

8  
SCHIFFBAUTECHNISCHE GESELLSCHAFT.

XVIII. ORDENTLICHE HAUPTVERSAMMLUNG.

BERLIN, DEN 23. NOVEMBER 1916.

---

# Über das Arbeiten schwer belasteter Schraubenschlepper.

Vorgetragen

OBÉD III  
von

Dipl.-Ing. **Schaffran,**

Berlin.

Nachdruck ohne Genehmigung des Vorstandes der Schiffbautechnischen Gesellschaft  
nicht gestattet.

66

16

9

*Als Manuskript gedruckt. — Nachdruck ohne Genehmigung des Vorstandes der  
Schiffbautechnischen Gesellschaft nicht gestattet.*

**BIBLIOTEKA POLITECHNICZNA  
KRAKÓW**

III 15590

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000301475

Verlagsbuchhandlung von Julius Springer in Berlin      Druck von H. S. Hermann in Berlin.

Akc. Nr. 2759 149

# Über das Arbeiten schwer belasteter Schraubenschlepper.

Von *Diplom-Ingenieur K. Schaffran.*

## Inhaltsangabe.

### Einleitung.

- A. Zweck der Versuche.
- B. Die den Versuchen zu Grunde liegenden Modellpropeller.
- C. Die Versuchsmethode.
- D. Die Übertragungsmöglichkeit der Modellpropeller. Versuchsergebnisse auf die Verhältnisse ausgeführter Schiffsschrauben.
- E. Auswertung der Versuchsergebnisse der Modellpropeller Serie „M“ für die Dimensionierung zweckmäßiger Schlepperschrauben.
  - 1. Durchmesser  $D$  gegeben, Tourenzahl  $n$  freigestellt.
  - 2. Tourenzahl  $n$  gegeben, Durchmesser  $D$  freigestellt.
  - 3. Anwendung der Diagramme 6 und 7 bei einem vorliegenden Projekt
- F. Nachprüfung der Ergebnisse der für sich allein, d. h. ohne Schiffsmodell untersuchten Modellpropeller Serie „M“ durch Versuche: Schiffsmodell mit Schrauben.
- G. Dimensionslose Auftragung der Versuchsergebnisse: Schleppermodell mit Schrauben für allgemeine Konstruktionsfälle.
- H. Vergleich der Probefahrtsergebnisse ausgeführter Schlepper mit Anhang mit den Resultaten der Modellversuchsergebnisse.
  - I. Dimensionierung der zweckmäßigsten Propeller für den Fall, daß eine bestimmte Maschine bereits vorgesehen ist.
- K. Anpassung des Propellerdrehmoments an das des Motors durch Steigungsänderung.
- L. Untersuchung über den Propellerwirkungsgrad bei freifahrenden, d. h. nicht durch Trossenzüge belasteten Schleppern.
- M. Untersuchung über den Einfluß des Verhältnisses des projizierten Flügelreals zur Diskfläche.
- N. Auswertung der systematischen Propellerversuche Serie A für Standproben.  
Anhang: Grenze des Wirkungsgrades eines idealen Propellers.



Infolge der durch die Kriegsverhältnisse hervorgerufenen Lage haben in letzter Zeit weite Kreise ihr besonderes Interesse der Schaffung neuer Wasserstraßenverbindungen zwischen den Zentralmächten, sowie einer Hebung und Ausgestaltung der Binnenschifffahrt zugewandt. Es dürfte daher angebracht erscheinen, mit Rücksicht hierauf ein beschränktes Gebiet des Schiffsantriebes kritisch zu beleuchten, welches für diese Verhältnisse in erster Linie in Frage kommt, versuchs-technisch aber bisher noch wenig geklärt worden ist, nämlich die Wirkungsweise der Schrauben von Schleppern, die unter hohen Belastungsgraden arbeiten, d. h. mit kleinen, durch die Tiefgangsverhältnisse bedingten Propellerdurchmessern, bei geringen Fahrtgeschwindigkeiten unverhältnismäßig großen Schub bzw. Trossenzug erzeugen müssen.

Der Anlaß zu den in folgendem zunächst erörterten Modellversuchen, welche unter der Leitung des Vortragenden in der Königl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin, ausgeführt worden sind, wurde durch das Projekt des Ministeriums der öffentlichen Arbeiten gegeben, auf dem Rhein-Weser-Kanal einen einheitlichen staatlichen Schleppbetrieb einzurichten und hierfür besonders geeignete Schleppdampfer zu beschaffen. Die Konstruktionsbedingungen, die für diese Fahrzeuge vorgeschrieben waren, wichen von denen sonst üblicher Flußschraubenschlepper insofern wesentlich ab, als mit Rücksicht auf eine Schonung der Kanalsohle ein möglichst geringer Tiefgang eingehalten und der ganze Schleppbetrieb bei der selbst für Binnenschifffahrtsverhältnisse extrem niedrigen Geschwindigkeit von höchstens 5 km/Std. bewerkstelligt werden sollte.

