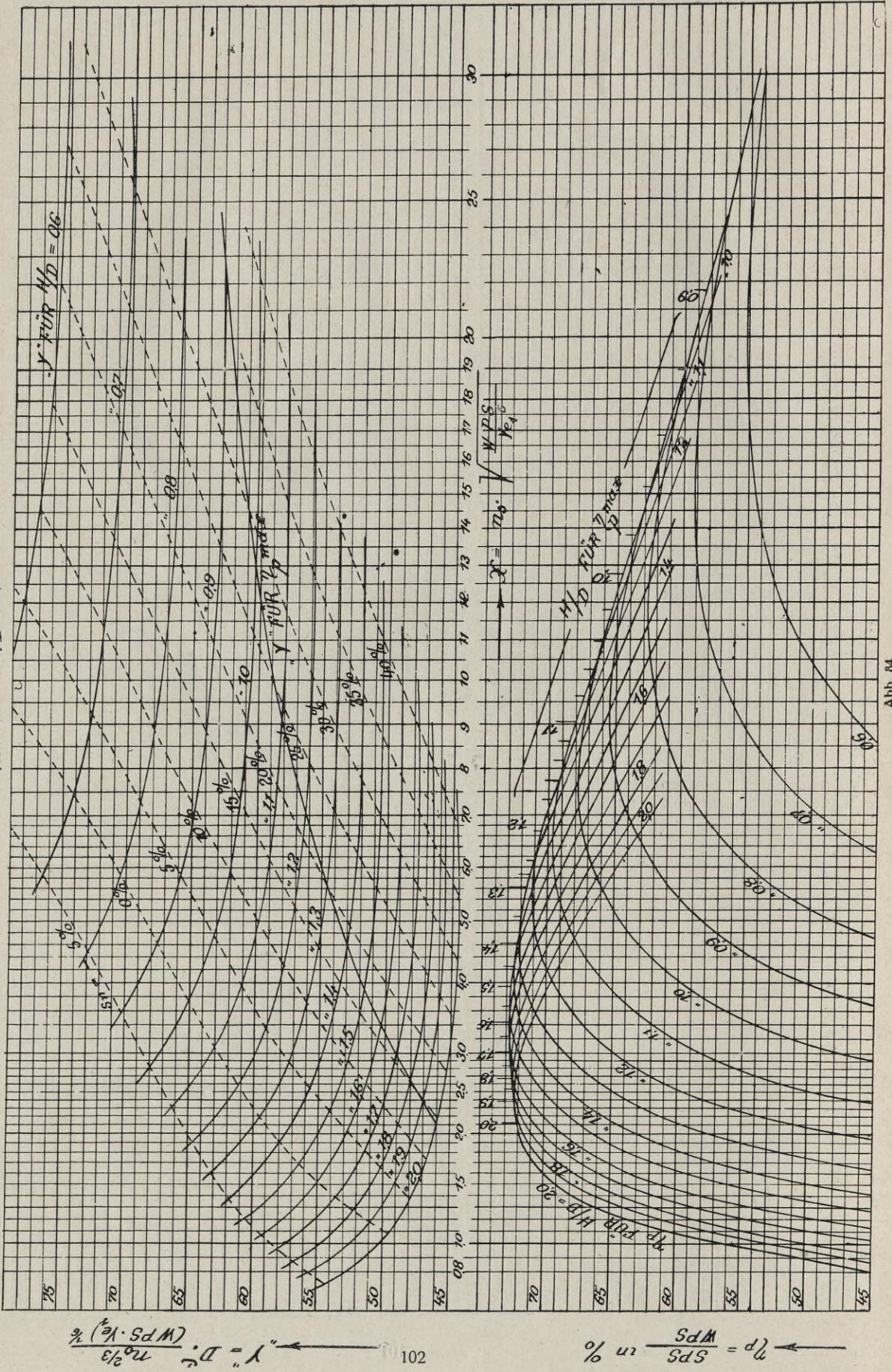
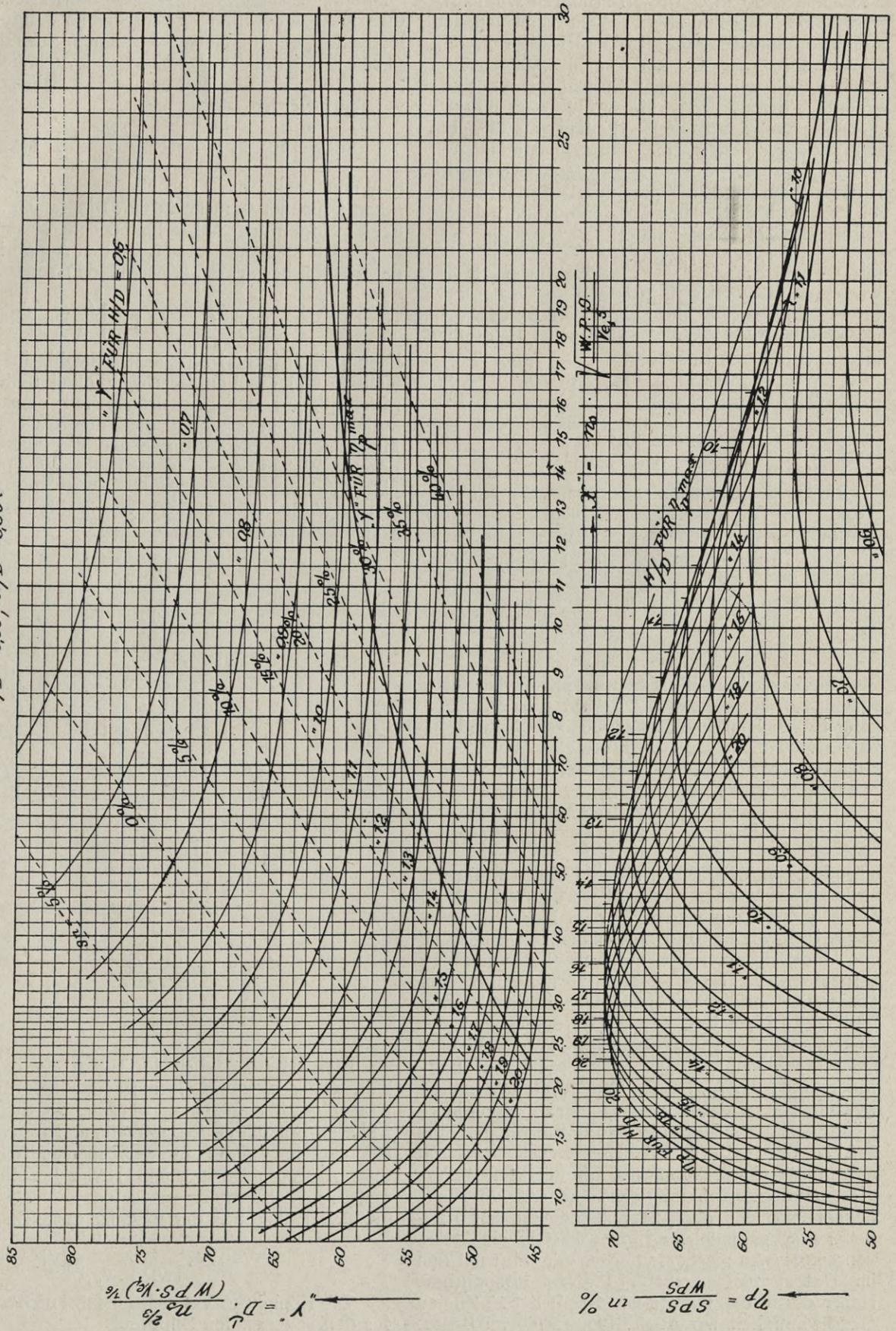


Abb. 84

Σ, γ" DIAGRAMM
 FÜR 3 FLÜGELIGE PROPELLER VON ELLIPTISCHER FLÜGELFORM

$\delta/D = 0.35$; $\delta/d = 0.03$.



= 1,07 mit $\eta_p = 0,645$. Die erreichbaren Wirkungsgrade sind also bei allen diesen verschiedenen Breitenverhältnissen praktisch gleich groß, ein Zeichen dafür, daß dieselben im allgemeinen (abgesehen bei Kavitation) den Wirkungsgrad nur unwesentlich beeinflussen. Man wähle aber im vorliegenden Fall das Breitenverhältnis von 25 % bei 5 % Dickenverhältnis, da dieses immerhin den besten Wirkungsgrad von $\eta_p = 0,662$ verspricht. Vorausgesetzt ist dabei, daß das Dickenverhältnis von 5 % auch die Festigkeitsbedingungen bei dem betreffenden Material erfüllt.

Der Wert $Y = \frac{D' \cdot n_s^{2/3}}{(WPS \cdot V_{e1})^{1/6}}$, welcher nach der

Kurve „Y“ für η_p max. der Diagramme Abb. 83 dem betreffenden Wert von X zugeordnet ist, beträgt 59. Mithin Propellerdurchmesser

$$D' = 59 \cdot \frac{(WPS \cdot V_{e1})^{1/6}}{n_s^{2/3}} = 59 \cdot \frac{(10\,000 \cdot 20)^{1/6}}{200^{2/3}} = 13,15';$$

$$H/D = 1,03$$

$$\text{Steigung } H = 1,03 \cdot 13,15' = 13,55';$$

Die Propellerschubpferdestärken würden bei $\eta_p = 0,662 - \text{SPS} = \text{WPS} \cdot \eta_p = 10\,000 \cdot 0,662 = 6\,620$ betragen.

Nach früherem stehen die Propellerschubpferdestärken SPS zu den effektiven Schlepppferdestärken EPS in folgender Beziehung

$$\frac{\text{SPS}}{\text{EPS}} = \frac{1-w}{1-t};$$

Die Nachstromziffer w war im vorliegenden Fall zu 0,09 angenommen. Schätzt man die Sogziffer t nach ähnlichen Ausführungen zu etwa 0,10, so dürfen die für die Geschwindigkeit $V_s = 22$ kn ermittelten effektiven Schlepppferdestärken des Schiffes nicht mehr als

$$\text{EPS} = \text{SPS} \cdot \frac{1-t}{1-w} = 6620 \cdot \frac{1-0,10}{1-0,09} = 6540$$

betragen. In Wirklichkeit müssen aber von diesen noch weitere Abzüge gemacht werden, um auf die durch den Bassinversuch mit dem Modell für das Schiff festgestellten EPS zu kommen. Da nämlich das Modell in der Regel auf Außenkante Spanten hergestellt wird, so ist zunächst zu den mit diesem ermittelten effektiven Schlepppferdestärken ein Zuschlag zu machen, der dem Displacement der Außenhaut (ca. 1 %) entspricht. Ferner können beim Modellversuch nicht die zusätzlichen Luftwiderstände der Aufbauten und Takelage ermittelt werden, die ungefähr 2–3 % der Wasserwiderstände ausmachen, so daß man in Summe ca. 3 bis 4 % zu den EPS des Schleppversuchs addieren muß, um auf die wirklichen effektiven Schlepppferdestärken des Schiffes zu kommen. Oder umgekehrt von den oben bestimmten von dem Propeller zu überwindenden $\text{EPS} = 6\,540$ ist ein Abzug von ca. 4 % zu machen, um den Vergleich mit den im Bassin festgestellten EPS zu ermöglichen. Daher dürfte das betreffende Schiff bei 22 Knoten Geschwindigkeit nur $6\,540 \cdot 0,96 = 6\,160$ im Bassin

ermittelte Schlepppferdestärken aufweisen. Ist dies nicht der Fall, so reicht die im Anfang der Rechnung angenommene Maschinenleistung von 11 000 IPS für die verlangte Geschwindigkeit von 22 Knoten nicht aus und muß daher entsprechend vermehrt werden.

Die Werte von $X = n_s \cdot \sqrt{\frac{\text{WPS}}{V_{e1}^5}}$, als deren

Funktion Taylor die Ergebnisse seiner systematischen Propellerversuche in den Diagrammen Abb. 82–85 aufgetragen hat, erhalten dem Wesen nach diejenigen Elemente, welche bei den Auswertungen der Königlichen Versuchsanstalt den sogenannten

Tourenmomentgrad $C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}$ bestimmt

haben, nämlich die Propellertourenzah, das Drehmoment und die Fahrtgeschwindigkeit (unter Berücksichtigung des Nachstroms) mit dem Unterschied, daß in ersteren die Tourenzahl n_s pro Minute statt n pro Sekunde und die Fortschrittgeschwindigkeit V_{e1} in Knoten statt V_e in m/sec. eingeführt worden ist. Mithin ergibt sich für die beiden Werte von X und C_{nm} der in folgendem abgeleitete direkte Zusammenhang:

$$X = n_s \cdot \sqrt{\frac{\text{WPS}}{V_{e1}^5}};$$

$$n_s = 60 \cdot n;$$

$$\text{WPS} = \frac{2\pi n M}{75};$$

$$V_{e1} = \frac{V_e}{0,5144};$$

$$\therefore X = 60 \cdot n \cdot \sqrt{\frac{2\pi n M \cdot 0,51544^5}{75 \cdot V_e^5}} = 3,28 \cdot \sqrt{\frac{M n^3}{V_e^5}};$$

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}} = \sqrt[3]{\frac{M \cdot n^3}{V_e^5}};$$

$$\frac{M \cdot n^3}{V_e^5} = C_{nm}^3;$$

$$\therefore X = 3,28 \cdot \sqrt[2]{C_{nm}^3};$$

$$C_{nm} = 0,452 \cdot \sqrt[3]{X^2}.$$

Hiernach kann auch der Taylor'sche Wert von X in weiterem Sinne als ein sogenannter Tourenmomentgrad angesehen werden, welchem nach früheren Ausführungen bei einem Propeller von bestimmtem Modell ein ganz bestimmter Wirkungsgrad zugeordnet sein muß. Taylor berechnet nun den Propellerdurchmesser für das günstigste Steigungsverhältnis aus der Beziehungsgleichung

$$Y = D' \cdot \frac{n_s^{2/3}}{(WPS \cdot V_{e1})^{1/6}}.$$

Die Königliche Versuchsanstalt aus der Formel für den sogenannten Slipgrad

$$C_s = \frac{nD}{V_e};$$

$$A_a/A = \frac{3}{10} \cdot \frac{4}{\pi} = 0,383.$$

Die Werte von Y und C_s haben den in folgendem abgeleiteten Zusammenhang:

$$X = n_s \cdot \sqrt{\frac{WPS}{V_{e1}^5}};$$

$$WPS = X^2 \cdot \frac{V_{e1}^5}{n_s^2};$$

$$\therefore Y = D' \cdot \frac{n_s^{2/3}}{\left(\frac{X^2 \cdot V_{e1}^5 \cdot V_{e1}}{n_s^2}\right)^{1/6}} = \frac{D' \cdot n_s}{V_{e1}} \cdot \frac{1}{X^{1/3}};$$

$$Y = \frac{D \cdot n \cdot 60 \cdot 0,5144}{0,305 \cdot V_e \cdot X^{1/3}} = \frac{nD}{V_e} \cdot \frac{101}{X^{1/3}} = C_s \cdot \frac{101}{X^{1/3}};$$

$$\therefore C_s = \frac{\sqrt[3]{X \cdot Y}}{101};$$

Die Taylor'schen Modellpropeller unterschieden sich von denen der Königlichen Versuchsanstalt Serie A, abgesehen von ihrer anderen (elliptischen) Flügelblattform, in der Hauptsache dadurch, daß ihre Dickenverhältnisse δ_i/D sich mit den Flügelblattbreitenverhältnissen b/D , welche bei den einzelnen Gruppen konstant eingehalten wurden, änderten. Während die Werte von δ_i/D bei den Propellern der Serie A unabhängig von den fünf verschiedenen untersuchten Flächenverhältnissen $A_p/A = 25, 30, 40, 50$ und 60% durchweg konstant mit $5,22\%$ eingehalten wurden, betragen dieselben bei den Taylor'schen der Gruppen mit $b/D = 20, 25, 30$ und 35% Breitenverhältnis $6, 5, 4$, bzw. 3% . Da nun aus den Versuchsdiagrammen Abb. 81 hervorgeht, daß sich die Wirkungsgrade und auch die wirksamen Steigungsverhältnisse sonst genau gleicher Propeller mit der Größe des Dickenverhältnisses wesentlich ändern, so darf eine Übereinstimmung der Ergebnisse der Taylor'schen Versuchsergebnisse mit denen der Serie A auch nur bei denjenigen Propellergruppen erwartet werden, welche bei ungefähr gleichen Flächenverhältnissen gleiches Dickenverhältnis aufweisen. Aus diesem Grunde können von den Taylor'schen Diagrammen nur die der zweiten Propellergruppe Abb. 83 mit $b/D = 25\%$ Breitenverhältnis bei 5% Dickenverhältnis δ_i/D zum Vergleich herangezogen werden. Einem Breitenverhältnis von $b/D = 0,25$ entspricht nun bei den dreiflügeligen Taylor'schen Propellern das in folgendem abgeleitete Flächenverhältnis A_a/A (abgew. Areal \therefore Disk.):

$$A_a = 3 \left(\frac{D-d}{2} \right) \cdot b;$$

Nabdurchmesser $d = 1/5 D$;

$$\therefore A_a = 3 \cdot \frac{4}{10} \cdot D \cdot \frac{1}{4} D = \frac{3}{10} \cdot D^2;$$

Dieses Verhältnis des abgewickelten Flügelareals zur Propellerdiskfläche von $A_a/A = 0,383$ liegt bei den systematischen Propellern Serie A im Durchschnitt bei der zweiten Gruppe mit dem konstanten Verhältnis des projizierten Flügelareals zur Diskfläche von $A_p/A = 30\%$, allerdings nur bei den höheren Steigungsverhältnissen von $H/D = 1,0 - 1,2$ vor.

Um nun einen Vergleich der Versuchsergebnisse dieser Gruppe mit denen der Taylor'schen durchzuführen, sind die als Funktion des Tourenmomentengrades

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt{\frac{M}{V_{e1}^5}}$$

aufgetragen, in Abb. 86 dargestellten Diagramme der ersteren zunächst in der Weise weiter ausgewertet, daß ähnlich wie es Taylor getan hat, die-

jenigen Werte von $C_s = \frac{nD}{V_e}$ und s_n durch Kurven-

züge mit einander verbunden sind, welche den maximal erreichbaren Wirkungsgraden bei den betreffenden Steigungsverhältnissen entsprechen. Außer der Interpolation, die dabei zwischen den Werten für die untersuchten Steigungsverhältnisse von $H/D = 0,6 - 1,2$ vorgenommen worden ist, wurde dabei gleichzeitig eine Extrapolation über diese hinaus bis zu den Steigungsverhältnissen von $H/D = 1,5$ und $H/D = 0,5$ ausgeführt, um auch noch für diese, wenn auch nicht sichere, so doch wahrscheinliche Werte zu erlangen. Darauf sind in der nebenstehenden Tabelle für die verschie-

denen Taylor'schen Werte von $X = n_s \cdot \sqrt{\frac{WPS}{V_{e1}^5}}$ von

4—25 (Spalte 1) die aus den Diagrammen Abb. 83 entnommenen, den maximal erreichbaren Wirkungsgraden entsprechenden und den ersteren zu-

geordneten Werte von $Y = \frac{D' \cdot n_s^2}{(WPS \cdot V_{e1})^{1/6}}$, H/D , η_p und

s_n in Spalte 2 bzw. 4, 5 und 6 eingetragen und die nach der oben abgeleiteten Beziehungsgleichung

$C'_s = \frac{\sqrt[3]{X \cdot Y}}{101}$ errechneten Slipgrade sowie die den

Taylor'schen Werten X entsprechenden für die

Tourenmomentgrade $C_{nm} = 0,452 \cdot \sqrt[3]{X^2}$ in Spalte

3 bzw. 7 verzeichnet. Für die so bestimmten Werte der letzteren wurden schließlich aus den Diagrammen Abbildung 86 der Versuchsergebnisse der Serie A, die ebenfalls den maximal erreichbaren Wirkungsgraden entsprechenden zugeordneten Werte von C_s , H/D , η_p und s_n entnommen und in Spalte 8—11 eingetragen. Die Werte für die Slipgrade C_s bestimm-

Tabelle

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$X = \frac{n_s \sqrt{WPS}}{V_{c1}^5}$	$Y = \frac{D' \cdot n_s^{2/3}}{(WPS \cdot V_{c1})^{1/6}}$	$C_s = \frac{3}{\sqrt{X \cdot Y}} \cdot 101$	H/D	η_p %	S_n %	$C_{nm} = \frac{n \cdot \sqrt{\frac{M}{V_{c1}^3}}}{0.452 \cdot \sqrt{X^2}}$	$C_s = \frac{n \cdot D}{V_e}$	H/D	η_p %	S_n %
1	4.0	0.8085	1.480	73.20	16.50	1.135	0.790	1.572	77.25	17.75
2	4.5	0.8493	1.423	72.80	17.50	1.230	0.832	1.484	76.42	18.57
3	5.0	0.9000	1.365	72.40	18.50	1.318	0.873	1.426	75.60	19.35
4	5.5	0.9400	1.318	72.10	19.25	1.404	0.912	1.374	74.80	20.10
5	6.0	0.9800	1.272	71.40	20.00	1.490	0.950	1.329	74.03	20.80
6	6.5	1.0199	1.238	70.95	20.75	1.573	0.986	1.290	73.30	21.45
7	7.0	1.057	1.205	70.50	21.50	1.654	1.022	1.275	72.60	22.10
8	7.5	1.087	1.175	70.00	22.00	1.733	1.057	1.224	71.90	22.70
9	8.0	1.119	1.150	69.40	22.50	1.810	1.090	1.195	71.28	23.27
10	8.5	1.152	1.128	68.90	23.00	1.884	1.123	1.169	70.66	23.80
11	9.0	1.182	1.108	68.40	23.50	1.956	1.155	1.145	70.05	24.30
12	9.5	1.2125	1.088	67.90	24.00	2.030	1.185	1.122	69.46	24.78
13	10.0	1.2422	1.069	67.40	24.50	2.100	1.215	1.101	68.90	25.22
14	10.5	1.268	1.051	66.90	25.00	2.168	1.243	1.081	68.35	25.65
15	11.0	1.295	1.039	66.50	25.50	2.236	1.272	1.063	67.80	26.04
16	11.5	1.322	1.023	66.10	26.00	2.300	1.300	1.046	67.33	26.42
17	12.0	1.347	1.009	65.70	26.50	2.368	1.327	1.030	66.80	26.77
18	12.5	1.373	0.997	65.30	27.00	2.432	1.354	1.014	66.35	27.12
19	13.0	1.398	0.985	64.90	27.50	2.495	1.380	1.000	65.88	27.43
20	13.5	1.4225	0.974	64.50	28.00	2.560	1.406	0.986	65.42	27.74
21	14.0	1.444	0.965	64.10	28.40	2.624	1.431	0.972	65.00	28.05
22	14.5	1.468	0.954	63.70	28.80	2.686	1.456	0.960	64.54	28.33
23	15.0	1.490	0.946	63.30	29.20	2.748	1.480	0.948	64.15	28.61
24	15.5	1.513	0.938	63.00	29.60	2.810	1.505	0.936	63.72	28.87
25	16.0	1.534	0.930	62.70	30.00	2.870	1.528	0.925	63.33	29.12
26	16.5	1.556	0.923	62.40	30.40	2.937	1.552	0.914	62.94	29.34
27	17.0	1.576	0.916	62.10	30.80	2.987	1.575	0.904	62.60	29.58
28	17.5	1.597	0.910	61.70	31.20	3.047	1.597	0.894	62.22	29.80
29	18.0	1.617	0.903	61.40	31.60	3.103	1.619	0.884	61.88	30.00
30	18.5	1.637	0.897	61.00	32.00	3.161	1.642	0.874	61.52	30.20
31	19.0	1.656	0.892	60.70	32.40	3.220	1.663	0.865	61.20	30.40
32	20.0	1.6925	0.882	60.10	33.20	3.333	1.707	0.8480	60.58	30.78
33	21.0	1.7275	0.873	59.40	33.90	3.442	1.747	0.832	60.00	31.09
34	22.0	1.762	0.865	59.00	34.50	3.550	1.787	0.816	59.42	31.40
35	23.0	1.795	0.857	58.50	34.90	3.656	1.827	0.802	58.90	31.68
36	24.0	1.8275	0.850	57.90	35.50	3.761	1.865	0.794	57.40	31.93
37	25.0	1.860	0.844	57.40	36.00	3.860	1.904	0.774	56.92	32.16

men gemäß der Beziehungsgleichung $C_s = \frac{nD}{V_c}$

bei gegebener Tourenzahl n und gegebener Fahrgeschwindigkeit V_c den Propellerdurchmesser D

$= C_s \cdot \frac{V_c}{n}$. Da nun im Bereich der nach obigem

für einen einwandfreien Vergleich nur in Betracht kommenden Steigungsverhältnisse von $H/D = 1,0 - 1,2$ die Werte von C_s der Serie A im Durchschnitt um etwa 2% kleiner als die entsprechenden nach Taylor errechneten C'_s -Werte sind, so besagt dieses, daß sich im ersteren Falle unter sonst gleichen Verhältnissen um ebenfalls 2% kleinere Propellerdurchmesser als im letzteren ergeben würden. Gleichzeitig sind aber in demselben Bereich die Steigungsverhältnisse der Serie A im Durchschnitt um etwa 4% größer, also die Steigungen selbst bei 2% kleineren Propellerdurchmessern um etwa 2% größer als die Taylor'schen, so daß man hiernach schließen könnte, daß sich nach den Diagrammen beider Propellergruppen praktisch eine ungefähr gleichwertige Dimensionierung vornehmen läßt, die Ergebnisse der Propellerversuche selbst trotz der Verschiedenartigkeit der Flügelquerschnitte und Flügelformen also in beiden Fällen annähernd mit einander übereinstimmen. Wenn bei den höheren Werten von X bis zu 25, durch welche die außerhalb der Vergleichsmöglichkeit liegenden kleineren Steigungsverhältnisse bis zu $H/D = c. 0,7$ bestimmt werden, die Werte C_s der Serie A und damit die Durchmesser entgegen dem obigen schließlich sogar wieder größer werden als die entsprechenden Taylor'schen C'_s -Werte, so mag dies dem Umstand zugeschrieben werden, daß im ersteren Falle infolge des konstant eingehaltenen projizierten Flügelareals eine bedeutend kleinere abgewinkelte Fläche vorlag als im anderen. Wie ferner aus dem Vergleich entsprechender Wirkungsgradwerte η_p im Bereich der maßgebenden Steigungsverhältnisse von $H/D = 1,0 - 1,2$ hervorgeht, waren dieselben bei den Propellern der Serie A im Durchschnitt um etwa 2-2½% höher, was auf die günstigeren Flügelquerschnittsformen zurückgeführt werden mag, während die Werte für den nominellen Slip s_n hierbei als praktisch gleich groß angesehen werden können, besonders wenn man berücksichtigt, daß dieser nur eine Beziehung unter Zugrundelegung einer immerhin in gewissem Grade willkürlich angenommenen nominellen Steigung ausdrückt.

Was nun zunächst die Art der Auftragung der Taylor'schen Versuchsergebnisse (Abb. 82-85) betrifft, so liefert dieselbe nur eine Grundlage zur zweckmäßigen Dimensionierung der Propeller für den Fall, daß die Maschinenleistung, welche erforderlich ist, um das betreffende Schiff mit der verlangten Geschwindigkeit vorwärts zu treiben, richtig geschätzt worden ist. Trifft dieses nicht zu, und langt der, unter diesen Verhältnissen selbst

bei bestem Propellerwirkungsgrad im Maximum erreichbare Propellerschub nicht dazu aus, um den Schiffswiderstand bei der beabsichtigten Geschwindigkeit zu überwinden, so wird es auch gar nicht möglich sein, das Fahrzeug auf diese zu bringen und somit gerade der Hauptfaktor, welcher bei der Propellerdimensionierung nach Taylor in erster Linie berücksichtigt werden muß, auf unsicherer Basis ruhen. Um dies noch anschaulicher darzustellen, möge z. B. die Aufgabe gestellt sein, für ein Schiff, das durch irgend welche äußeren Umstände unerwartet hohe Widerstandsverhältnisse aufweist oder welches imstande sein soll, ein anderes unter günstigen Verhältnissen zu schleppen, den zweckmäßigsten Propeller zu dimensionieren. Bei gegebener Maschinenleistung wird es in diesem Falle ohne Kenntnis des erreichbaren Propellerwirkungsgrades und ohne Berücksichtigung der unter diesen Umständen vorliegenden Widerstandsverhältnisse praktisch unmöglich sein, die Geschwindigkeit des Fahrzeuges zu bestimmen. Soll andererseits eine bestimmte Geschwindigkeit erzielt werden, so läßt sich die Aufgabe zur zweckmäßigen Propellerdimensionierung nur dann lösen, wenn die erforderliche Maschinenleistung noch nicht endgültig festgelegt ist, da letztere erst durch die Widerstandsverhältnisse des Schiffes und den erreichbaren Propellerwirkungsgrad bedingt wird. Aus den angeführten Gründen können daher alle Formeln und Diagramme, nach welchen, wie vielfach üblich, die Propellerdimensionierung allein unter Zugrundelegung gegebener Maschinenleistung, Touren und Geschwindigkeit und ohne Berücksichtigung der Widerstandsverhältnisse des zugehörigen Schiffes vorgenommen wird, keine zuverlässigen Resultate liefern. Um die Dimensionierung der Schrauben einwandfrei auszuführen, müßte in der Weise vorgegangen werden, wie dies bereits früher (Abschnitt E, S. 28) dargestellt worden ist, d. h. für einen zur Erreichung der verlangten Geschwindigkeit unbedingt erforderlichen Propellerschub derjenige Propeller ermittelt werden, welcher, entweder bei gegebenem (beschränktem) Durchmesser und damit festliegenden Durch-

messerbelastungsgrad $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_c}$ nach den Dia-

grammen Abb. 27-31 (s. S. 29-33) diesen Schub mit bestem Wirkungsgrad bei einer ganz bestimmten Steigung und bestimmten Tourenzahl liefert oder denselben bei gegebenen Touren und damit

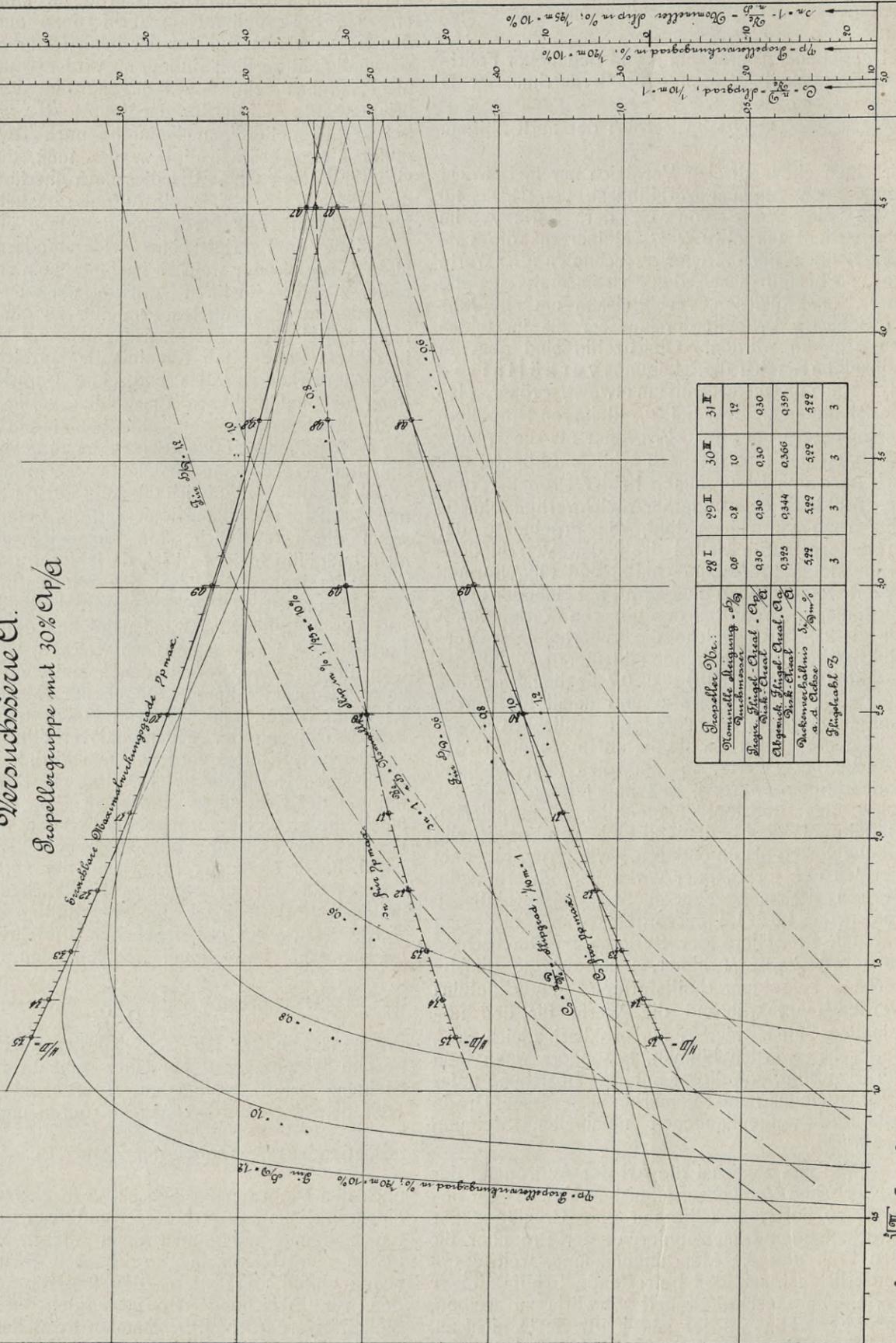
festliegenden Tourenbelastungsgrad $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_c^2}$

nach den Diagrammen Abb. 32-36 (s. S. 37-41) bei einem bestimmten Durchmesser und einer bestimmten Steigung mit einem unter diesen Verhältnissen im Maximum erreichbaren Wirkungsgrade abgibt. Erst durch den letzteren wird bei den zur Erreichung der verlangten Geschwindigkeit erforderlichen, bestimmten Propellerschubpferdestärken die Stärke der Maschinenleistung

29.15/1640

Systematische Propellerreihe Versuchsreihe C.

Propellergruppe mit 30% Cp/a



Propeller Nr.	28 I	29 I	30 I	31 I
Nennweite d_{Nenn}	06	08	10	12
Blattzahl Z	030	030	030	030
Blattwinkel β	0325	0344	0366	0391
Blattverhältnis b/c	522	522	522	522
Flügelzahl Z	3	3	3	3

→ $\frac{V}{nD}$ = Geschw.-Moment.-Grad.

Abb. 86

eindeutig festgelegt sein, welche im ersten Falle (beschränktem Durchmesser) außerdem noch mit einer ganz bestimmten Tourenzahl abgegeben werden muß, wenn wirklich die besten Verhältnisse erreicht werden sollen, die durch die, sämtliche Wirkungsgradkurven umhüllende Tangierende $\eta_{p \max}$ -Kurve (s. Abb. 86) bestimmt werden. Ist außer dem beschränkten Propellerdurchmesser gleichzeitig auch noch die Einhaltung einer bestimmten zur Erzielung eines geringen Maschinengewichts meistens höheren Tourenzahl verlangt, mit welcher der erforderliche Schub erzeugt werden soll, so ist für den betreffenden vorliegenden Durchmesserbe-

$$\text{lastungsgrad } C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} \text{ auch noch der Slipgrad}$$

$$C_s = \frac{nD}{V_e} \text{ und damit ein anderes (ungünstiges) Stei-}$$

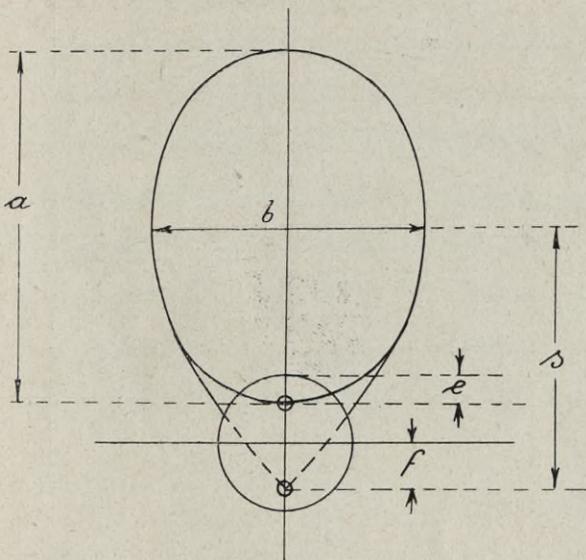


Abb. 87

gungsverhältnis H/D bestimmt, wodurch der Wirkungsgrad nach Maßgabe der Diagramme Abb. 86 reduziert und die erforderliche Maschinenleistung dementsprechend erhöht wird.

Was die Art der Ausführung der Taylor'schen Versuche anbetrifft, so bestand der Hauptunterschied gegenüber denen der Serie A darin, daß die Messungen nicht wie bei diesen mit konstanten Touren und verschiedenen Geschwindigkeiten, sondern umgekehrt bei konstanter Geschwindigkeit mit verschiedenen Touren vorgenommen wurden. Wie durch den Vergleich der Versuchsergebnisse in der obigen Tabelle nachgewiesen worden ist, dürfte man nach beiden Methoden praktisch zu demselben Resultat gelangen. Die Grenzen, bis zu denen die Untersuchungen in beiden Fällen vorgenommen werden können, sind jedoch ganz wesentlich voneinander verschieden. Während nach der Methode der Serie A bei konstanten Touren die hohen Slipverhältnisse ohne Schwierigkeiten

untersucht und sogar Resultate für 100 % Slip entsprechend der Standprobe (Geschwindigkeit gleich Null) erzielt werden kann, ist dies bei der Taylor'schen ohne weiteres nicht der Fall, da hierfür bei konstanter Geschwindigkeit eine mit der dritten Potenz der Tourenzahlen anwachsende Motorleistung und im Grenzfall (100 % Slip) sogar eine unendlich große erforderlich gewesen wäre, wenn man von einer Diskontinuität in den Verhältnissen durch das notwendige Einsetzen von Kavitation absieht. Infolgedessen konnten die Taylor'schen Versuche auch nicht bis zu den für die Schrauben von Schleppern in Betracht kommenden Verhältnissen d. h. bis zu Slips von 50–80 % ausgedehnt werden. Um dies zu ermöglichen und auch für die Binnenschifffahrt die erforderlichen Grundlagen zur zweckmäßigen Dimensionierung von Schlepperschrauben zu liefern, ist daher bei den Propellern der Serie A die andere Methode der Untersuchung bei konstanten Touren mit verschiedenen Geschwindigkeiten bis zur Geschwindigkeit Null, die der Standprobe entspricht, gewählt worden.

Die einzelnen Gruppen der Taylor'schen Modellpropeller mit den konstanten mittleren Blattbreitenverhältnissen $b/D = 20, 25, 30$ und 35% hatten nicht wie die der Serie A gleiches Dickenverhältnis, sondern die bezüglichen von $\delta_i/D = 6, 5, 4$ und 3% , so daß dabei die Verhältnisse von δ_i/D verschieden waren, d. h. (bei gleichen Durchmessern) die Dicken entsprechend der Vergrößerung der mittleren Blattbreiten abnahmen. Hierbei wird jedoch für gleichen Propellerschub, für den ein Vergleich zwischen den einzelnen Gruppen zur Ermittlung des Einflusses der Blattbreite und zur Wahl des zweckmäßigsten Propellers in einem bestimmten Konstruktionsfalle vorgenommen werden muß, nicht gleiche Festigkeit gewährleistet, da die Widerstandsmomente der Flügelquerschnitte an der Nabe nicht gleich groß sind. An sich wird bei gleicher Blattbreite und sonst gleichen Konstruktionsverhältnissen immer der Propeller mit den dünneren Flügelquerschnitten d. h. dem kleineren Dickenverhältnis infolge seines geringeren Eigenwiderstandes der bessere sein. Inwieweit letzterer bei dünneren Flügelquerschnitten aber größeren Blattbreiten, die jedenfalls eine vermehrte Reibung zur Folge haben werden, wieder vergrößert wird, kann nur schwer beurteilt werden. Ergibt sich nun nach den Taylor'schen Diagrammen (Abb. 82 bis 85), daß für einen bestimmten vorliegenden

$$\text{Belastungsgrad } X = n_s \cdot \sqrt[3]{\frac{WPS}{V_e^5}} \text{ ein Propeller von}$$

größerer Blattbreite die günstigeren Verhältnisse verspricht, und reicht für diesen die betreffende Flügelstärke nicht dazu aus, um genügende Festigkeit zu gewährleisten, so ist man doch gezwungen, eine größere Flügeldicke zu wählen und verliert

durch diese Abweichung von den untersuchten Propellern die Basis zur Beurteilung des Wirkungsgrades.

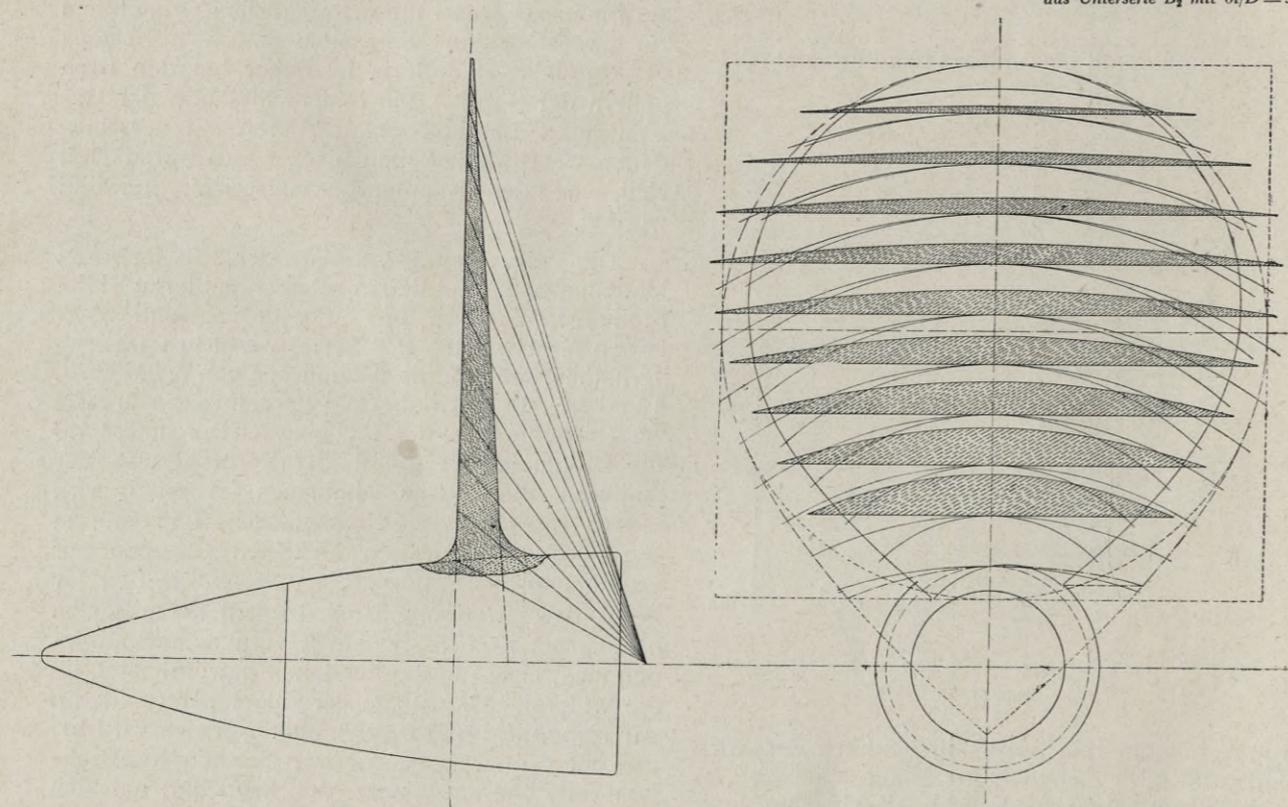
Um diesen Nachteil zu vermeiden, wurde bei allen fünf Propellergruppen der Serie A der Königlichen Versuchsanstalt mit 25, 30, 40, 50 und 60% A_p/A -Verhältnissen durchweg das gleiche Dickenverhältnis von 5,22% eingehalten, wodurch zwar

den, deren in folgendem behandeltes umfangreicheres Programm außerdem noch über andere im ganzen Gebiet des Propellerbaus auftretende Fragen Aufschluß geben soll.