#### A. Zweck der Versuche.

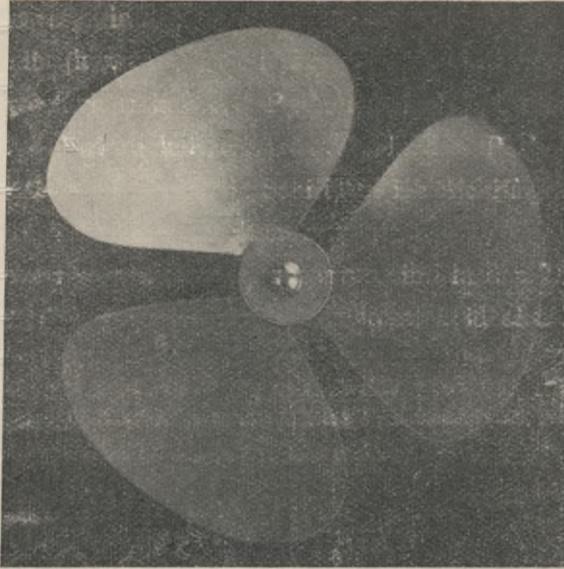
Die erwähnten Modellversuche verfolgten in erster Linie das Ziel, die gegenseitige Beeinflussung von Trossenzug, Umdrehungszahl, Propellerdurchmesser, Steigungs- und Flächenverhältnis auf den Wirkungsgrad der Schrauben zu ermitteln, um hiernach sichere Unterlagen für die zweckmäßigste Dimensionierung der letzteren in einem bestimmten vorliegenden Konstruktionsfall zu gewinnen.

#### B. Die den Versuchen zugrunde liegenden Modellpropeller.

Das Grundpropellermodell Nr. 7, aus welchem alle anderen Modellpropeller der einen Serie „M“ gesetzmäßig abgeleitet wurden, ist in Abb. 1 dargestellt. Es hatte die üblichen Formen der in der Schleppschifffahrt vielfach angewandten

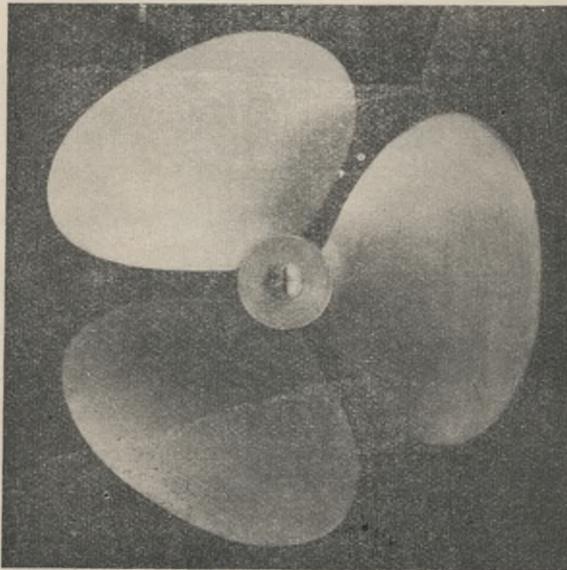


und mehr zu überlappen und das Verhältnis des projizierten Flügelareals zur Diskfläche bei dem kleinsten der Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,6$  den großen Wert von 85% erreicht.



$H/D = 1,2.$

Abb. 2.

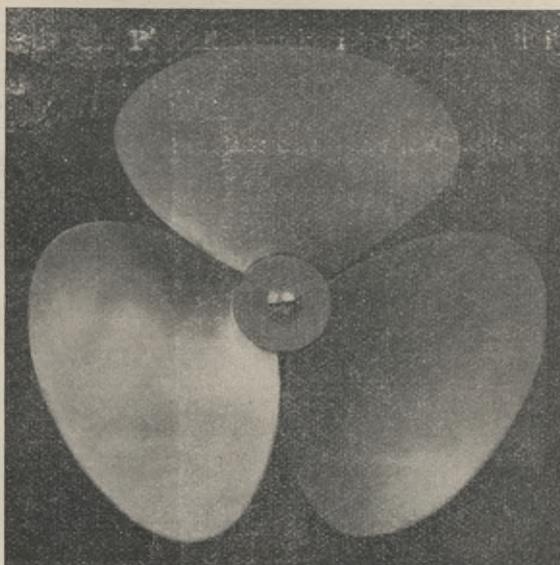


$H/D = 0,9.$

Abb. 3.