K. Programm für die Ausführung systematischer Versuche mit Standardpropellern Serie B.

Bei den Standardpropellern der Serie B wurde von Grundpropellern aus-

Systematische Propeller- der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau Standardpropeller aus aus Unterserie B₂ mit $\delta_i/D = 5\%$



$H/D = 1,0$
 $A_a/A = 56\%$ Abb. 88

auch nicht die für einen unmittelbaren Vergleich aller dieser Propeller unter sich erwünschte gleiche Festigkeit vollkommen erreicht, diese aber doch in weitergehender Weise gewährleistet wird wie bei den Taylor'schen Propellern. Naturgemäß ist die Untersuchung nur eines durchweg gleichen Dickenverhältnisses noch nicht genügend, um daraus Schlußfolgerungen auf ähnliche Propeller mit dickeren oder dünneren Flügelquerschnitten ziehen zu können. Diese Verhältnisse sind bei der Spezial-Propellerserie A, welche in erster Linie nur Versuchszwecken zur Erprobung der Versuchseinrichtung dienen sollte, nicht weiter verfolgt, sondern erst bei den sogenannten Standardpropellern der Serie B untersucht wor-

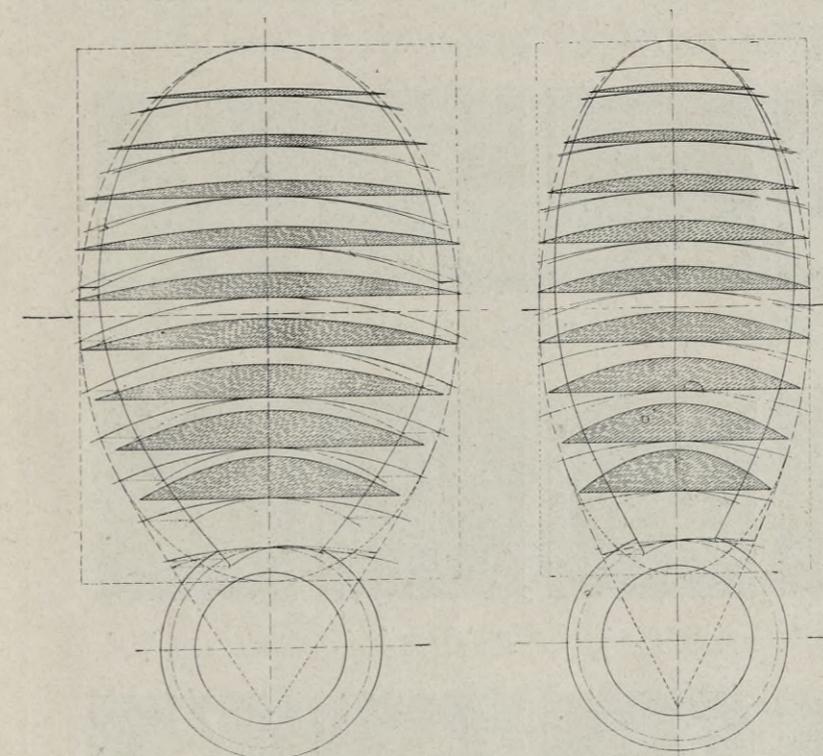
gegangen, deren Konstruktionsverhältnisse üblichen und in der Praxis bewährten Ausführungen entlehnt waren. Für die ersten drei zusammengehörigen Unterserien B₁, B₂ und B₃ wurde folgendes festgelegt:

1. Sämtliche Modellpropeller erhalten einen Durchmesser $D =$ von 120 mm;
2. Nabendurchmesser $d = \frac{D}{6} = 20$ mm;
3. Anzahl der Flügel $z = 3$,
4. Die abgewickelte Flügelfläche ist eine genaue Ellipse. Der Betrag e (s. Abb. 87),

der für die Lage des inneren Scheitelpunktes maßgebend ist, wird $= \frac{d}{6} = \frac{D}{36}$ gemacht. Um die Flügel-

kontur in einer mit Rücksicht auf die Flügelbefestigung an der Nabe erforderlichen Weise an letztere heranzuführen, wird auf dem Durchmesser ein zweiter Punkt so fixiert, daß er um den Betrag f

versuche und Schiffbau, Berlin Serie B Dickenverhältnisse



$H/D = 1,0$
 $A_a/A = 42\%$ $H/D = 1,0$
 $A_a/A = 28\%$

$\frac{d}{3} = \frac{D}{18}$ unter der Propellerachse liegt.

Die große Achse der Ellipse ist demnach

$$a = \frac{D}{2} - \frac{d}{3} = \frac{D}{2} - \frac{D}{18} = \frac{4}{9}D.$$

Das abgewickelte Flügelareal sämtlicher Flügel

$$A_a = z \cdot \frac{a \cdot b}{4} \cdot \pi,$$

$z =$ Anzahl der Flügel, $b =$ kleine Achse der Ellipse $=$ größte Flügelbreite;

$$A_a = z \cdot \frac{4}{9}D = \frac{b \cdot \pi}{4} = \frac{\pi}{9} \cdot z \cdot D \cdot b;$$

$$z = 3$$

$$\therefore A_a = \frac{\pi}{3} \cdot D \cdot b;$$

$a_a = A_a/A$ Verhältnis der abgewickelten Flügelfläche zum Diskareal;

5. Erzeugende der Propellerdruckseite eine Gerade senkrecht zur Achse;

6. Erzeugende der Propellerückenseite ebenfalls geradlinig;

7. Flügelquerschnittsform symmetrisch, Rückenseite parabolisch gekrümmt.

Die ersten drei Unterserien unterscheiden sich bei sonst gleichen Konstruktionsverhältnissen nur durch das Flügeldickenverhältnis δ_i/D d. h. das Verhältnis der größten (ideellen) Flügelquerschnittsdicke an der Achse zum Durchmesser, welches bei der ersten B₁ mit 3%, bei der zweiten B₂ mit 5% und bei der dritten B₃ mit 7% konstant eingehalten wurde. Jede dieser 3 Unterserien zerfiel in fünf Gruppen mit den Flächenverhältnissen $a_a = A_a/A$ von 14, 28, 42, 56 und 70% und jede dieser Gruppen bestand aus 5 Propellern mit den verschiedenen Steigungsverhältnissen H/D von 0,6, 0,8, 1,0, 1,2 und 1,5, so daß sich jede der drei Unterserien B₁, B₂ und B₃ aus 25 Modellpropellern zusammensetzte, wie sie für eine derselben (Unterserie B₂) in Abb. 89 zur Darstellung gebracht worden sind. Die bei den einzelnen Propellern hinter den Nummern angegebenen Zahlenbezeichnungen bedeuten

Dickenverhältnis, Flächenverhältnis und Steigungsverhältnis in %.

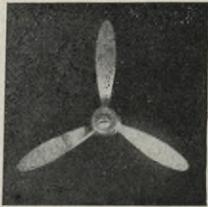
Die Konstruktionsverhältnisse einiger Vertreter derselben Unterserie B₂ zeigt Abb. 88.

Eine weitere Unterserie B₄ (s. Abb. 90) unterschied sich von den obigen im wesentlichen nur durch die andere Flügelzahl, welche mit $z = 4$ statt 3 eingehalten wurde. Das Dickenverhältnis war dasselbe wie das mittlere der drei ersten Serien d. h. das von Unterserie B₂ nämlich 5%. Da bei den vier Gruppen dieser Serie mit den Steigungsverhältnissen von ebenfalls $H/D = 0,6, 0,8, 1,0, 1,2$ und 1,5 für die einzelnen Flügel dieselben Flächenareale wie bei den vier ersten der ersten drei Unterserien beibehalten wurden, so ergaben

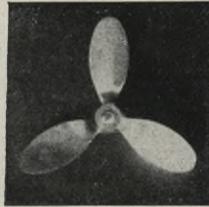
Systematische Propellerversuche der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin

Standardpropeller Serie B

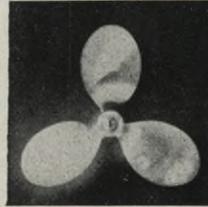
Unterserie B₂ mit $\delta/D = 5\%$ Dickenverhältnis und $z = 3$ Flügeln
 $H/D = 0,6; 0,8; 1,0; 1,2$ und $1,5$ Steigungsverhältnissen
 $Aa/A = 14\%; 28\%; 42\%; 56\%$ und 70% Flächenverhältnissen



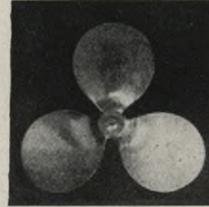
Prop. 102 $\frac{5 \times 14}{60}$



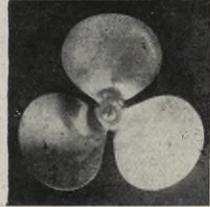
Prop. 103 $\frac{5 \times 28}{60}$



Prop. 104 $\frac{5 \times 42}{60}$



Prop. 105 $\frac{5 \times 56}{60}$



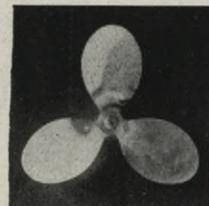
Prop. 106 $\frac{5 \times 70}{60}$



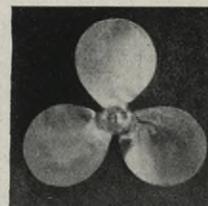
Prop. 107 $\frac{5 \times 14}{80}$



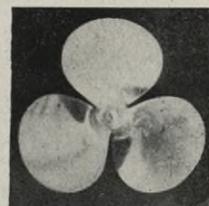
Prop. 108 $\frac{5 \times 28}{80}$



Prop. 109 $\frac{5 \times 42}{80}$



Prop. 110 $\frac{5 \times 56}{80}$



Prop. 111 $\frac{5 \times 70}{80}$



Prop. 112 $\frac{5 \times 14}{100}$



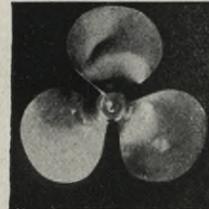
Prop. 113 $\frac{5 \times 28}{100}$



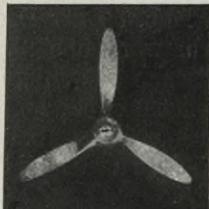
Prop. 114 $\frac{5 \times 42}{100}$



Prop. 115 $\frac{5 \times 56}{100}$



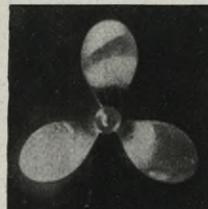
Prop. 116 $\frac{5 \times 70}{100}$



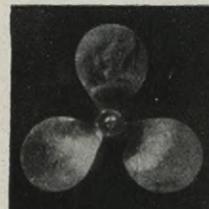
Prop. 117 $\frac{5 \times 14}{120}$



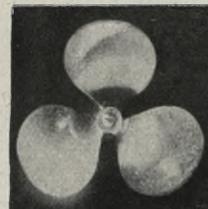
Prop. 118 $\frac{5 \times 28}{120}$



Prop. 119 $\frac{5 \times 42}{120}$



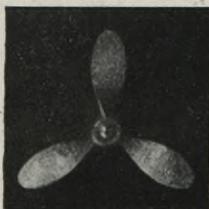
Prop. 120 $\frac{5 \times 56}{120}$



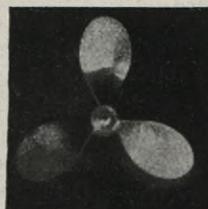
Prop. 121 $\frac{5 \times 70}{120}$



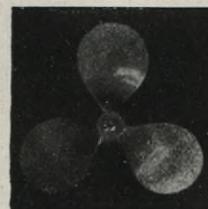
Prop. 122 $\frac{5 \times 14}{150}$



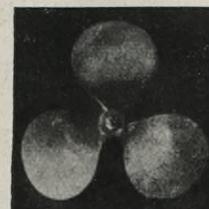
Prop. 123 $\frac{5 \times 28}{150}$



Prop. 124 $\frac{5 \times 42}{150}$



Prop. 125 $\frac{5 \times 56}{150}$



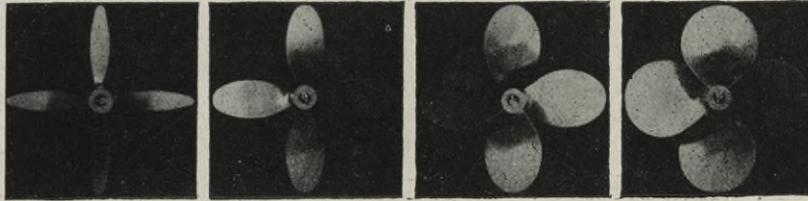
Prop. 126 $\frac{5 \times 70}{150}$

Abb. 89

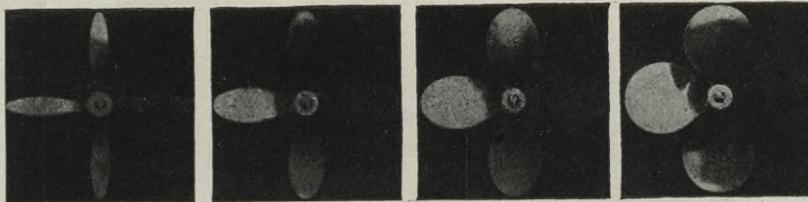
*Systematische Propellerversuche
der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin*

Standardpropeller-Serie B

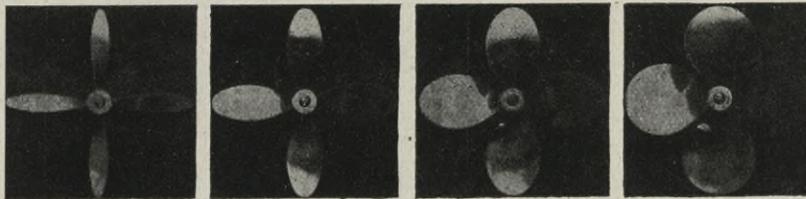
*Unterserie B₄ mit $\delta i/D = 5\%$ Dickenverhältnis und $Z = 4$ Flügeln
 $H/D = 0,6; 0,8; 1,0; 1,2$ und $1,5$ Steigungsverhältnissen
 $Aa/A = 19\%; 37\%; 56\%$ und 75% Flächenverhältnissen*



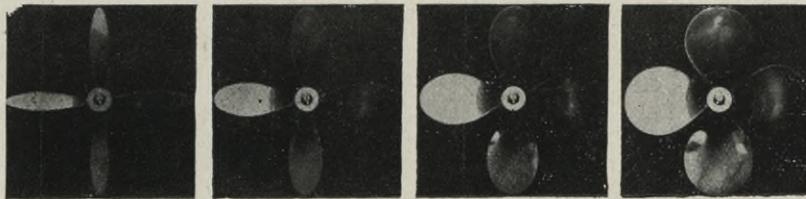
Prop. 260 $\frac{5 \times 19}{60}$ Prop. 171 $\frac{5 \times 37}{60}$ Prop. 172 $\frac{5 \times 56}{60}$ Prop. 173 $\frac{5 \times 75}{60}$



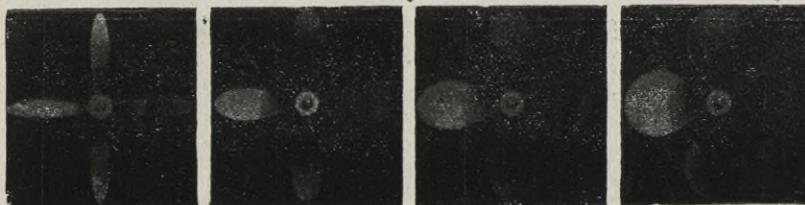
Prop. 261 $\frac{5 \times 19}{80}$ Prop. 265 $\frac{5 \times 37}{80}$ Prop. 267 $\frac{5 \times 56}{80}$ Prop. 269 $\frac{5 \times 75}{80}$



Prop. 262 $\frac{5 \times 19}{100}$ Prop. 174 $\frac{5 \times 37}{100}$ Prop. 175 $\frac{5 \times 56}{100}$ Prop. 176 $\frac{5 \times 75}{100}$



Prop. 263 $\frac{5 \times 19}{120}$ Prop. 266 $\frac{5 \times 37}{120}$ Prop. 268 $\frac{5 \times 56}{120}$ Prop. 270 $\frac{5 \times 75}{120}$



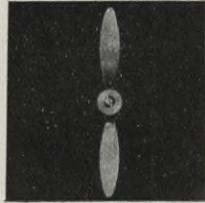
Prop. 264 $\frac{5 \times 19}{150}$ Prop. 177 $\frac{5 \times 75}{150}$ Prop. 178 $\frac{5 \times 56}{150}$ Prop. 179 $\frac{5 \times 75}{150}$

Abb. 90

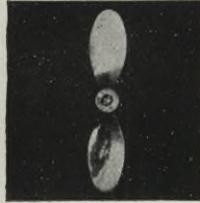
Systematische Propellerversuche der Kgl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin

Standard-Propeller-Serie B

Unterserie B5 mit $\delta/D = 5\%$ Dickenverhältnis und $z = 2$ Flügeln
 $H/D = 0,6; 0,8; 1,0; 1,2$ und $1,5$ Steigungsverhältnissen
 $Aa/A = 9\%; 19\%; 28\%; 37\%$ und 47% Flächenverhältnissen



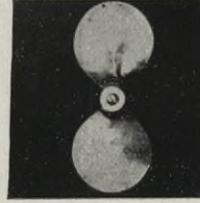
Prop. 181 $\frac{5 \times 9}{60}$



Prop. 284 $\frac{5 \times 19}{60}$



Prop. 182 $\frac{5 \times 28}{60}$



Prop. 289 $\frac{5 \times 37}{60}$



Prop. 183 $\frac{5 \times 47}{60}$



Prop. 271 $\frac{5 \times 9}{80}$



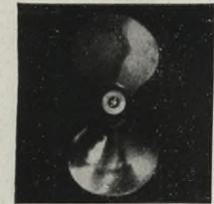
Prop. 285 $\frac{5 \times 19}{80}$



Prop. 273 $\frac{5 \times 28}{80}$



Prop. 290 $\frac{5 \times 37}{80}$



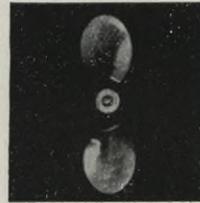
Prop. 725 $\frac{5 \times 47}{80}$



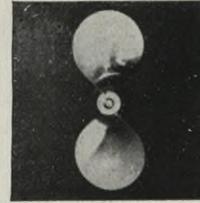
Prop. 184 $\frac{5 \times 9}{100}$



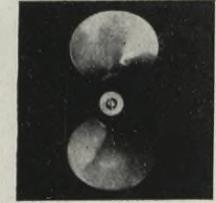
Prop. 286 $\frac{5 \times 19}{100}$



Prop. 185 $\frac{5 \times 28}{100}$



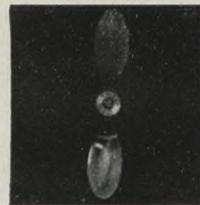
Prop. 291 $\frac{5 \times 37}{100}$



Prop. 186 $\frac{5 \times 47}{100}$



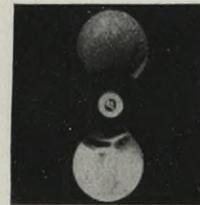
Prop. 272 $\frac{5 \times 9}{120}$



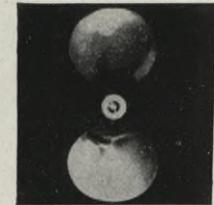
Prop. 287 $\frac{5 \times 19}{120}$



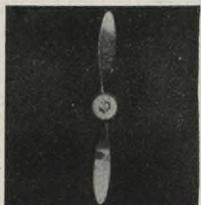
Prop. 274 $\frac{5 \times 28}{120}$



Prop. 292 $\frac{5 \times 37}{120}$



Prop. 276 $\frac{5 \times 47}{120}$



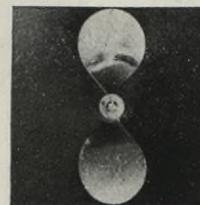
Prop. 187 $\frac{5 \times 9}{150}$



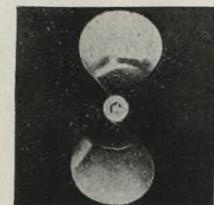
Prop. 288 $\frac{5 \times 19}{150}$



Prop. 188 $\frac{5 \times 28}{150}$



Prop. 293 $\frac{5 \times 37}{150}$



Prop. 189 $\frac{5 \times 47}{150}$

Abb. 91

sich infolge der anderen Flügelzahl bei denselben die Flächenverhältnisse von ca. 19, 37, 56 und 75 %/o. Für die fünfte Unterserie B₅ (s. Abb. 91) wurden durchweg zweiflügelige Propeller von sonst gleichen Konstruktionsverhältnissen wie bei Serie B₂ gewählt. Bei der nächsten Unterserie B₆ soll in weiterem Verfolg dieses Systems der Einfluß des Nabendurchmessers, bei den übrigen der der Neigung der Erzeugenden zur Propellerachse, der Flügelquerschnitte und Blattformen sowie der von variablen Steigungen usw. untersucht werden.

L. Beziehungen bei maximal erreichbaren Wirkungsgraden.

In den Diagrammen Abb. 86 ist bereits durch die eingetragenen Kurvenzüge für die maximal erreichbaren Wirkungsgrade $\eta_{p \max}$ das Verfahren angedeutet, um bei einer Gruppe systematisch voneinander abgeleiteten Propellern (in jenem Falle solchen mit durchweg 30 %/o A_p/A-Verhältnissen) bei einem bestimmten vorliegenden Tourenmoment-

$$\text{grad } C_{nm} = n \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}, \text{ d. h. gegebener Maschinen-}$$

leistung, gegebenen Touren und gegebener Fahrtgeschwindigkeit bequem den zweckmäßigsten Propellerdurchmesser und das zugehörige günstigste Steigungsverhältnis festlegen zu können. Ähnliche Auswertungen sind auf Grund der Versuchsdiagramme Abb. 28 u. 31 (S. 30 u. 33) zunächst für

$$\text{gleiche Durchmesserbelastungsgrade } C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$$

d. h. gegebenen Propellerschub bei gegebenem (beschränktem) Durchmesser und gegebener Fahrtgeschwindigkeit für die Gruppen mit 30 %/o und 60 %/o A_p/A-Verhältnissen in den Abb. 92 und 93 zur Darstellung gebracht worden, zu dem Zweck, für diesen Fall die günstigsten Tourenzahlen und die zugehörigen besten Steigungsverhältnisse zu bestimmen. In den betreffenden Kurven ist dabei außer einer Interpolation zwischen den untersuchten Steigungsverhältnissen von H/D = 0,6 — 1,2 über diese hinaus noch eine Extrapolation bis zu H/D = 0,5 und 1,5 vorgenommen worden, um auch noch für diese wenigstens wahrscheinliche Werte zu erlangen.

Wie aus dem Verlauf der Kurven für die Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_e}$ der Diagramme beider Gruppen

zu ersehen, nehmen jene fast in dem ganzen untersuchten Bereich annähernd linear mit den Durchmesserbelastungsgraden $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ zu, so daß

die Beziehungsgleichung aufgestellt werden kann:

$$\frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = C \cdot \frac{nD}{V_e} \text{ oder } \frac{\sqrt{S}}{D} C = nD,$$

wobei C eine der betreffenden Propellergruppe eigentümliche Konstante bedeutet. Diese Gleichung

besagt entsprechend ihrer Ableitung, daß für gegebenen Schub S und gegebenen Propellerdurchmesser D zur Erreichung des unter diesen Verhältnissen bestmöglichen Propellerwirkungsgrades unabhängig von der Fahrtgeschwindigkeit V_e eine ganz bestimmte Umfangsgeschwindigkeit und ferner bei dem gegebenen Durchmesser eine

$$\text{ganz bestimmte Tourenzahl } n = \frac{\sqrt{S}}{D^2} \cdot C \text{ eingehalten}$$

werden muß. Schließt man sich der wohl berechtigten Barnaby'schen Auffassung an, daß zur Vermeidung von Kavitation bei gleichartigen Propellern, d. h. solchen mit gleichen A_p/A-Verhältnissen wie sie auch die einzelnen Gruppen der Serie A aufwiesen, eine bestimmte spezifische

$$\text{Belastung } \frac{S}{D^2 \frac{\pi}{4}} \text{ in kg pro qm Diskfläche nicht}$$

überschritten werden darf, so kann man, da nach der obigen Beziehungsgleichung

$$\frac{\sqrt{S}}{D} \cdot C = nD \text{ oder } \frac{S}{D^2 \frac{\pi}{4}} \cdot C = (nD)^2$$

bei sonst für den betreffenden Konstruktionsfall zweckmäßig gewählten Propellern die auf der Probefahrt festgestellte Umfangsgeschwindigkeit U = C · nD ein Kriterium für die vorliegende spezifische Be-

$$\text{lastung } \frac{S}{D^2 \frac{\pi}{4}} \text{ liefert, daraus die weitere Schluß-}$$

folgerung ziehen, daß gerade beim Einsetzen von Kavitation auf einer Progressiv-Probefahrt die Umfangsgeschwindigkeit U einen bestimmten im Maximum statthafte Wert überschreiten wird. Der Nachweis für die Richtigkeit dieser Ableitung kann an Hand der Auswertungen von Probefahrtsresultaten erbracht werden.

Will man andererseits ein Einsetzen von Kavitation vermeiden oder einen gewissen zulässigen Grad derselben bei Konstruktionsgeschwindigkeit nicht überschreiten, so muß man den Propellerdurchmesser so groß bemessen, daß derselbe mindestens gleich

$$D = \frac{\sqrt{S}}{nD} \cdot C = \frac{\sqrt{S}}{U} \cdot C \text{ oder bei dem bestimmten}$$

nicht zu überschreitenden Wert von U Durchmesser D = $\frac{\sqrt{S}}{U} \cdot C$ ist, wobei C eine Erfahrungskonstante bedeutet, die an Hand von eingehenden Probefahrtergebnissen gewonnen werden kann. Bei einer bestimmten Fahrtgeschwindigkeit sind die

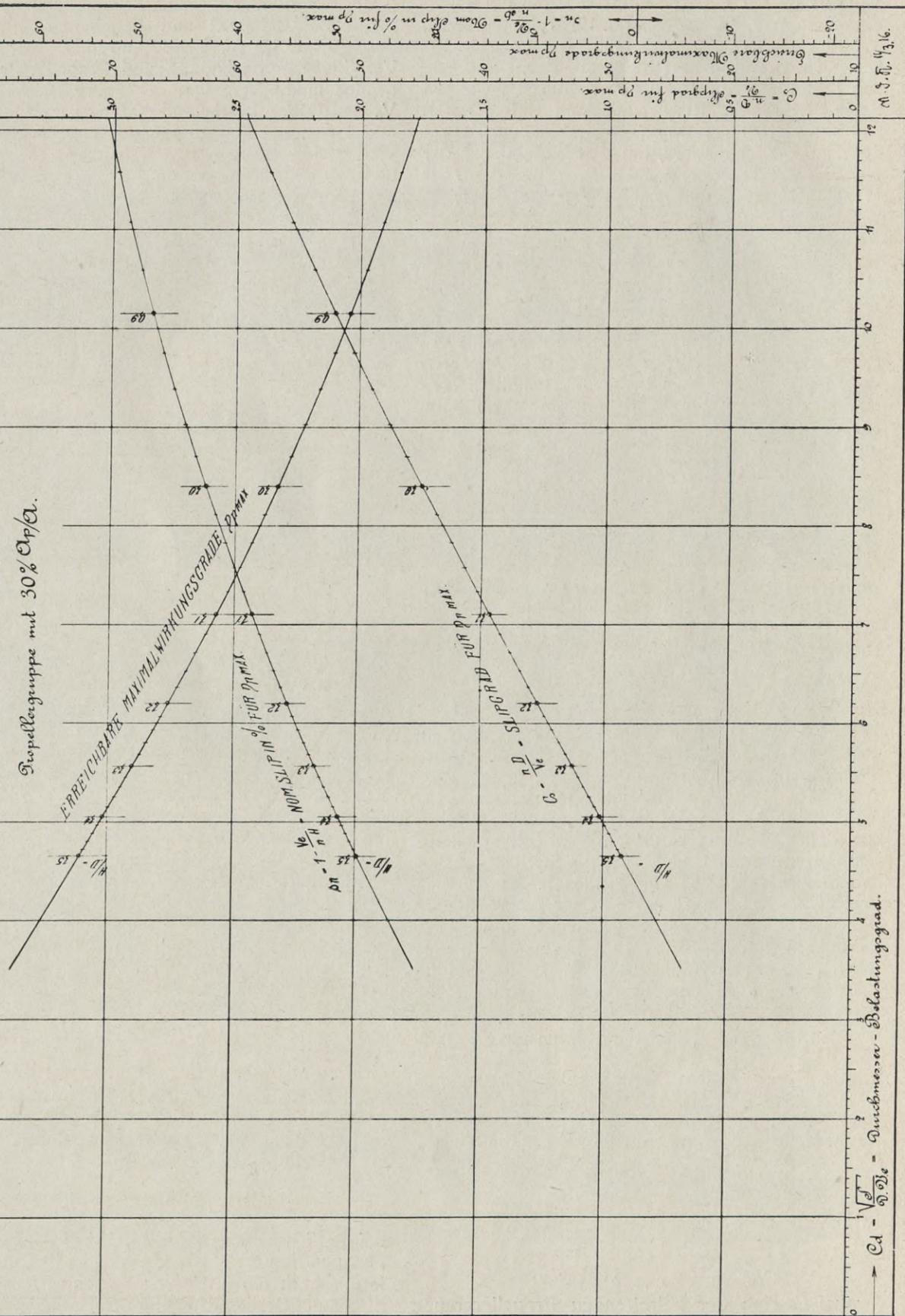
$$\text{Propellerschubpferdestärken } SPS = \frac{S \cdot V_e}{75} \text{ oder}$$

bei Berücksichtigung des Nachstroms eine lineare Funktion von S · V_s (Geschwindigkeit V_s in kn) und ferner auch die effektiven Schlepp-Pferdestärken EPS unter Berücksichtigung des Propellersogs eine solche von S · V_s, mithin ergibt sich in weiterem

2. Dez. 16/1755

Systematische Propellerversuche.

Verwendbare A.
Propellerguppe mit 30% C_p/a .



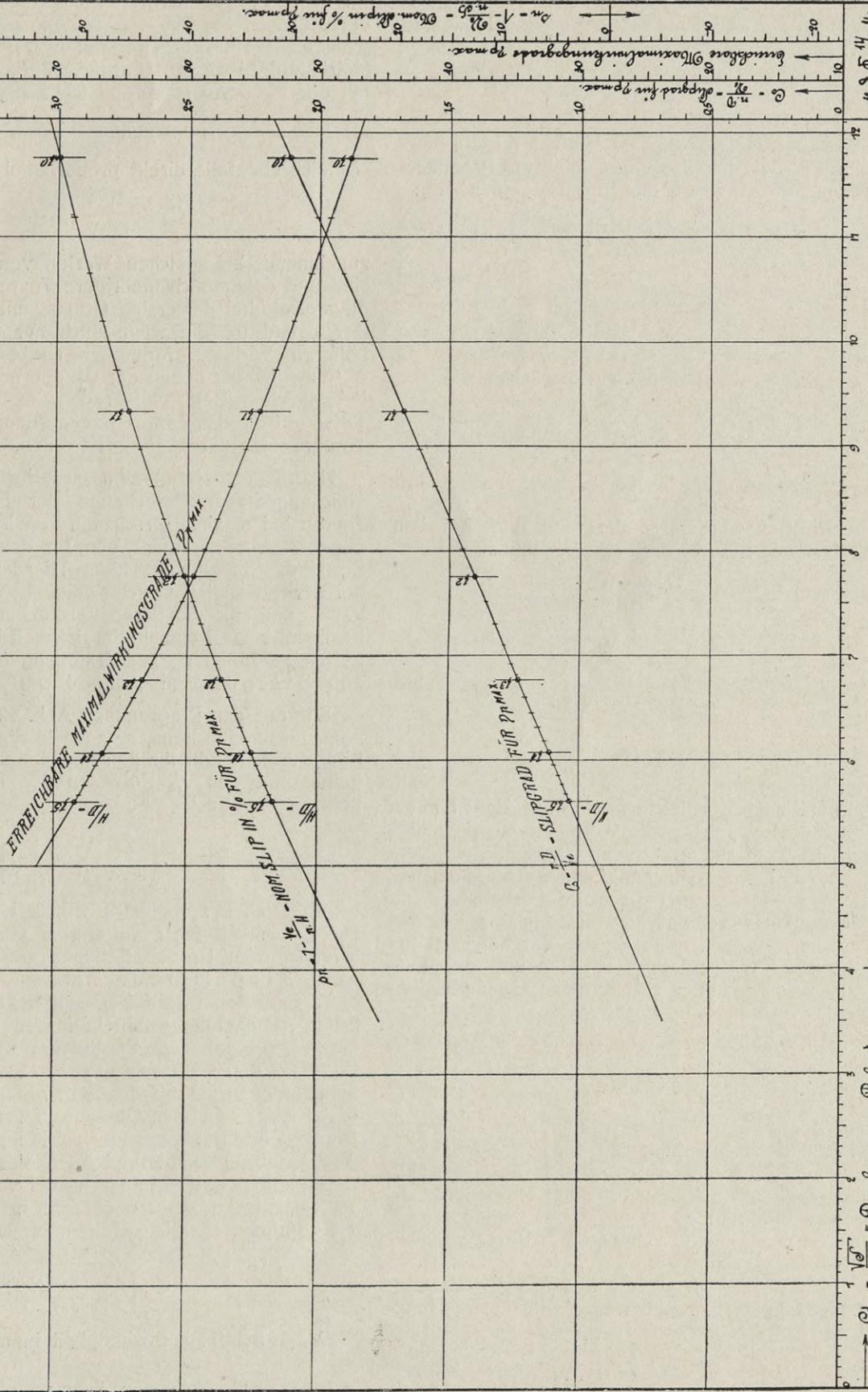
$C_d = \frac{P_d}{\rho V_e^3}$ - Durchmesser - Beladungsgrad.

Abb. 92

Z. 57. 16/1756.

Systematische Propellerversuche.

Berichtsreihe A.
Propellerguppe mit 60% Cpa.



$C_d = \frac{P}{\rho \cdot V_e^3} = \text{Drehmoment} \cdot \text{Belastungsgrad}$

M.S. 11/13, 16.

Abb. 93

Verfolg obiger Ableitungen die Beziehungsgleichung zur Berechnung des zur Vermeidung von Kavitation erforderlichen Propellerdurchmessers zu

$$D = C \cdot \sqrt{\frac{EPS}{V_s}}$$

Nach früherem (S. 115) besteht für die Verhältnisse bei maximal erreichbaren Propellerwirkungsgraden $\eta_{p \max}$ die Beziehungsgleichung:

$$n = C \cdot \frac{\sqrt{S}}{D^2};$$

hiernach ist:

$$n^2 = C \cdot \frac{S}{D^4} \quad \text{und}$$

$$S \cdot n^2 = C \cdot \frac{S}{D^2} \cdot \frac{S}{D^2};$$

Soll nun außerdem gleichzeitig zur Vermeidung von Kavitation eine bestimmte spezifische Belastung, also auch ein bestimmter Wert von $\frac{S}{D^2}$ nicht

überschritten werden, so darf dies auch bei dem Wert von $S \cdot n^2$ nicht der Fall sein; mithin

$$S \cdot n^2 = C;$$

$$S = \frac{EPS}{V_s};$$

$$\therefore \frac{EPS}{V_s} \cdot n^2 = C;$$

$$n_s = C \cdot \sqrt{\frac{V_s}{EPS}}$$

Diese Beziehungsgleichung besagt, daß für ein Fahrzeug, bei welchem für V_s Knoten Geschwindigkeit EPS effektive Schlepp-Pferdestärken vorliegen, bei der Festsetzung der Höchsttourenzahl des Propellers n_s pro Minute ein bestimmter Wert eingehalten werden muß, wenn der Propeller bei dem im Maximum unter diesen Verhältnissen erreichbaren Wirkungsgrad arbeiten und das Auftreten von Kavitation gleichzeitig dabei vermieden werden soll.

Ist Kavitation nicht zu befürchten, so kann man aus der Beziehungsgleichung $\frac{\sqrt{S}}{D V_e} = \frac{nD}{V_e}$ bei maximal erreichbaren Wirkungsgraden $\eta_{p \max}$ folgende Gleichung zur Bestimmung der zweckmäßigsten Touren bei gegebenen Schlepp-Pferdestärken EPS und gegebenem beschränkten Propellerdurchmesser ableiten:

$$S = \text{Funktion von } \frac{EPS}{V_s}, \quad n = \frac{\sqrt{S}}{D^2} \cdot C;$$

∴ günstigste Propellertourenzahl pro Minute

$$n_s = C \sqrt{\frac{EPS}{D^4 \cdot V_s}},$$

wobei C eine Konstante bedeutet, die nur für ein

und dieselbe Propellergruppe mit konstanten A_p/A -Verhältnissen aber in diesem Falle auch bei verschiedenen H/D-Verhältnissen wirklich ungefähr gleich groß bleibt, was daraus zu ersehen ist, daß bei der zweiten Gruppe mit 60% A_p/A (Abb. 93)

die Werte der sogenannten Slipgrade $C_s = \frac{nD}{V_e}$,

obgleich ebenfalls direkt proportional mit

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$$

zunehmend, bei gleichen Werten von C_d kleiner sind und daher auch niedrigere Tourenzahlen bedingen, als bei der ersten Gruppe mit 30% A_p/A . Der Grund für die wenn auch nur unwesentlich höheren Wirkungsgrade der Gruppe mit 60% A_p/A gegenüber denen der Gruppe mit 30% A_p/A bei gleichen Belastungsgraden kann möglicherweise auf die den ersteren zugeordneten kleineren Tourenzahlen zurückgeführt werden.

Nachdem so in obigem einfache Beziehungsgleichungen zur Berechnung der erforderlichen Touren bei maximal erreichbaren Wirkungsgraden gegeben worden sind, wenn für das betreffende Schiff die effektiven Schlepp-Pferdestärken EPS bei der verlangten Geschwindigkeit V_s in kn bekannt und für den Propellerdurchmesser D ein bestimmter Wert einzuhalten ist, soll in folgendem auch eine Ableitung zur Ermittlung der zugehörigen Steigungen gemacht werden.

Wie aus den Diagrammen Abb. 92 und 93 entnommen werden kann, nehmen in einem größeren Bereich die Werte für den nominellen Slip s_n ungefähr mit den $2/3$ Potenzen der Durchmesserbelastungsgrade C_d zu:

$$s_n = C \cdot C_d^{2/3} = C \cdot \left(\frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} \right)^{2/3} = C \cdot \sqrt[3]{\frac{S}{D^2 V_e^2}},$$

so daß sich der nominelle Slip bei Kenntnis des zur Erreichung einer verlangten Geschwindigkeit erforderlichen Propellerschubes und gegebenem Propellerdurchmesser rechnerisch auf Grund von Erfahrungskoeffizienten mit ziemlicher Annäherung ermitteln lassen müßte. Setzt man voraus, daß diese Verhältnisse trotz der Beeinflussung durch Nachstrom und Sog bei einem hinter dem Schiff arbeitenden Propeller auch noch bis zu einer gewissen Grenze auf den scheinbaren Slip s_s übertragbar sind, so könnte man nach Bestimmung desselben durch eine Formel von gleichem Aufbau unter Einführung der vorher ermittelten günstigsten Tourenzahl die in diesem Falle erforderliche Steigung folgendermaßen ableiten:

$$s_s = \frac{nH - V_m}{nH} = C \cdot \sqrt[3]{\frac{S}{D^2 V_e^2}} = C \cdot \sqrt[3]{\frac{EPS}{D^2 V_s^3}};$$

V_m = Schiffsgeschwindigkeit in m/sec.;

$$\frac{V_m}{nH} = 1 - s_s;$$

$$H = \frac{V_m}{n(1-s_s)};$$

$$V_m = V_s \cdot 0,5144;$$

V_s = Schiffsgeschwindigkeit in kn;

$$n = \frac{n_s}{60};$$

n_s = Propellertouren pro Minute

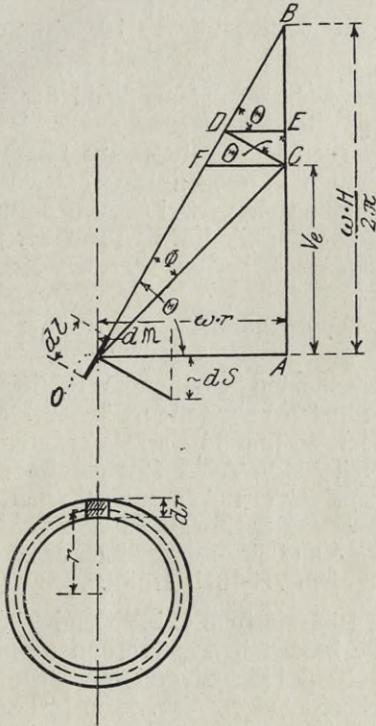


Abb. 94

folglich zweckmäßigste Steigung bei gegebenem (beschränktem) Propellerdurchmesser D und dem vorher ermittelten Slip s_s :

$$H = \frac{30,864}{(1-s_s)} \cdot \frac{V_s}{n_s}$$

Von einer zu weit gehenden Anwendung der soeben abgeleiteten Formeln zur Propellerberechnung muß jedoch im allgemeinen abgeraten werden, da dieselben immer nur für einen gewissen beschränkten Bereich Anspruch auf genügende Genauigkeit machen können, selbst wenn man von ihnen nur bei ein und derselben Propellergruppe mit gleichen A_p/A -Verhältnissen Gebrauch machen würde. Empfehlenswert dürfte es sein, alle Auswertungen für einen bestimmten vorliegenden Konstruktionsfall allein an Hand der Kurven vorzunehmen.