### C. Die Versuchsmethode.

Diese gesetzmäßig voneinander abgeleiteten Modellpropeller mit verschiedenen Steigungsverhältnissen wurden nach der in der Königl. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin üblichen Methode, welche vom Vortragenden in seinem Beitrag zum Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 1914 S. 568 bis 570 bereits ausführlich dargestellt worden ist, zunächst für sich allein, d. h. ohne Schiffsmodell in einer Tiefe der Wellenmitte unter der Wasseroberfläche gleich dem Propellerdurchmesser  $D = 150$  mm bei der konstanten Fahrgeschwindigkeit von  $0,83$  m/sec unter Einschaltung verschiedener Touren-



$$H/D = 0,6.$$

Abb. 4.

zahlen untersucht und die Diagramme der Ergebnisse, wie dies (nur beispielsweise) für den Grundpropeller Nr. 7 in Abb. 5 veranschaulicht worden ist, in Form der Schubkonstanten  $c_1 = \frac{S}{n^2 D^2 H^2}$ , der Momentenkonstanten  $c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3}$  und des Propellerwirkungsgrades  $\eta_p = \frac{S \cdot V_e}{2 \pi n M}$  als Funktion des nominellen (tatsächlichen Slips)  $s_n = \frac{nH - V_e}{nH}$  graphisch aufgetragen.

Hierin bedeuten:

S = Propellerschub in kg;

M = Propellerdrehmoment in mkg;

n = Tourenzahl pro Sekunde;

D = Durchmesser in m;

H = nominelle (konstante) Steigung der Flügeldruckseite in m;

$V_0$  = Fahrtgeschwindigkeit des Propellers in m/sec gleich nomineller Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller beim Arbeiten desselben hinter dem Schiff, gleich Schiffsgeschwindigkeit vermindert um den Nachstrom.

Außer den bereits erwähnten Konstanten sind in den Diagrammen Abb. 5 noch die Werte von  $(1-s_n)$  sowie die des sogenannten idealen Propellerwirkungs-

**Versuche mit freifahrendem Modellpropeller Nr. 7 von D = 150 mm Durchmesser**

Fahrtgeschwindigkeit konstant = 0,83 m/sec. Mitte Welle 150 mm =  $\frac{1}{2}$  D unter Wasser.

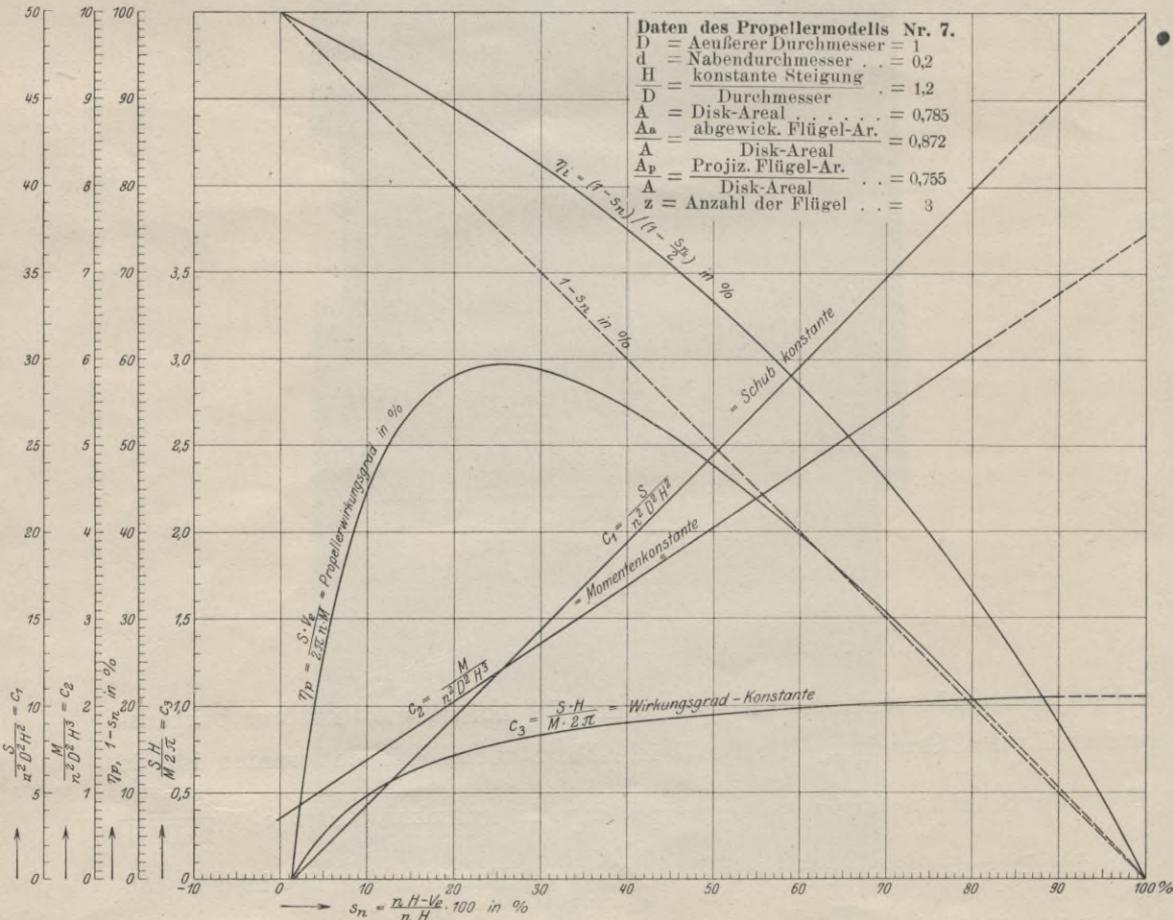


Abb. 5.

grades  $\eta_i = \frac{1 - s_n}{1 - \frac{s_n}{2}}$ , beide in Prozenten eingetragen. Die  $(1 - s_n)$ -Gerade würde

einen ungefähren Maßstab für die Beurteilung des Wirkungsgrades eines bei hohen Slipverhältnissen arbeitenden Propellers liefern, wenn die vielfach übliche (fälschliche) Annahme begründet wäre, daß die Beziehung zwischen Drehkraft am Radius 1 zum Propellerschub S bei großem Zustrom- (Slip) - Winkel des eintretenden Wassers zur Ebene des Propellerblattes, unter Vernachlässigung des Eigenwiderstandes des letzteren und jedweder anderen Verluste, durch einfache Kräftezerlegung annähernd mit dem Verhältnis  $\frac{H}{2\pi}$  eingesetzt werden darf.

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

$$\frac{M}{S} = \frac{H}{2\pi};$$

$$\eta_p = \frac{V_e}{n H};$$

$$V_e = n H (1 - s_n);$$

$$\eta_p = 1 - s_n;$$

Die Ableitung des Wirkungsgrades  $\eta_i = \frac{1 - s_n}{1 - \frac{s_n}{2}}$  eines idealen, ebenfalls

als widerstandslos angenommenen Propellers unter Berücksichtigung des Slipverlustes aber unter Vernachlässigung der Druck- und Wirbelverluste ist im Anhang ad 1 gegeben. Wie aus dem Verlauf der versuchstechnisch ermittelten  $\eta_p$ -Kurve Abb. 5 zu ersehen, erreicht diese naturgemäß auch bei den hohen Slipverhältnissen nicht die des idealen Wirkungsgrades  $\eta_i$ , paßt sich dieser hier aber ziemlich harmonisch an, während die  $(1 - s_n)$ -Gerade offenbar durchweg irgendwelchen gesetzmäßigen Zusammenhang mit der  $\eta_p$ -Kurve vermissen läßt.

#### D. Die Übertragungsmöglichkeit der Modellpropellerversuchsergebnisse auf die Verhältnisse ausgeführter Schiffsschrauben.

Da es für den Konstrukteur von ausschlaggebender Bedeutung ist, zunächst darüber Gewißheit zu erlangen, ob die Resultate der Modellpropellerversuche auf die Verhältnisse ausgeführter Schiffsschrauben auch wirklich übertragbar sind, so mag schon an dieser Stelle vorweg die noch später im Abschnitt H dieses Vortrages durch die Auswertung von Probefahrtsresultaten

nachgewiesene Tatsache erwähnt werden, daß das sogenannte Ähnlichkeitsgesetz, nach welchem in üblicher Weise die Übertragung von Modellpropellerversuchsergebnissen vorgenommen wird, unter Berücksichtigung verschiedener Verhältnisse in gewissen Grenzen einen genügenden Grad von Genauigkeit versprechen dürfte, um für praktische Zwecke, wenn auch nicht absolute, so doch relativ richtige Werte zu ergeben. Hierbei soll der Begriff des Propeller-Ähnlichkeitsgesetzes nur darauf beschränkt werden, daß alle genau ähnlichen Propeller bei gleichem Slip in genügender Wassertiefe bis zu der von dem Atmosphärendruck abhängigen Kavitationsgrenze denselben Wirkungsgrad sowie gleiche Schub- und Momentenkonstanten aufweisen.