Der Vollständigkeit der obigen Ausführungen wegen mag aber nur noch auf die Abhängigkeit der maximal erreichbaren Wirkungsgrade $\eta_{p \max}$ von den Durchmesserbelastungsgraden

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$$

hingewiesen werden, welche sich, nach den Ergebnissen beider Gruppen von 30% und 60% A_p/A (Abb. 92 u. 93) zu schließen, fast über den ganzen untersuchten Bereich hinaus ziemlich genau in die Formel kleiden läßt:

$$\eta = C \cdot \frac{1}{\sqrt{C_d}} = C \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{\sqrt{S}}{D V_e}}} = C \cdot \sqrt[3]{\frac{D^2 V_e^2}{S}};$$

oder nach Einführung der Schiffsgeschwindigkeit V_s in kn und der effektiven Schlepp-Pferdestärken EPS

$$\eta_{p \max} = C \cdot \sqrt[4]{\frac{D^2 V_s^3}{EPS}}; C = \text{Konstante.}$$

Da ferner nach früherem bei den maximal erreichbaren Wirkungsgraden $\eta_{p \max}$ die Beziehungsgleichung besteht

$$\frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = C_d = C \cdot \frac{n D}{V_e} \text{ und nach obigem}$$

$$\eta = C \cdot \frac{1}{\sqrt{C_d}} \text{ ist, so ergibt sich auch}$$

$$\eta = C \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{n D}{V_e}}} \text{ oder nach}$$

Einführung der Schiffsgeschwindigkeit V_s in kn und der Tourenzahl n_s pro Minute

$$\eta_{p \max} = C \cdot \sqrt{\frac{V_s}{n_s \cdot D}}$$

Es ist vielfach (besonders im Luftpropellerbau) üblich, als Kriterium für den Wirkungsgrad der Schrauben und als Grundlage für die Konstruktion nicht den Slip, sondern den sogenannten Slipwinkel d. h. den Anstellwinkel des Flügelblattes zur Einstromrichtung des bewegten Mediums in Betracht zu ziehen. Wie in folgendem auf Grund der Versuchsergebnisse Abb. 92 und 93 nachgewiesen werden soll, dürfte dies einer gewissen Berechtigung nicht entbehren.

Betrachtet man ein Flügelement (Abb. 94) im Abstände r von der Propellerachse von der Länge l und der Breite dr , welches mit der Winkelgeschwindigkeit ω rotiert und in axialer Richtung pro Sekunde einen Fortschritt $V_e = AC$ macht, so ist seine Geschwindigkeit in peripheraler Richtung $\omega \cdot r = AO$ und seine relative in bezug auf das Wasser

$$OC = \sqrt{V_e^2 + \omega^2 \cdot r^2}$$

gleich der Eintrittsgeschwindigkeit des Wassers in das Flügelement. Die Steigung des Schraubenelementes sei H , der Steigungswinkel $AOB = \theta$, so ist

$$\text{tg } \theta = \frac{H}{2 r \pi} = \frac{AB}{AO}$$

Die Strecke AB stellt den ideellen Fortschritt pro Sekunde des sliplosen Elementes von der Steigung H dar und ist gleich

$$\frac{\omega \cdot H}{2\pi},$$

so daß $BC = \frac{AB-AC}{AB}$ gleich dem Slip, und Winkel

$BOC = \varphi$ gleich dem Slipwinkel ist. Bei der wirklichen Fortschrittsgeschwindigkeit des Flügelementes in axialer Richtung, gleich AB sind Slip und Slipwinkel gleich Null

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{H}{2\pi \cdot r} = \frac{\omega \cdot H}{2\pi} \cdot \frac{1}{\omega \cdot r};$$

$$\text{Nomineller Slip } s_n = \frac{BC}{AB} = \frac{AB-AC}{AB};$$

$$s_n = \frac{\frac{\omega \cdot H}{2\pi} - V_e}{\frac{\omega \cdot H}{2\pi}} = \frac{\omega \cdot H - 2\pi \cdot V_e}{\omega \cdot H} \\ = 1 - V_e \cdot \frac{2\pi}{\omega \cdot H};$$

$$V_e = \frac{\omega \cdot H}{2\pi} \cdot (1 - s_n);$$

$$BC = s_n \cdot \frac{\omega \cdot H}{2\pi};$$

Fällt man von C auf OB das Lot CD so ist:

$$\sin \varphi = \frac{CD}{CO} = \frac{BC \cdot \cos \theta}{\sqrt{OA^2 + AC^2}};$$

$$\sin \varphi = \frac{s_n \cdot \frac{\omega H}{2\pi} \cdot \cos \theta}{\sqrt{\omega^2 r^2 + \frac{\omega^2 H^2}{4\pi^2} (1-s_n)^2}}$$

$$\sin \varphi = \frac{s_n \cdot \frac{\omega H}{2\pi} \cdot \frac{\omega \cdot r}{\sqrt{\omega^2 r^2 + \frac{\omega^2 H^2}{4\pi^2}}}}{\sqrt{\omega^2 r^2 + \frac{\omega^2 H^2}{4\pi^2} (1-s_n)^2}};$$

$$\text{Steigungsverhältnis } H/D = \frac{H}{2r} = k;$$

$$r = \frac{H}{2k};$$

Folglich ergibt sich nach Einsetzung dieses Wertes von r in die obige Gleichung für den Slipwinkel φ :

$$\sin \varphi = s_n \cdot \frac{\frac{\pi}{k}}{\sqrt{1 + \frac{\pi^2}{k^2}} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{k^2} + (1-s_n)^2}};$$

Hieraus geht hervor, daß der Slipwinkel φ nicht nur eine Funktion vom nominellen Slip s_n , sondern auch gleichzeitig eine solche vom Steigungsver-

hältnis des Propellers $k = \frac{H}{D}$ ist, wie dies in den

Diagrammen Abb. 95 entsprechend der oben abgeleiteten Beziehungsgleichung zur Darstellung gebracht worden ist (Taylor Atlas Fig. 170). Ermittelt man nun in diesen Diagrammen Abb. 95 diejenigen Slipwinkel, bei welchen nach den Abb. 92 und 93 die sämtlichen Propeller jeder der beiden Gruppen bei den verschiedenen Durch-

messerbelastungsgraden $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ (bei den jedes-

möglichen günstigsten Steigungsverhältnissen und den zugeordneten nominellen Slips s_n) gearbeitet haben müssen, so findet man, daß sich für die erste derselben mit 30% A_p/A fast durchweg ein annähernd konstanter und nur wenig mit der Belastung zunehmender Slipwinkel oder Anstellwinkel von $6\frac{1}{2}^\circ - 7\frac{1}{2}^\circ$ und für die zweite mit 60% A_p/A ein solcher von etwa $7\frac{1}{2}^\circ - 8\frac{1}{2}^\circ$ ergibt.

In den Diagrammen Abb. 96 und 97 ist ebenfalls für die beiden Propellergruppen mit $A_p/A = 30\%$ und 60% Flächenverhältnissen auf Grund der Versuchsergebnisse Abb. 33 u. 36 (S. 38 u. 41) eine weitere Auswertung der Resultate durchgeführt, um für einen bestimmten vorliegenden

Tourenbelastungsgrad $C_n = \frac{n}{V_e^2} \sqrt{S}$, d. h. einen

zur Erreichung einer verlangten Schiffsgeschwindigkeit erforderlichen Propellerschub S mit bestimmten Touren n leicht denjenigen Propellerdurchmesser und das diesem zugeordnete Steigungsverhältnis ermitteln zu können, welche überhaupt den unter diesen Umständen im Grenzfall bestmöglichen Wirkungsgrad versprechen. Von einer Ableitung von Beziehungsgleichungen, die immer nur für einen beschränkten Bereich Gültigkeit beanspruchen können, ist aus den bereits angeführten Gründen absichtlich Abstand genommen worden. Als zuverlässigen Ersatz dafür sollen dagegen zum Schluß logarithmische Auftragungen dieser Ergebnisse gebracht werden, die es dem Konstrukteur ermöglichen, in einem bestimmten vorliegenden Fall für einen Kompromiß, wie er meistens vor endgültiger Festlegung der Dimensionen des zweckmäßigen Propellers gemacht werden muß, die Funktionen zu ermitteln, nach denen die Änderungen der einzelnen Werte an der betreffenden Stelle in einem beschränkten Bereich vor sich gehen.

Diagramm der Slipwinkel
als Funktion von Slip, Steigungsverhältnis $\frac{H}{D}$
bzw. Durchmesser Verhältnis $\frac{D}{H}$.

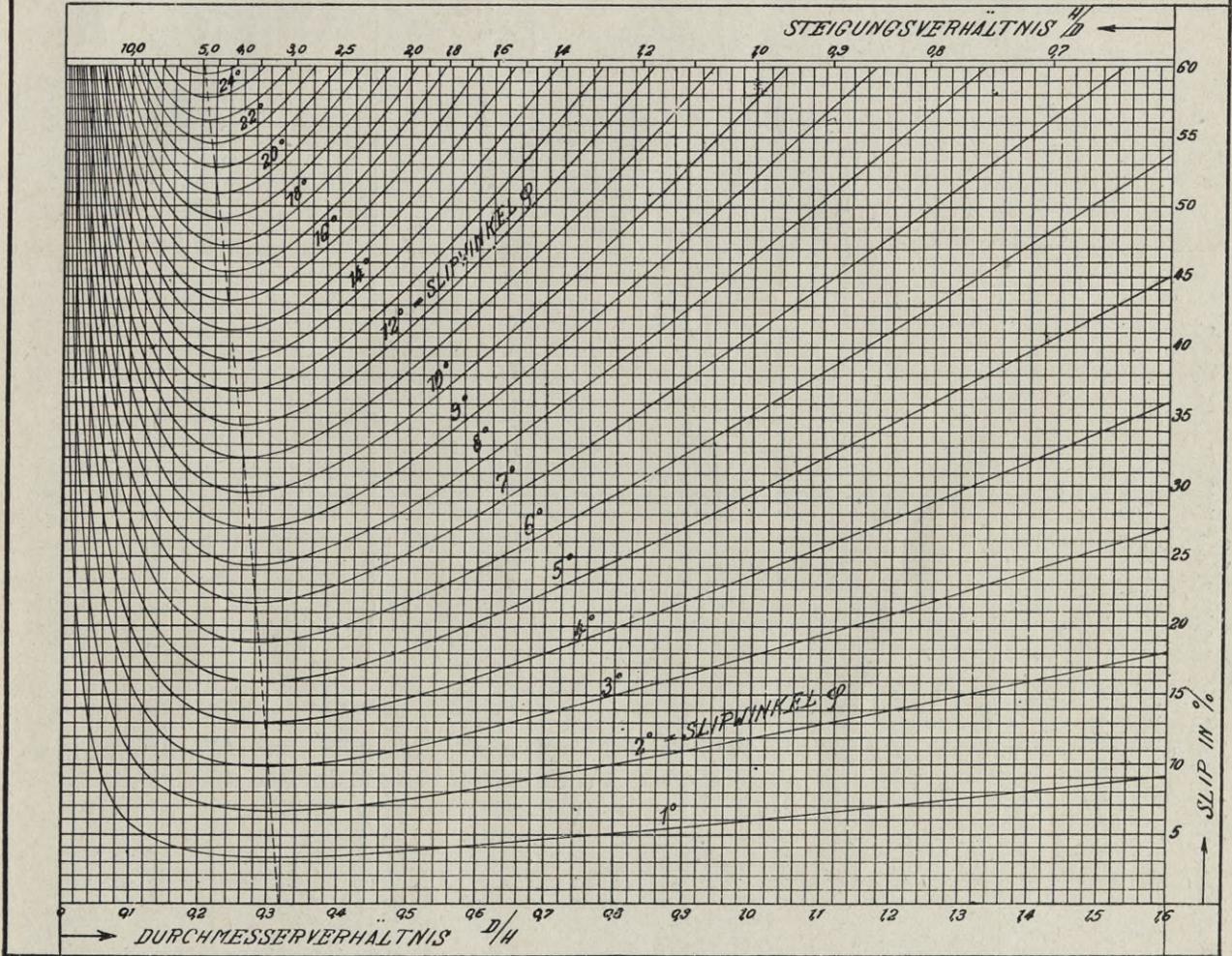


Abb. 95

Die Diagramme Abb. 98 und 99 sind weitere Auswertungen der Ergebnisse Abb. 48 und 51 (S. 60 u. 63) und können zur zweckmäßigsten Propellerdimensionierung bei vorliegenden Tourenmomentengraden

$$C_{n,m} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}$$

verwandt werden, d. h. geeignet für den Fall, daß mit einer Maschine, die ihre volle Leistung bei einer bestimmten Tourenzahl n abgibt und deren Drehmoment demnach festliegt, bei einer verlangten Geschwindigkeit derjenige Propeller ermittelt werden soll, der unter diesen Verhältnissen den erreichbar bestmöglichen Wirkungsgrad verspricht. Der Vollständigkeit wegen sind ebenfalls für die beiden Propellergruppen mit 30% und 60% A/A Verhältnissen in den Abb. 100 u. 101

ähnliche Auswertungen auf Grund der Ergebnisse in Abb. 57 u. 60 (S. 74 u. 77) für vorliegende Durchmesser-

momentgrade $C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}}$ vorgenommen.

Von diesen Diagrammen kann ein zweckmäßiger Gebrauch aber nur für den Fall gemacht werden, daß für einen Motor mit bestimmtem Drehmoment ein Propeller mit gegebenem (beschränktem) Durchmesser gewählt worden ist und diejenige Steigung ermittelt werden soll, mit welcher derselbe bei einer bestimmten Fahrgeschwindigkeit auf die unter diesen Umständen mit bestem Wirkungsgrad erreichbare höchste Tourenzahl zu bringen ist, die Maschine selbst also ein Maximum von Leistung ebenfalls mit bestem Propellerwirkungsgrad abgeben soll. Diese Diagramme können also zum Beispiel unter anderem verwandt werden,

Systematische Propellerversuche.

Versuchsreihe A.

Propellerguppe mit 30% σ_p/a .

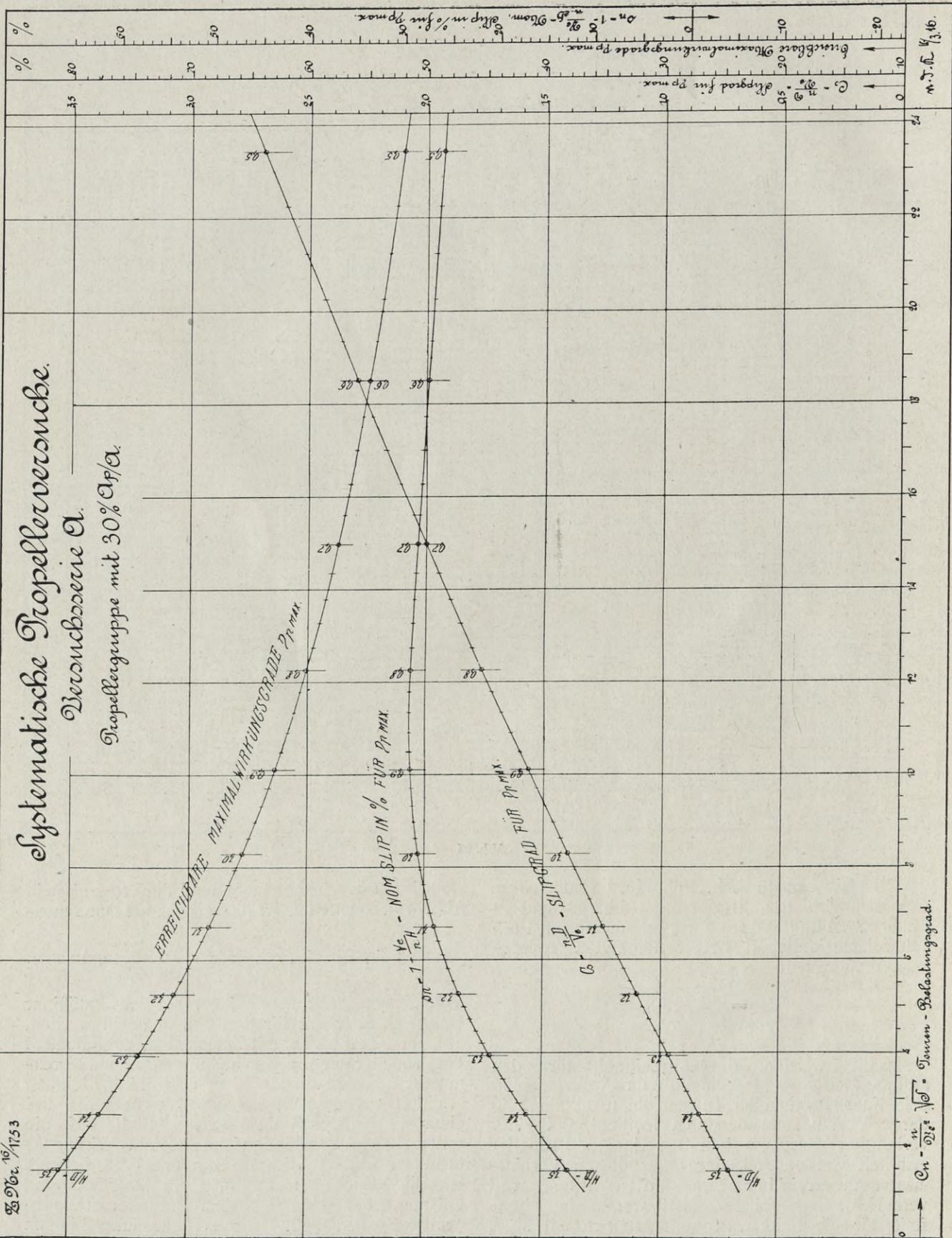
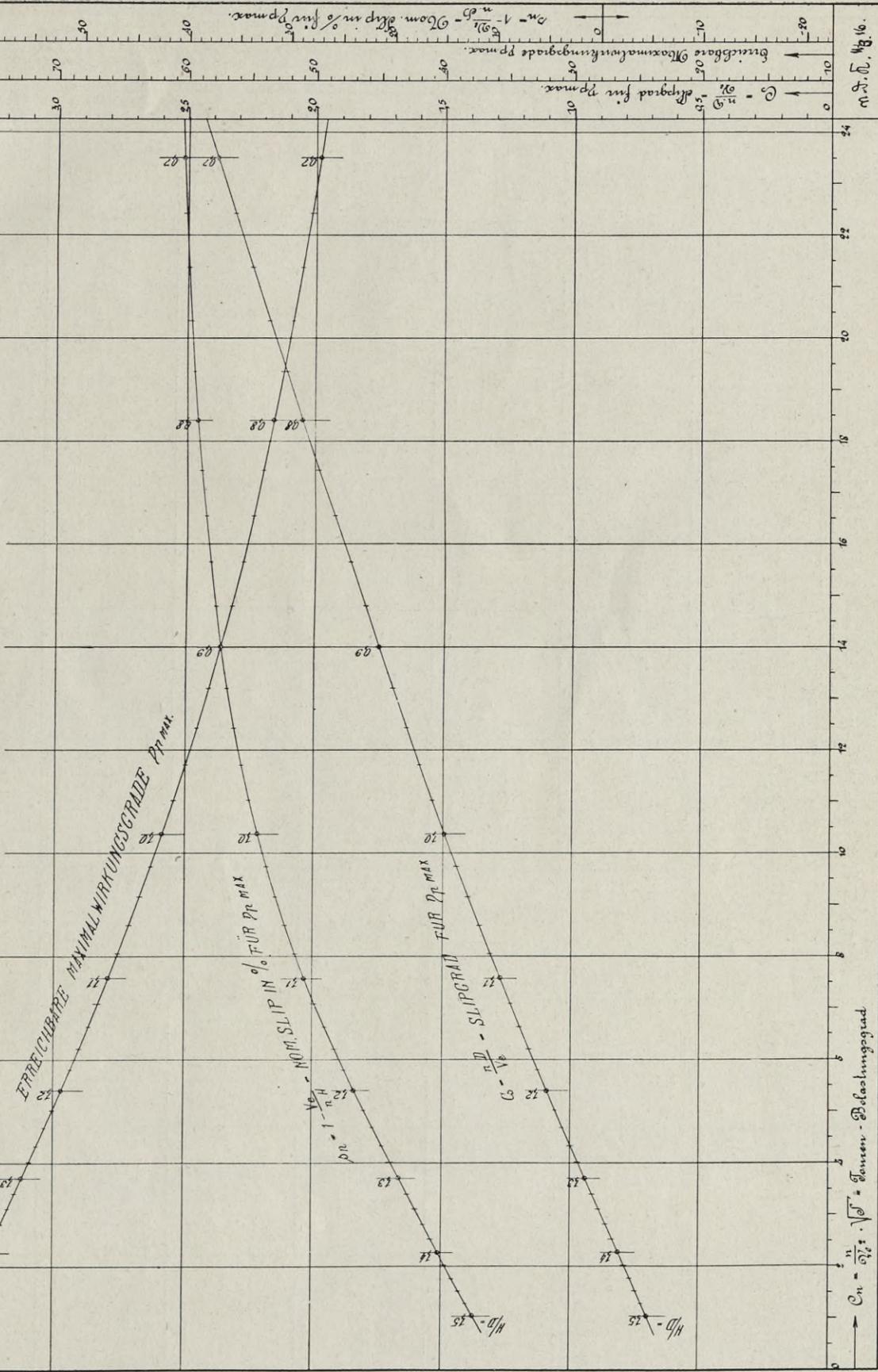


Abb. 96

26. Dec. 16/1754

Systematische Tropellenversuche. Versuchsgruppe A.

Tropelleguppe mit 60% Ag/a.