#### E. Auswertung der Versuchsergebnisse der Modellpropeller-Serie „M“ für die Dimensionierung zweckmäßiger Schlepperschrauben.

Die durch die Bassinversuche festgestellten Resultate der einzelnen Modellpropeller, welche zunächst in der durch die Diagramme Abb. 5 gekennzeichneten Art graphisch aufgetragen wurden, sind für die Zwecke der Praxis gleich nach folgenden Gesichtspunkten weiter ausgewertet worden.

Beim Vergleich der Wirkungsgrade zweier verschiedener Propeller für einen bestimmten vorliegenden Konstruktionsfall sind die ersten Bedingungen, daß die Schrauben bei gleicher Geschwindigkeit denselben Schub erzeugen. Wie in Nachstehendem näher gezeigt werden soll, darf man hierbei 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  $V_e$  sowohl mit einem Propeller von großem Durchmesser und niedriger Tourenzahl wie mit einem solchen von kleinem Durchmesser und hoher Tourenzahl erzielt werden.

1. Der Propellerdurchmesser  $D$  sei gegeben (beschränkt), die Tourenzahl  $n$  dagegen noch freigestellt.

Da nach Obigem bei Gültigkeit des Ähnlichkeitsgesetzes für denselben nominalen Slip  $s_n$  bei ähnlichen Propellern mit gleichen Wirkungsgraden  $\eta_p$  sowie denselben Schub- und Momentenkonstanten  $c_1$  bzw.  $c_2$  gerechnet werden darf, so lassen sich folgende Beziehungsgleichungen aufstellen:

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

$$n H = \frac{V_e}{1 - s_n};$$

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

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

Bei jedem Propellermodell entspricht nun einem bestimmten Wert von  $s_n$  ein bestimmter von  $c_1$ , denen beiden wiederum ein ganz bestimmter Wert des Wirkungsgrades  $\eta_p$  zugeordnet sein muß, so daß letzterer infolge der abgeleiteten Beziehung  $\frac{S}{D^2 V_e^2} = \frac{c_1}{(1 - s_n)^2}$  auch eine eindeutig bestimmte Funktion von  $\frac{S}{D^2 V_e^2}$  sein wird.

Führt man daher für die Versuchsergebnisse sämtlicher Modellpropeller der Serie „M“ mit den verschiedenen Steigungsverhältnissen  $H/D = 0,6$  bis  $1,4$  eine Auswertung bei gleichen Werten von  $\frac{S}{D^2 V_e^2}$  durch und trägt die Resultate, d. h. die Wirkungsgrade  $\eta_p$  und den nominellen Slip  $s_n$ , wie dies in den Diagrammen Abb. 6 der besseren Übersicht wegen geschehen ist, als Funktion des damit gleichwertigen sogenannten **Durchmesserbelastungsgrades**  $C_d = \frac{1}{D} \frac{S}{V_e}$  graphisch auf, so hat man einen unmittelbaren Vergleich der ganzen Propellerserie bei gleichem Schub  $S$ , gleicher Geschwindigkeit  $V_e$  und gleichem Durchmesser  $D$  und kann das für einen bestimmten Fall zweckmäßigste Steigungsverhältnis aus den Wirkungsgradkurven unmittelbar entnehmen. Außer dem Slip ist in den betreffenden Diagrammen noch eine Serie von Kurven der Werte  $C_s = \frac{n D}{V_e}$  verzeichnet, welche den sogenannten **Slipgrad** darstellen und in relativem Sinne einen Maßstab für das Verhältnis der Umfangsgeschwindigkeit des Propellers zur Fortschrittsgeschwindigkeit ergeben. Da der Slip  $s_n = \frac{n H - V_e}{n H}$  bei gleichem Belastungsgrad eine Konstante ist, so muß dies auch mit dem Slipgrad der Fall sein, wie aus folgendem hervorgeht:

$$s_n = 1 - \frac{V_e}{n H};$$

$$\frac{n H}{V_e} = \frac{1}{1 - s_n};$$

$$H = k \cdot D;$$

k = Steigungsverhältnis ;

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

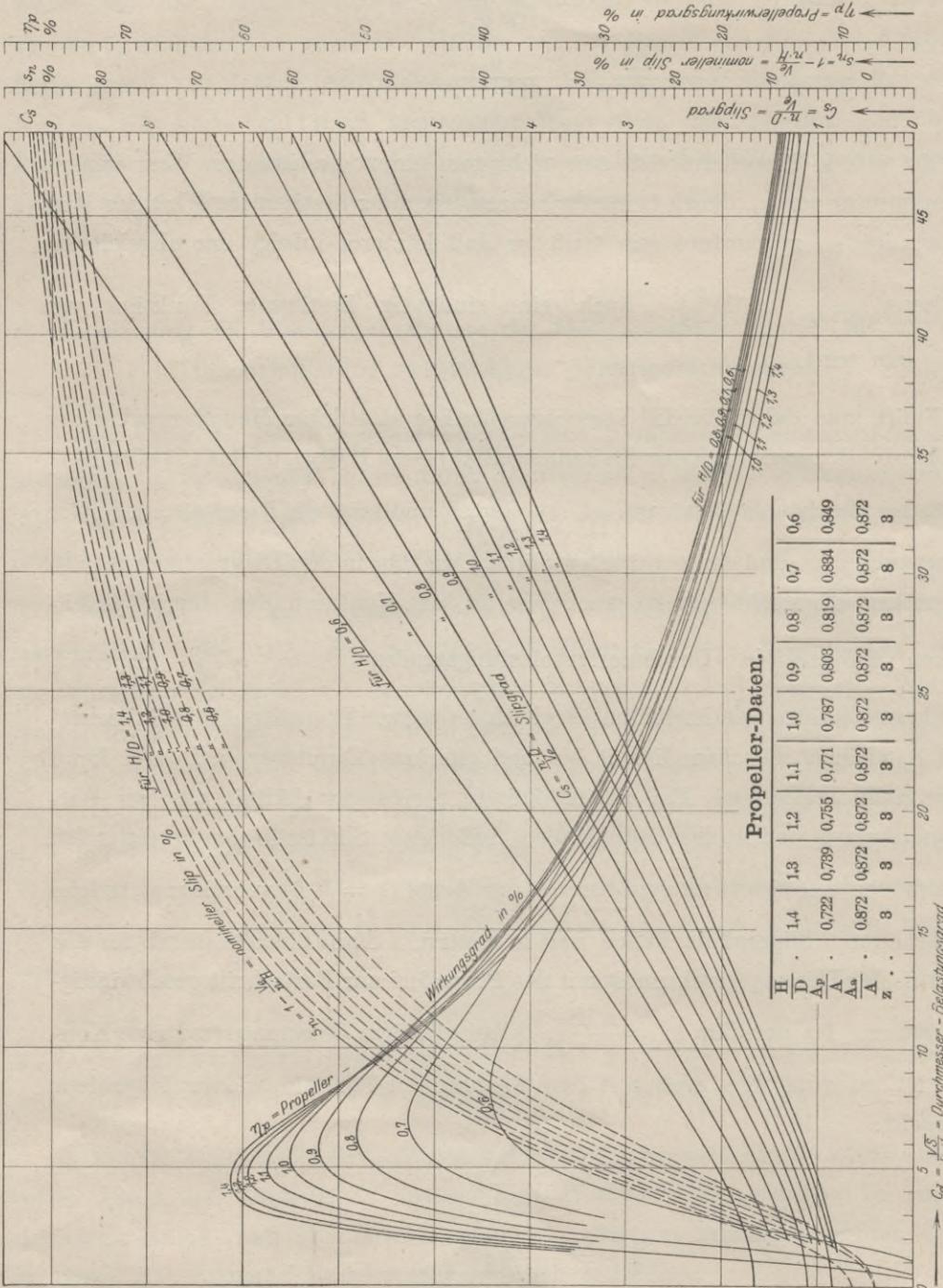


Abb. 6.

somit ist durch einen bestimmten Wert des Slips  $s_n$  auch der Slipgrad  $C_s$  eindeutig festgelegt.

Aus dem Slipgrad kann schließlich auch bei dem betreffenden Belastungsgrad die Tourenzahl des gewählten Propellers pro Sekunde zu  $n = C_s \cdot \frac{V_e}{D}$  rechnerisch ermittelt werden.