$C_2 = \frac{n^2}{g \cdot D^5} \cdot 10^6 = \text{Froude-Dehnungsgrad}$

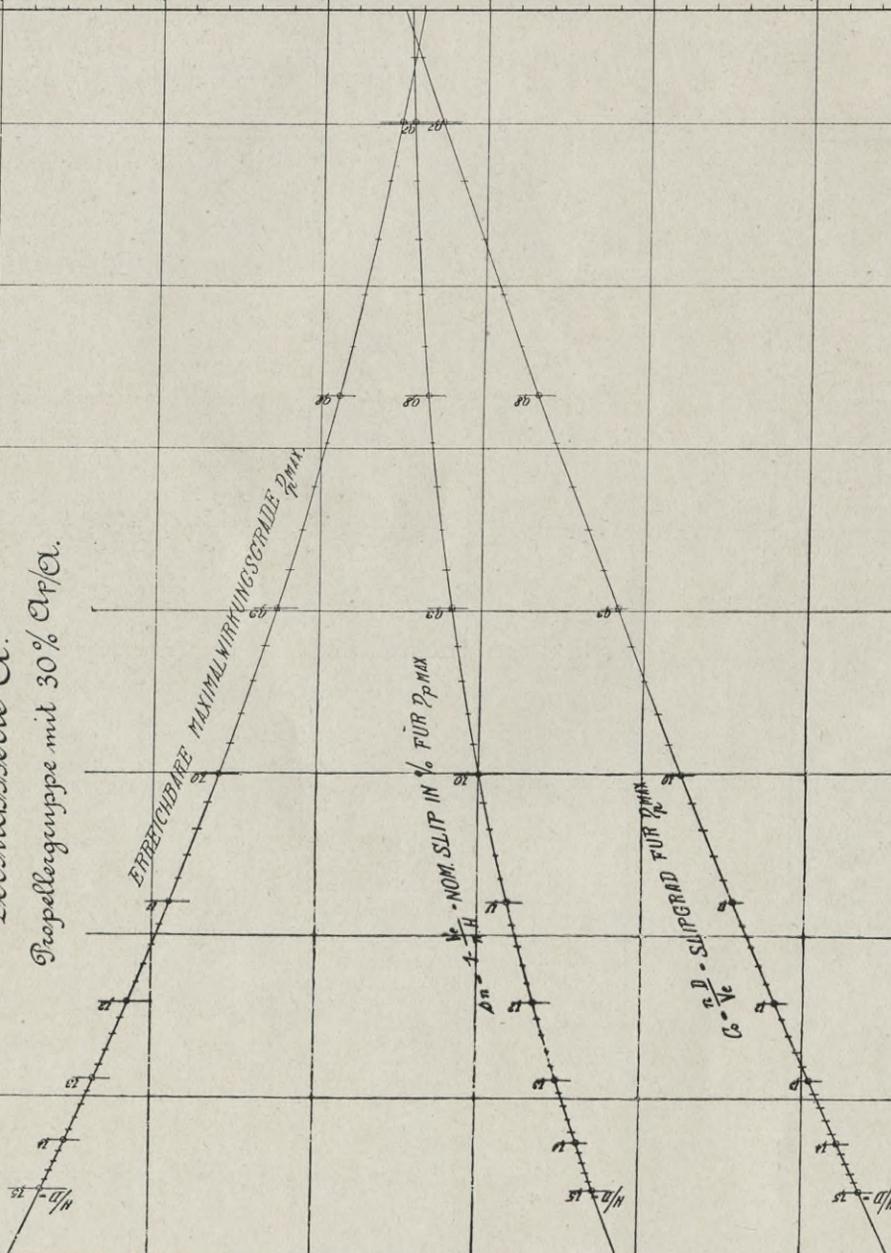
Abb. 97

55. 96. 19/1757

Systematische Propellerversuche.

Versuchsreihe A.

Propellergruppe mit 30% Ar/A.



ERREICHBARE MAXIMALWIRKUNGSGRADE P_{max}

NOM. SLIP IN % FÜR P_{max}

SLIPGRAD FÜR P_{max}

$C_{nm} = n \cdot \sqrt{\frac{D^5}{\rho \cdot V^2}} = \text{Torque-Moment-Grad.}$

$\eta = \frac{P}{\rho \cdot V^3} \cdot \frac{1}{C_{np}}$
 Slipgrad für P_{max}
 Erreichbare Maximalwirkungsgrade η_{max}
 $C_{np} = \frac{1}{\rho \cdot V^3} \cdot \frac{P_{max}}{D^5}$
 $\eta_{max} = \frac{1}{\rho \cdot V^3} \cdot \frac{P_{max}}{D^5}$
 Erreichbare Maximalwirkungsgrade η_{max}

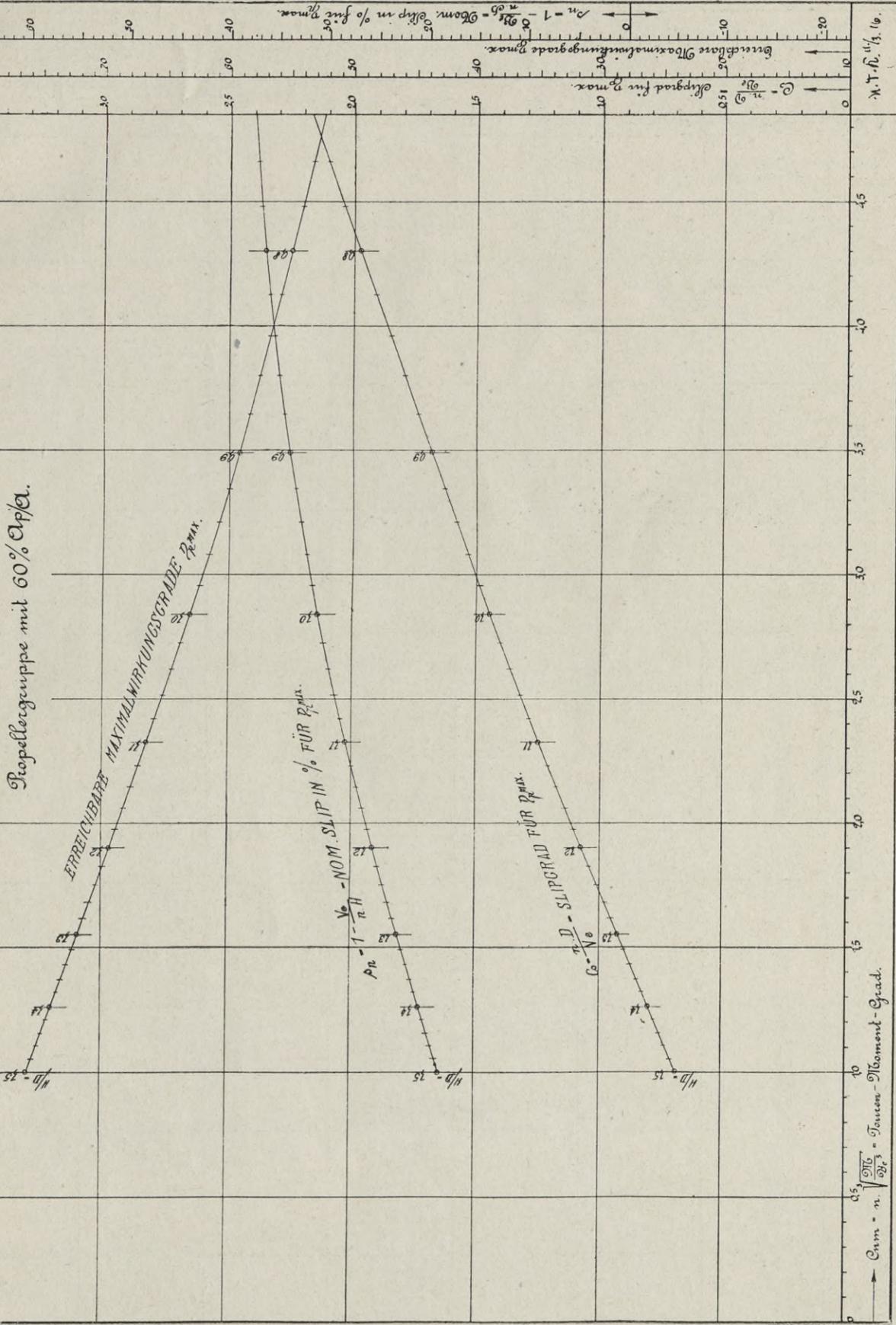
Abb. 96

2. Dec. 191758

Systematische Propeller-Veruche.

Veruchsreihe A.

Propellergruppe mit 60% Apta.



$C_{mom} = n \sqrt{\frac{D^5}{\rho g}} = \text{Torque-Moment-Grad.}$

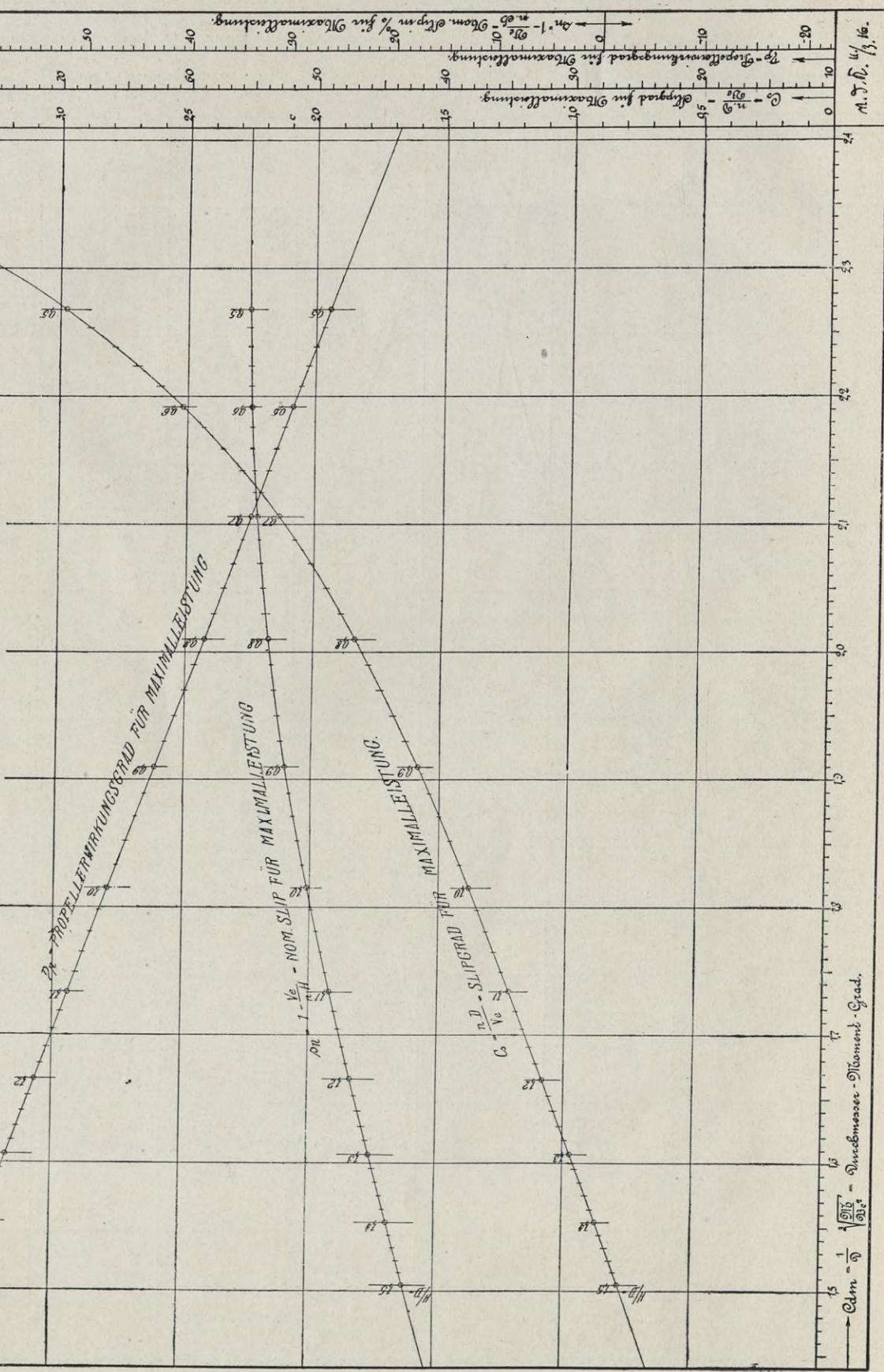
Abb. 99

26. 016. 16 / 1759

Systematische Tropellerversuche.

Versuchsreihe A.

Tropellerguppe mit 30% Öl/a.



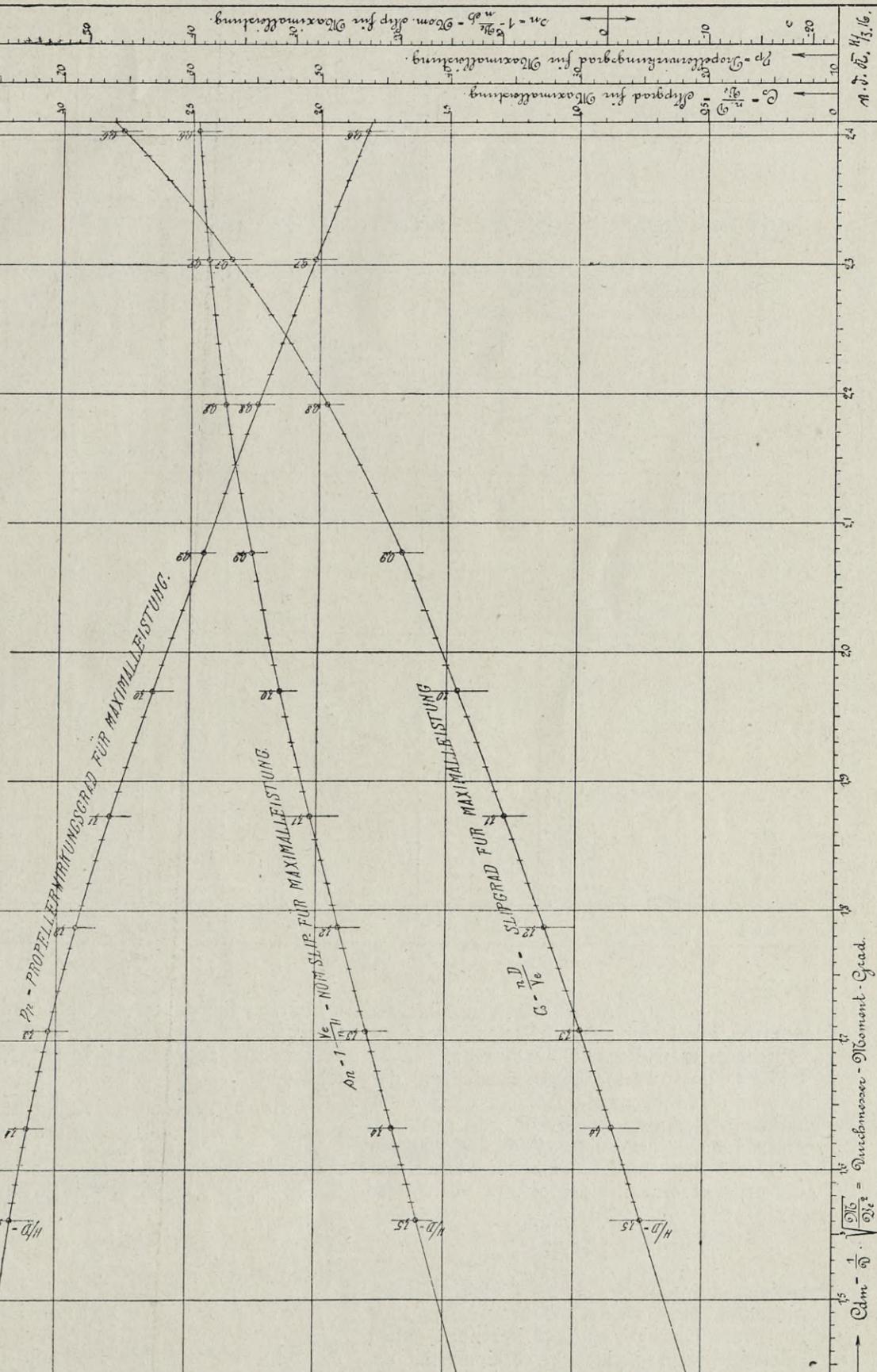
Edm = $\frac{1}{10} \sqrt{\frac{10^7}{100^2}}$ = Durchmesser - Moment - Grad

M. J. D. 4/16.

Abb. 100

Z. 16/1760

Systematische Propellerversuche. Versuchsreihe A. Propellergruppe mit 60% σ_p/a .



\rightarrow $\text{Cdm} = \frac{1}{\sigma} \cdot \sqrt{\frac{P_s}{\rho V_s^3}}$ = Durchmesser - Moment Grad.
 M. S. W. 1/15.16.

Abb. 101

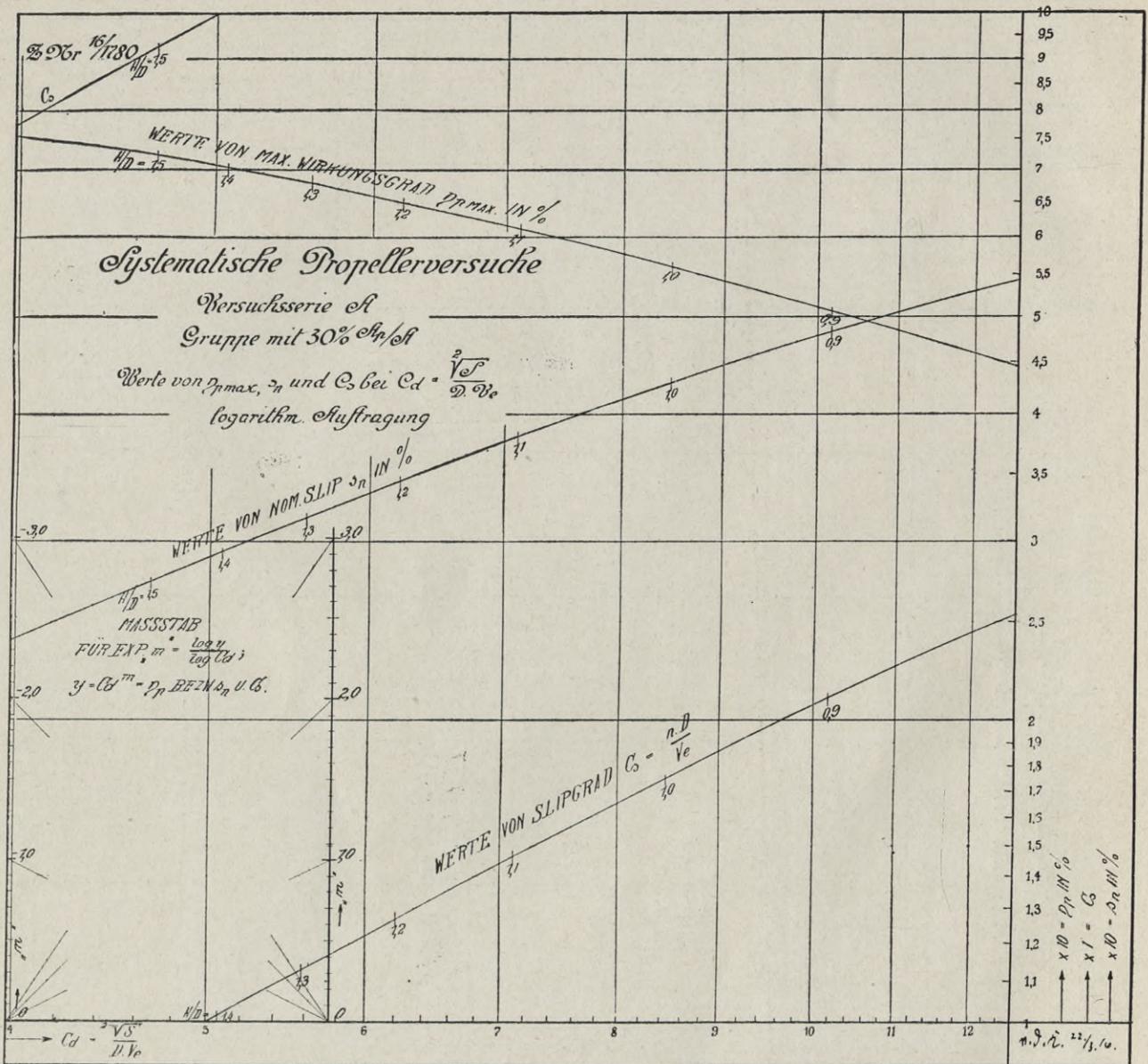


Abb. 102

wenn es sich darum handelt, für einen Motorschlepper, der mit einem Propeller von gegebenem Durchmesser und verstellbaren Flügeln ausgerüstet ist, die zweckmäßigste Anstellung der letzteren auf eine bestimmte Steigung bei einer verlangten Schleppgeschwindigkeit zu ermitteln. Sie geben gleichzeitig darüber Aufschluß, daß es bei kleinen Schleppgeschwindigkeiten, denen die hohen Durchmessermomentengrade

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}}$$

entsprechen, erforderlich ist, zur Erreichung des beabsichtigten Zwecks einer möglichst hohen Entwicklung von Maschinenleistung bei noch gutem Propellerwirkungsgrad, kleinere Steigungen, bei höheren Schleppgeschwindigkeiten, denen die

kleineren Werte von C_{dm} zugeordnet sind, und schließlich bei Freifahrt ohne Belastung durch den Trossenzug, dagegen größere Steigungen anzustellen.