2. Die Propellertourenzahl  $n$  sei gegeben, der Durchmesser  $D$  dagegen noch freigestellt (unbeschränkt).

Wie vorhin abgeleitet, ist:

$$\begin{aligned} \frac{S}{D^2 V_e^2} &= \frac{c_1}{(1 - s_n)^2}; \\ C_s = \frac{n D}{V_e} &= \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{1 - s_n}; \\ D &= \frac{V_e}{n k (1 - s_n)}; \\ \therefore \frac{S n^2}{V_e^4} &= \frac{c_1}{k^2 (1 - s_n)^4}; \\ \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} &= \frac{\sqrt{c_1}}{k (1 - s_n)^2} = C_n. \end{aligned}$$

Da einem bestimmten  $c_1$  ein ganz bestimmtes  $s_n$  entspricht und hierbei auch der Wirkungsgrad  $\eta_p$  eindeutig festgelegt ist, so muß letzterer eine Funktion des sogenannten **Tourenbelastungsgrades**:  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$  sein.

Führt man daher in ähnlicher Weise wie oben für die Versuchsergebnisse sämtlicher Modellpropeller der Serie „M“ mit den verschiedenen Steigungsverhältnissen  $H/D = 0,6$  bis  $1,4$  eine Auswertung bei gleichen Tourenbelastungsgraden durch und trägt die Resultate, d. h. die Wirkungsgrade  $\eta_p$ , den nominellen Slip  $s_n$ , sowie den Slipgrad  $C_s$  nach Maßgabe der Diagramme Abb. 7 als Funktion der Werte von  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$  graphisch auf, so hat man einen unmittelbaren Vergleich der ganzen Propellerserie für gleichen Schub  $S$ , gleiche Geschwindigkeit  $V_e$  und gleiche Tourenzahl  $n$  und kann das zweckmäßigste Steigungsverhältnis  $H/D$  aus den Wirkungsgradkurven unmittelbar entnehmen. Durch den zugehörigen Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e}$  ist schließlich auch der Propellerdurchmesser zu  $D = C_s \cdot \frac{V_e}{n}$  eindeutig bestimmt.

3. Anwendung der Diagramme Abb. 6 und 7 bei einem vorliegenden Projekt.

Fall a: Ein Einschrauben-Dampfschlepper von 19m Länge, 5,3m Breite und 1,5 m Tiefgang soll bei einer Schleppegeschwindigkeit von 5 km/Std.