In den Diagrammen Abb. 102 bis 111 sind schließlich noch logarithmische Darstellungen der soeben erörterten Ergebnisse der beiden Propellergruppen mit 30% und 60% A_p/A für die Verhältnisse bei maximal erreichbaren Wirkungsgraden $\eta_{p,max}$ ausgeführt und zwar in Abb. 102 und 103 als Funktion der Durchmesserbelastungsgrade

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$$

Abb. 104 und 105 als Funktion der Tourenbelastungsgrade

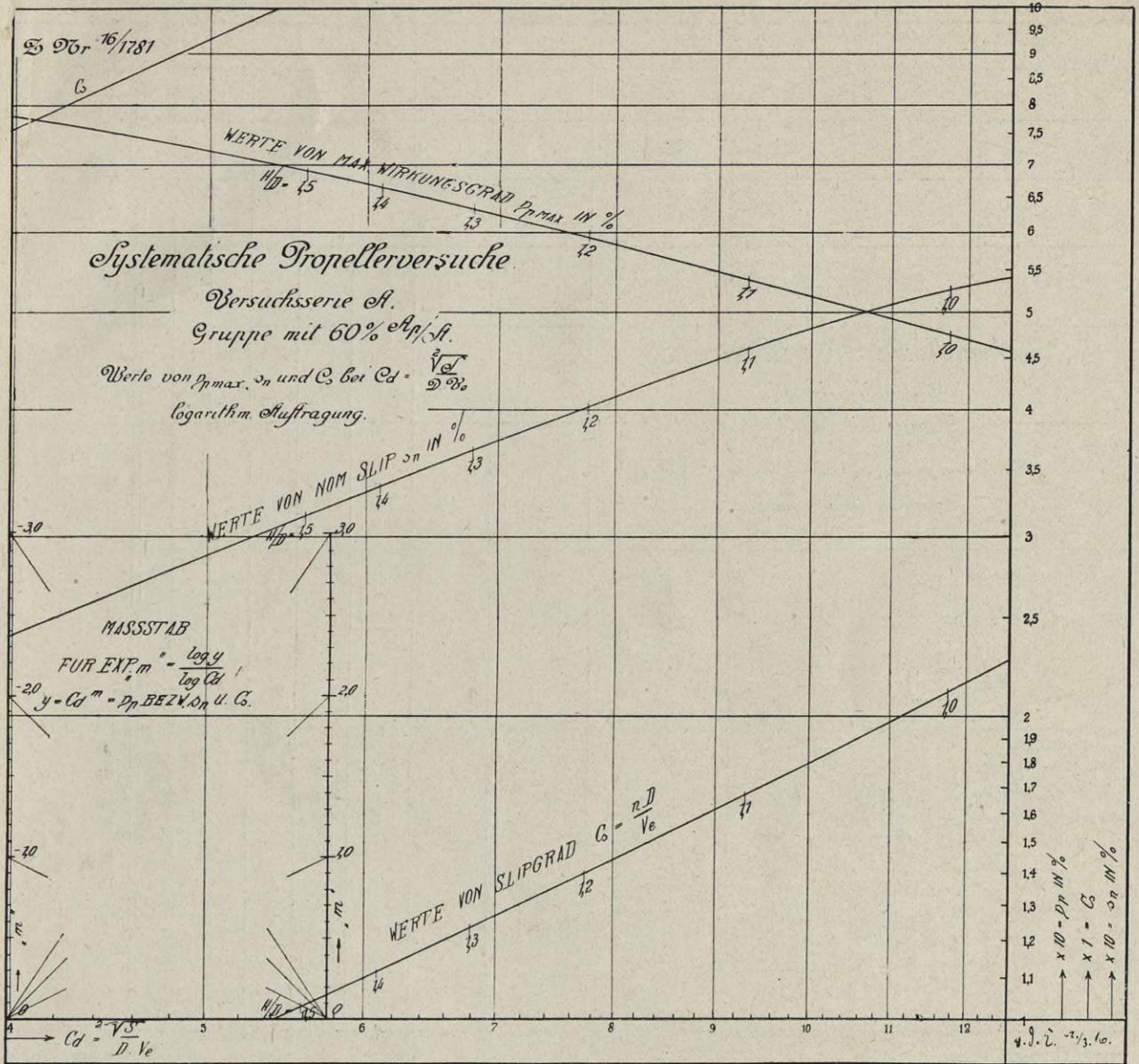


Abb. 103

$$C_n = \frac{\sqrt{S} \cdot n}{V_e^2}$$

Abb. 106 und 107 als Funktion der Tourenmomentgrade

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}$$

und Abb. 108 und 109 als Funktion der Durchmessermomentgrade

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}}$$

Wie bereits erwähnt, liefert diese logarithmische Auftragungsweise ein einfaches Mittel, um in den Tangenten der Steigungswinkel der betreffenden Kurven bei dem vorliegenden Be-

lastungsgrad die Potenzen graphisch festzustellen, mit denen die Versuchsergebnisse an einer bestimmten Stelle für einen gewissen (beschränkten) Bereich als Funktion der Belastungsgrade variieren. In dieser Weise waren bereits früher (S. 118 u. 119) folgende Beziehungsgleichungen abgeleitet, um für einen bestimmten Durchmesserbelastungsgrad C_d d. h. gegebenem (beschränktem) Durchmesser bei bekannten Schlep-pferdestärken EPS leicht die zweckmäßigste Tourenzahl n_s , den zugehörigen Slip s_s und aus beiden die Steigung ermitteln zu können.

$$1) \quad n_s = C \sqrt{\frac{EPS}{D^4 \cdot V_s}}$$

$$2) \quad s_s = C \cdot \sqrt[3]{\frac{EPS}{D^2 \cdot V_s^3}}$$

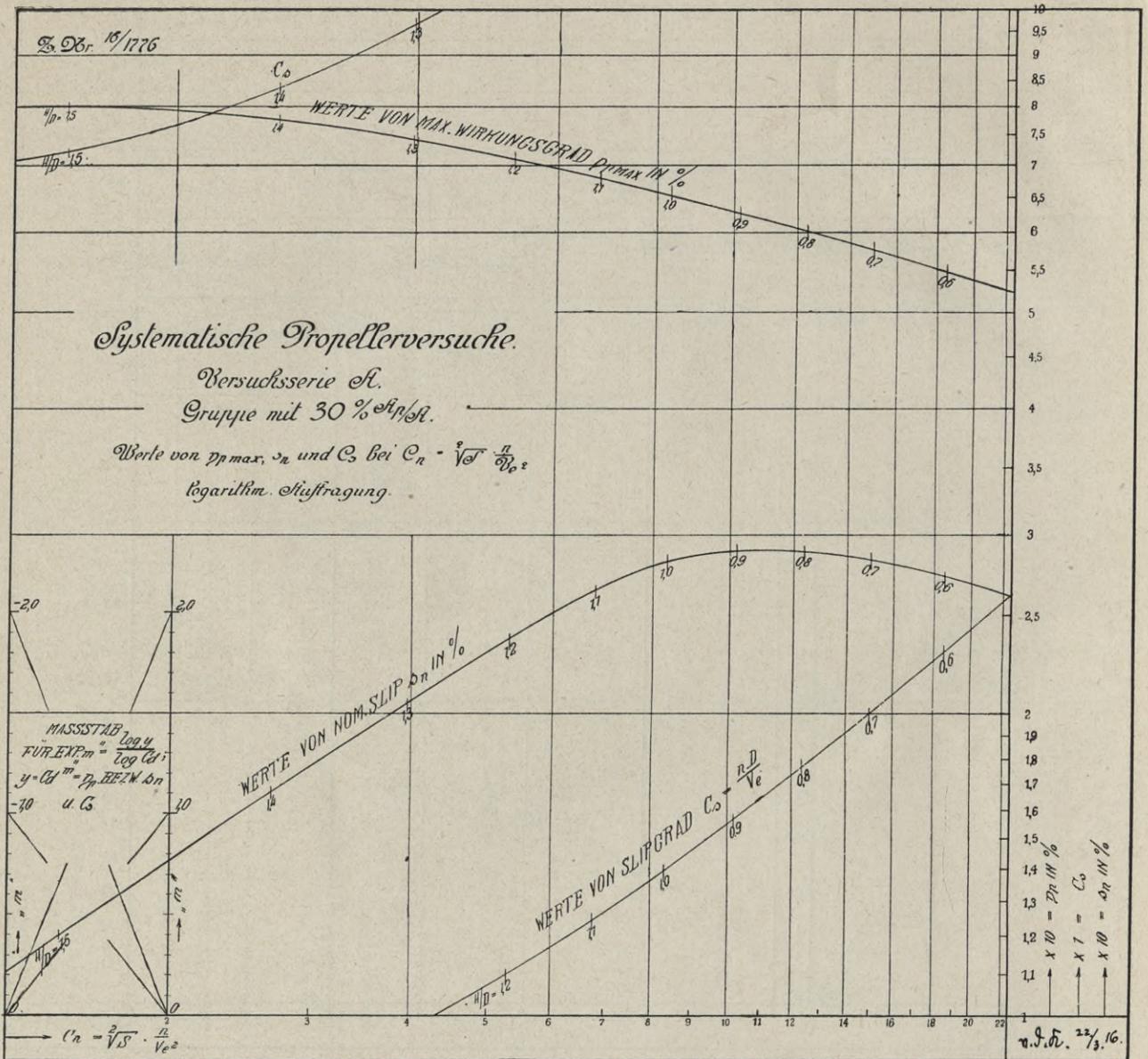


Abb. 104

$$3) \eta_{p \max} = C \cdot \sqrt[4]{\frac{D \cdot V_s^3}{EPS}} \text{ oder}$$

$$\eta_{p \max} = C \cdot \sqrt{\frac{V_s}{n_s \cdot D}}$$

Die Gültigkeit dieser Formeln erstreckte sich bis auf die ad 2 für den Slip s_s ausnahmsweise auf einen größeren Bereich von Belastungsgraden C_d , da die Potenzen mit denen die C_s und $\eta_{p \max}$ -Werte als Funktion von C_d zu- bzw. abnehmen, annähernd konstant bleiben, wie aus der logarithmischen Auftragung dieser Werte Abb. 102 und 103 ersehen werden kann.

Liegt dagegen die Aufgabe vor, bei bekannten Schlepp-Pferdestärken EPS für gegebene Touren

die zweckmäßigsten Durchmesser zu ermitteln, handelt es sich also darum, eine Auswertung der Verhältnisse für gegebenen Tourenbelastungs-

grad $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$ vorzunehmen, so sind zwar die

Potenzen, mit denen sich die betreffenden logarithmisch aufgetragenen Werte nach Abb. 104 und 105 als Funktion von C_n ändern, weniger konstant, lassen jedoch für einen beschränkten Bereich, z. B. gültig für Steigungsverhältnisse von etwa $H/D = 1,0$ die Aufstellung folgender Beziehungsgleichungen zu

$$C_s = [C_n^{1/2}];$$

$$\frac{n \cdot D}{V_e} = C \sqrt{\frac{\sqrt{S} \cdot n}{V_e^2}}$$

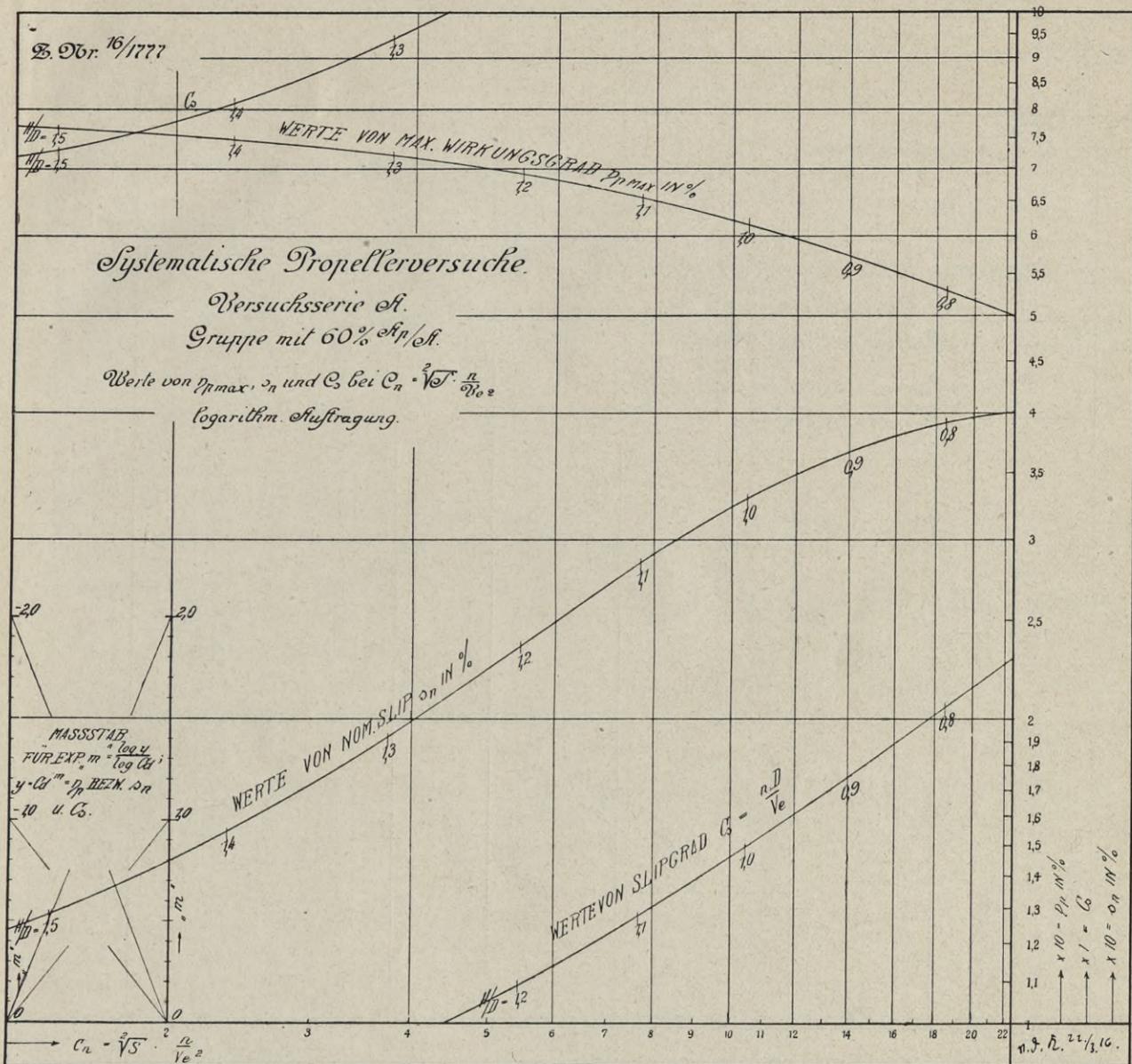


Abb. 105

$$\frac{n^4 D^4}{V_e^4} = C \frac{S \cdot n^2}{V_e^4};$$

$$D = C \sqrt[4]{\frac{S}{n^2}} = C \cdot \sqrt[4]{\frac{(S \cdot V_e)}{V_e \cdot n^2}}$$

$$s_n = C \sqrt[3]{\frac{V_e \cdot n}{V_e^2}} = C \sqrt[6]{\frac{S \cdot n^2}{V_e^4}} = C \cdot \sqrt[6]{\frac{(S \cdot V_e) n^2}{V_e^5}};$$

oder nach Einführung der Größen wie ad 1 und außerdem des scheinbaren Slips s_s :

$$2) \quad s_s = C \sqrt[4]{\frac{EPS \cdot n_s^2}{V_s^5}};$$

oder nach Einführung von effektiven Schlepp-Pferdestärken EPS, Geschwindigkeit V_s in kn und Tourenzahl n_s pro Minute

$$1) \quad D = C \cdot \sqrt[4]{\frac{EPS}{V_s \cdot n_s^2}}.$$

$$\eta_D = \left[C_n^{-1/4} \right] = \left[\frac{1}{C_n^{1/4}} \right];$$

Es ist ferner nach Abb. 104 und 105

$$s_n = [C_n^{1/3}];$$

$$\eta_D^4 = C \cdot \frac{1}{C_n} = C \frac{V_e^2}{V_s \cdot n};$$

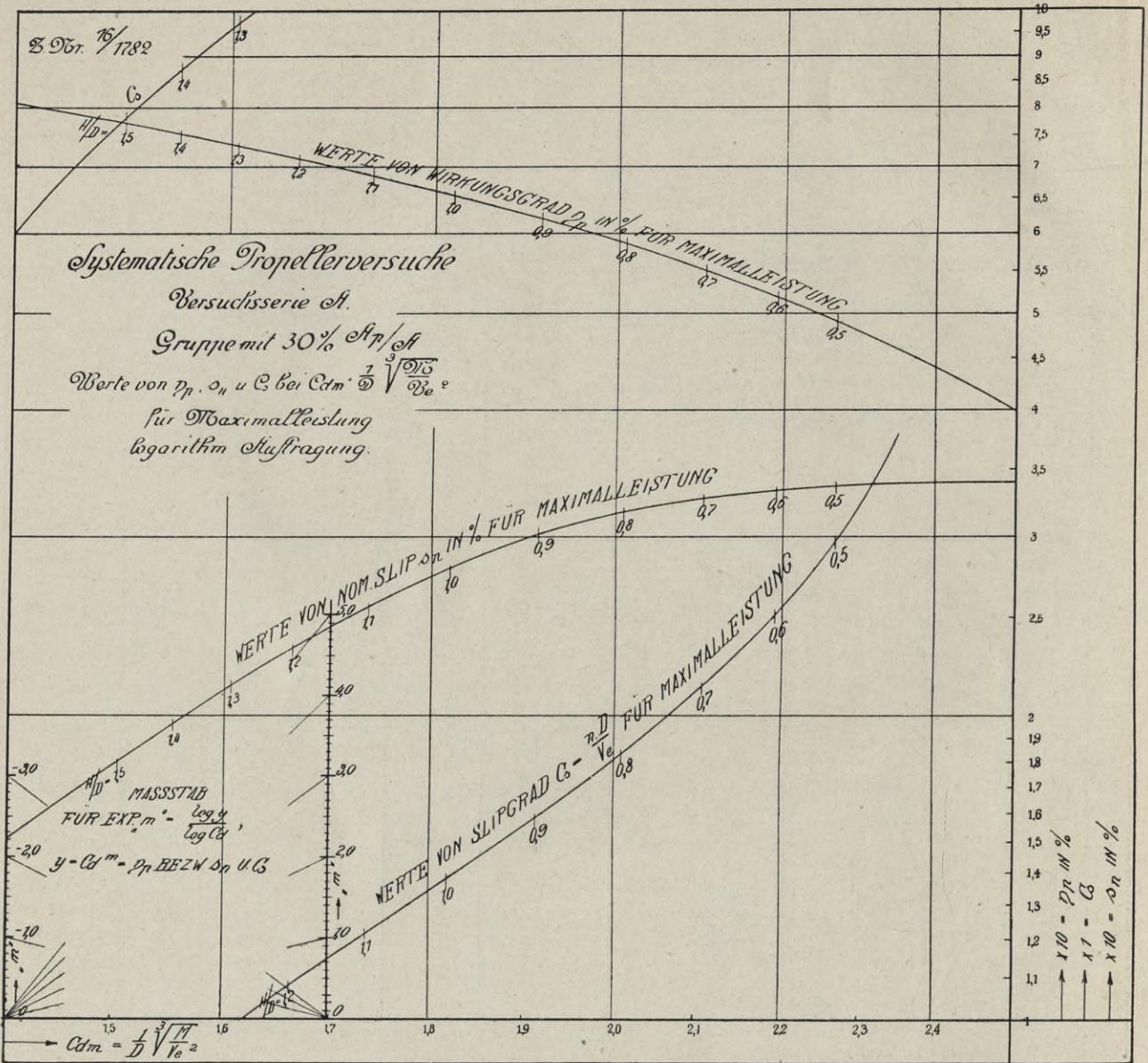


Abb. 108

$$\eta_p^3 = C \cdot \frac{1}{C_{nm}^{3/4}} = C \cdot \frac{1}{C_s};$$

$$\eta_p = C \cdot \sqrt[3]{\frac{V_e}{nD}};$$

$$\eta_{p \text{ max.}} = C \cdot \sqrt[3]{\frac{V_s}{n_s \cdot D}};$$

$$C_s = [C_{dm}^3];$$

$$\frac{nD}{V_e} = C \cdot \left(\frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} \right)^3;$$

$$\frac{nD}{V_e} = C \cdot \frac{1}{D^3} \cdot \frac{(M \cdot n)}{n \cdot V_e^2};$$

$$n = C \cdot \sqrt[3]{\frac{(M \cdot n)}{V_e \cdot D^4}};$$

$$1) \quad n_s = C \cdot \sqrt[3]{\frac{WPS}{V_s \cdot D^4}};$$

$$s_n = [C_{dm}^2];$$

Liegt schließlich der Fall vor, bei bekannten abgebremsten Wellenpferdestärken WPS und gegebenem (beschränktem) Durchmesser die zweckmäßigsten Touren usw. rechnerisch zu ermitteln, so lassen sich aus den Diagrammen Abb. 108 und 109 für den Bereich des Steigungsverhältnisses von $H/D = 1$ folgende Formeln aufstellen:

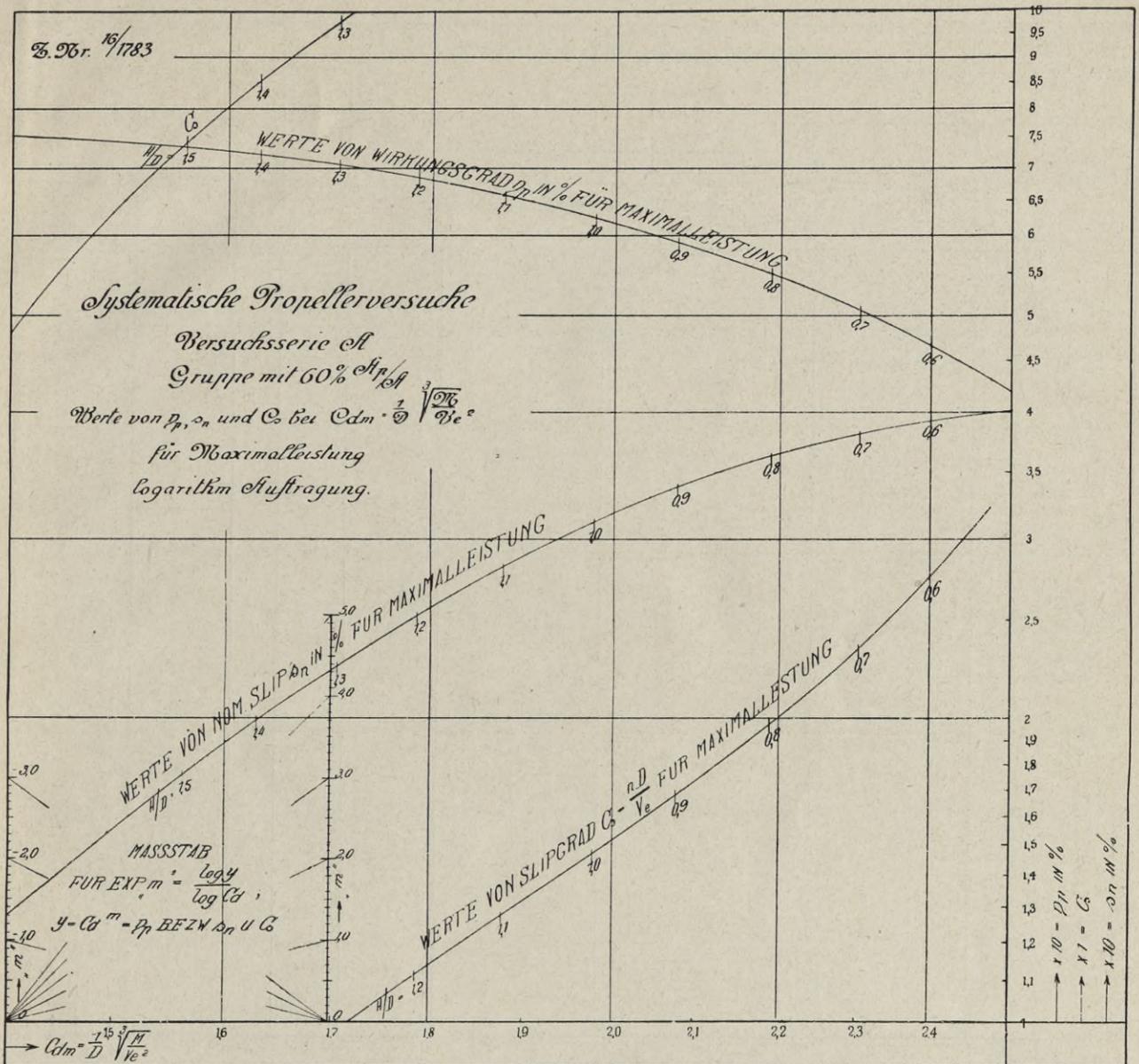


Abb. 109

$$s_n = C \cdot \left(\frac{1}{D} \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}} \right)^2 = C \cdot \left(\frac{(M \cdot n)}{D^3 \cdot V_e^2 \cdot n} \right)^{2/3};$$

$$2) \quad s_s = C \cdot \left(\frac{WPS}{D^3 \cdot V_s^2 \cdot n_s} \right)^{2/3};$$

$$\eta_D = [C_{dm}^{-1}] = C \cdot \frac{1}{C_{dm}};$$

$$\eta_D = C \cdot \frac{1}{\frac{1}{D} \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}}}; \quad \eta_D^3 = C \cdot \frac{D^3 \cdot V_e^2 \cdot n}{(M \cdot n)};$$

$$\eta_D = C \cdot \sqrt[3]{\frac{D^3 \cdot V_e^2 \cdot n}{(M \cdot n)}};$$

$$3) \quad \eta_D \text{ max.} = C \sqrt[3]{\frac{D^3 \cdot V_s^2 \cdot n_s}{WPS}};$$

$$\eta_D = [C_{dm}^{-1}] = \left[\frac{1}{C_{dm}} \right];$$

$$C_s = [C_{dm}^3];$$

$$\eta_D^3 = C \cdot \frac{1}{C_{dm}^3} = C \cdot \frac{1}{C_s} = C \cdot \frac{V_e}{nD};$$

$$\eta_D \text{ max.} = C \cdot \sqrt[3]{\frac{V_s}{n_s \cdot D}};$$

Als Hauptresultat aller dieser auf Grund der Versuchsergebnisse für bestmöglichen erreichbaren Propellerwirkungsgrad abgeleiteten Be-

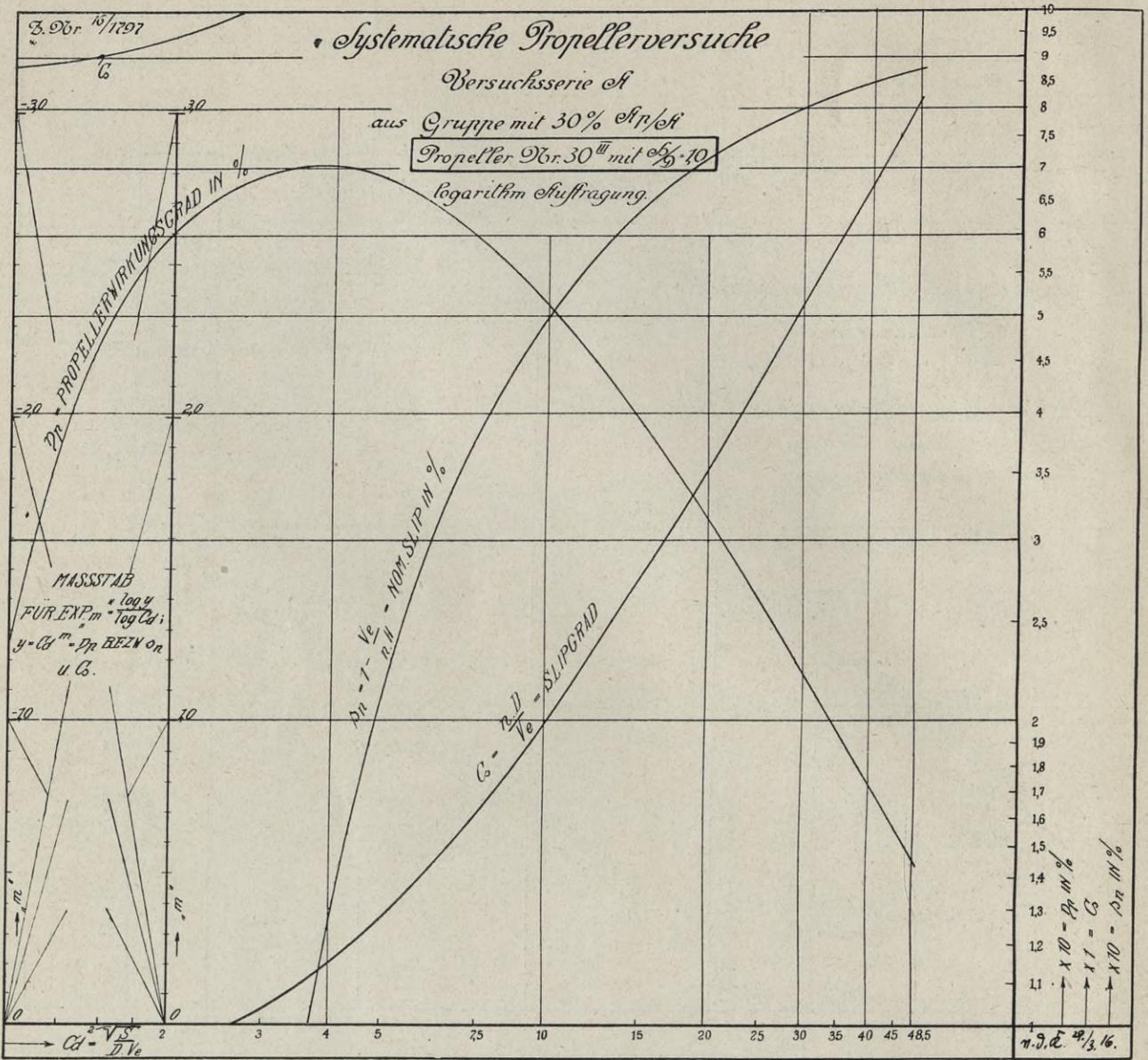


Abb. 110

ziehungsgleichungen, deren Gültigkeit nur für einen beschränkten Bereich nochmals ausdrücklich betont werden mag, ergibt sich die Abhängigkeit des Wirkungsgrades von dem Ausdruck $\frac{V_s}{n_s D}$ d. h. dem Verhältnis der

Schiffsgeschwindigkeit in Knoten zu dem Produkt der Tourenzahl pro Minute mal dem Schraubendurchmesser in m oder dem der Schiffsgeschwindigkeit zur Propellerumfangsgeschwindigkeit, in dem Sinne, daß man auf jeden Fall einen entsprechend schlechteren Wirkungsgrad in Kauf nehmen muß, wenn nach Lage der Konstruktionsbedingungen bei einer verlangten Fahrtgeschwindigkeit hohe Umfangsgeschwindigkeit einzuhalten ist. Mithin ist der

Wert von $\frac{V_s}{n_s D}$ als das Hauptkriterium für den auch selbst mit zweckmäßigst gewähltem Propeller erreichbaren Wirkungsgrad zu betrachten.

Wie bei allen Schlußfolgerungen, welche sich aus den Ergebnissen von Modellversuchen ziehen lassen, erstreckt sich die Gültigkeit dieser Ableitung aber auch nur bis zur Kavitationsgrenze, da oberhalb derselben eine allein durch Modellversuche nicht ohne weiteres zu kontrollierende Diskontinuität in den sonst gesetzmäßigen Verhältnissen auftritt. Es mag an dieser Stelle hierauf bezüglich nur auf die früheren Ausführungen (s. S. 115) hingewiesen werden, wonach bei zweckmäßig dimensionierten Propellern,

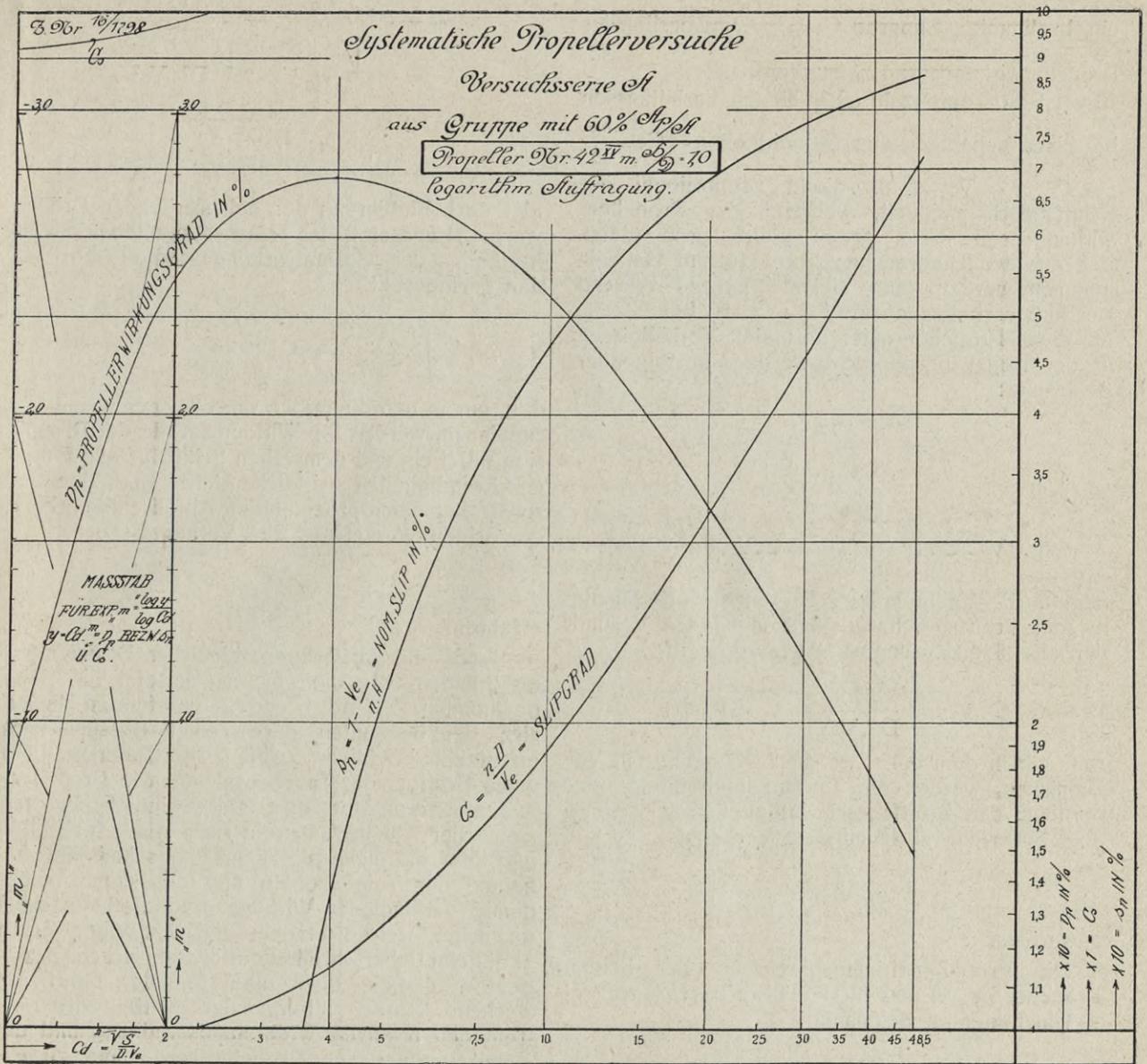


Abb. 111

d. h. solchen, welche unter den vorliegenden Konstruktionsbedingungen den bestmöglichen Wirkungsgrad erwarten lassen, durch die Umfangsgeschwindigkeit unabhängig von der Fahrtgeschwindigkeit die spezifische Belastung der Schraubendiskfläche charakterisiert wird, und zur Vermeidung eines noch statthafter Auflagedrucks daher eine bestimmte Umfangsgeschwindigkeit nicht überschritten werden darf.

Zum Schluß mögen noch auf Grund der in Abb. 110 und 111 ebenfalls logarithmisch als Funktion des Durchmesserbelastungsgrades $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}$ aufgetragenen Versuchsergebnisse der

beiden Propeller Nr. 30 und Nr. 42 mit 30% bzw. 60% A_p/A bei $H/D = 1$ einige Beziehungsgleichungen dafür aufgestellt werden, in

welcher Weise sich bei ein und demselben Schiff mit gegebenem Propeller unter normalen Verhältnissen Propellertouren und Wirkungsgrad mit Erhöhung der Fahrtgeschwindigkeit ändern müssen. Nimmt der Schiffswiderstand und demzufolge auch der zur Ueberwindung desselben erforderliche Schraubenschub S genau quadratisch mit der Schiffsgeschwindigkeit zu, d. h. ist $S = c \cdot V_s^2$ und daher auch, wenn man von dem Einfluß des Sogs und Nachstroms absieht, $S = c \cdot V_e^2$, so bleibt der Durchmesserbelastungsgrad der Schraube

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = \frac{\sqrt{c \cdot V_e^2}}{D \cdot V_e} = \frac{\sqrt{c}}{D}$$

bei gegebenem Propellerdurchmesser D , für alle Fahrtgeschwindigkeiten gleich groß. Einem bestimmten Durchmesserbelastungsgrad C_d ist aber

ein bestimmter Slipgrad $C_s = \frac{nD}{V_e}$ und bestimmter

Propellerwirkungsgrad η_p zugeordnet.

Also ist die Tourenzahl unter diesen Verhältnissen

bei einer beliebigen Geschwindigkeit $n = C_s \cdot \frac{V_e}{D}$

$= c \cdot V_e = c \cdot V_s$ d. h. direkt proportional der Schiffsgeschwindigkeit, während der Propellerwirkungsgrad dabei genau gleich groß bleibt. Wie aus den Diagrammen Abb. 110 und 111 entnommen werden kann, stehen Slipgrad C_s und Durchmesserbelastungsgrad C_d z. B. bei $C_d = 5$, wo diese Propeller unter normalen Verhältnissen in der Regel beansprucht werden, in folgender Beziehung:

$$C_s = [C_d^{1/2}];$$

$$\frac{n \cdot D}{V_e} = C \sqrt{\frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}};$$

$$\therefore n = V_e \cdot C \cdot \sqrt[4]{\frac{S}{D^6 \cdot V_e^2}} = C \cdot V_e \cdot \sqrt[4]{\frac{(S \cdot V_e)}{D^6 \cdot V_e^3}}$$

oder nach Einführung der Tourenzahl pro Minute n_s , der Schiffsgeschwindigkeit in Knoten V_s und der effektiven Schlepp-Pferdestärken EPS

$$1) \quad n_s = C \cdot V_s \cdot \sqrt[4]{\frac{EPS}{D^6 \cdot V_s^3}} = C \cdot V_s \cdot \sqrt[4]{\frac{EPS}{V_s^3}}$$

d. h. nur in dem Falle, wo die EPS genau mit V_s^3 zunehmen, werden die Tourenzahlen direkt proportional den Schiffsgeschwindigkeiten sein, sonst aber außerdem noch mit dem Verhältnis

$$\sqrt[4]{\frac{EPS}{V_s^3}}$$

anwachsen.

Die Propellerwirkungsgrade η_p der beiden Propeller Nr. 30 und 42 stehen im Bereich von $C_d = 5$ in folgender Beziehung:

$$\eta_p = [C_d^{-1/4}] = \left[\frac{1}{C_d^{1/4}} \right];$$

$$\eta_p = C \cdot \frac{1}{\sqrt[4]{\frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e}}} = \frac{C}{\sqrt[8]{\frac{S}{D^2 \cdot V_e^2}}};$$

$$\eta_p = C \cdot \sqrt[8]{\frac{D^2 \cdot V_e^3}{(S \cdot V_e)}}$$

oder nach Einführung der entsprechenden Größen wie ad 1) und statt des reinen Propellerwirkungsgrades η_p den Gesamtwirkungsgrad der Propulsion η eingesetzt

$$2) \quad \eta = C \sqrt[8]{\frac{D^2 \cdot V_s^3}{EPS}} = C \cdot \sqrt[8]{\frac{V_s^3}{EPS}};$$

d. h. nur in dem Falle, wo die EPS genau mit V_s^3 zunehmen, werden die Wirkungsgrade der Propulsion η bei ein und demselben Schiff für alle Fahrgeschwindigkeiten wirklich gleich groß bleiben, sonst aber einen prozentualen Abfall entsprechend der achten Wurzel aus den Verhältnissen

$$\frac{V_s^3}{EPS}$$

erfahren.

Durch die Aufstellung ähnlicher Beziehungsgleichungen, wie die nur als Beispiel für einen bestimmten Fall ad 1 und 2 angeführten, ließen sich bei bekannten durch einen Bassinversuch ermittelten effektiven Schlepp-Pferdestärken EPS eines Schiffes die Tourenzahlen sowie Propellerwirkungsgrade für alle Geschwindigkeiten mit ziemlicher Annäherung rein rechnerisch feststellen und über die meist plötzliche ungesetzmäßige Zunahme der Tourenzahlen und den damit naturgemäß verbundenen Wirkungsgradabfall Aufschluß gewinnen, welche bei ein und demselben Schiff z. B. beim Ueberschreiten der ökonomischen Grenzgeschwindigkeit, oder aber bei der Fahrt auf flachem Wasser infolge der hierbei oft auftretenden relativen Widerstandserhöhung und der damit verbundenen Propellerüberlastung zu erwarten sind.

Druckfehler und Berichtigungen

- Seite 3 Spalte 2 Zeile 4: statt als eine Funktion in den Diagrammen — als Funktion desselben usw.
- „ 3 „ 2 „ 18: statt $\frac{1-s_n}{\eta_p}$ eine Konstante — $\frac{1-s_n}{\eta_p}$ in diesem Falle eine Konstante.
- „ 5 „ 2 „ 11: Daten des Propellers für 1 m Durchmesser, die in der Zeichnung eingetragenen Zahlen bedeuten in diesem Falle Millimeter.
- „ 5 „ 2 „ 22: statt m/kg — mkg.
- „ 13 „ 2 „ 14: statt η_j — η_i .
- „ 34 „ 1 „ 30: statt selbst wenn sie solch — wenn sie eben solch.
- „ 34 „ 2 „ 2: statt der Steigung — der Steigungsverhältnisse.
- „ 35 „ 1 „ 24: statt 9880 . 1,4 — 9880 . 1,04.
- „ 42 „ 1 „ 9: statt $\frac{S}{D^2 V_e}$ — $\frac{S}{D^2 V_e^2}$
- „ 43 „ 1 „ 23: diese Zeile fällt fort.
- „ 43 „ 1 „ 24: statt 60⁰/₀ A_p/A , — 60⁰/₀ A_p/A vor, so.
- „ 65 „ 2 „ 49: statt $\frac{n D}{V}$ — $\frac{n D}{V_e}$
- „ 71 „ 1 „ 29: statt $\frac{M}{D^2 V_e^2}$ — $\frac{M}{D^3 V_e^2}$
- „ 72 „ 2 „ 39: statt S. 79 — S. 78.
- „ 87 „ 2 „ 36: statt S. 96 — S. 93.
- „ 99 „ 1 „ 13: statt Geschwindigkeit — Geschwindigkeiten.
-

Lebenslauf.

Geboren am 21. Mai 1878 zu Freystadt, Westpreußen, besuchte ich daselbst bis zu meinem 12. Lebensjahre die dortige Stadtschule, darauf bis zur Erlangung des Einjährigenzeugnisses die Realschule zu St. Petri und Pauli in Danzig und bis zum Abiturientenexamen die Louisenstädtische Oberrealschule zu Berlin.

Meine fachmännische Ausbildung im Schiff- und Schiffsmaschinenbau erhielt ich auf der Technischen Hochschule zu Berlin, wo ich im Jahre 1900 das Staatsvorexamen und 1903 die Diplom-Prüfung bestand.

WYDZIAŁY POLITECHNICZNE KRAKÓW

BIBLIOTEKA GŁÓWNA



17506

L. inw.

Druk. U. J. Zam. 356. 10.000.

Buchdruckerei Strauß A. - G.
Berlin SW68, Neuenburgerstr.8

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000300602