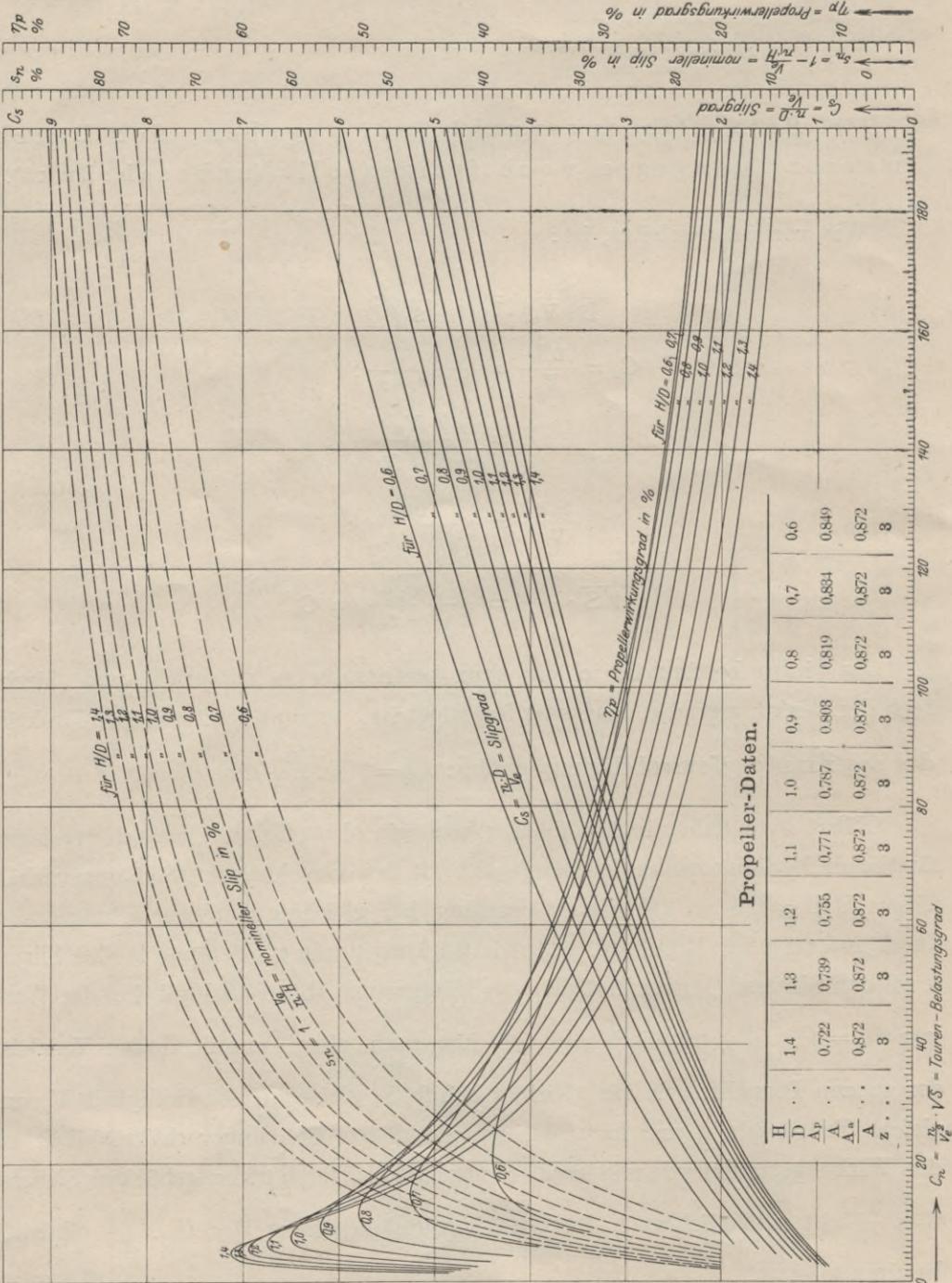


Abb. 7.

einen nutzbaren Trossenzug  $Z = 1460$  kg leisten. Es sei die Bedingung gestellt, daß die Schraube nicht unter die Kielsohle schlägt und die Ausführung eines Tunnelhecks aus konstruktiven Gründen zu vermeiden ist.

Verlangt sei die Dimensionierung des zweckmäßigsten Propellers durch Auswertung der Versuchsdiagramme Abb. 6 und 7 der systematisch voneinander abgeleiteten Modellpropeller der Serie „M“ mit den verschiedenen Steigungsverhältnissen von  $H/D = 0,6$  bis  $1,4$ . Ferner sollen für die gestellten Bedingungen die Tourenzahl sowie die erforderliche Leistung der Maschine zu bestimmen sein.

Zunächst ergibt sich aus konstruktiven Gründen, daß der größte zulässige Schraubendurchmesser, den man in diesem Falle bei der großen Belastung wählen muß, wegen des beschränkten Tiefganges des Schleppers von  $1,5$  m nicht über  $1,35$  m betragen darf. Der Eigenwiderstand des Schleppers bei  $5$  km/Std. Geschwindigkeit sei durch einen Schleppversuch zu  $W = 40$  kg ermittelt, so daß der tatsächliche Gesamtwiderstand, welchen die Schraube beim Schleppen überwinden muß, gleich  $Z + W = 1460 + 40 = 1500$  kg beträgt. Infolge des Soges, den der Propeller beim Arbeiten hinter dem Schlepper ausübt, muß der erforderliche Schraubenschub  $S$  um einen gewissen Betrag größer sein als der Gesamtwiderstand, nämlich

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

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

$$\therefore S = \frac{1500}{0,90} = 1670 \text{ kg}$$

Die verlangte Schleppgeschwindigkeit  $V_s$  soll  $5$  km/Std.  $= V_m = 1,39$  m/sec sein. Die nominelle Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den Propeller beträgt unter Berücksichtigung des Nachstroms

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

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

$$\therefore V_e = 1,39 \cdot 0,85 = 1,180 \text{ m/sec.}$$

Mithin ergibt sich der vorliegende Durchmesserbelastungsgrad der Schraube zu

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D V_e} = \frac{\sqrt{1670}}{1,35 \cdot 1,180} = 25,63.$$

Hierfür bestimmen die Diagramme Abb. 6 den besten Propellerwirkungsgrad  $\eta_p = 0,262$  für ein Steigungsverhältnis  $H/D = 0,8$  und einen diesem letzteren zugeordneten Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e} = 4,50$ .

Die zweckmäßigste Steigung  $H$  müßte demnach gleich  $D \cdot k = 1,35 \cdot 0,8 = 1,08$  m betragen. Die Tourenzahl ergibt sich aus dem Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e} = 4,50$  zu  $n = 4,50 \frac{1,170}{1,35} = 3,933$  pro Sekunde  $= n_s = 236$  pro Minute.

Die erforderlichen abgebremsten Wellenpferdestärken würden gleich  $WPS = \frac{SPS}{\eta_p}$  sein.  $SPS = \text{Propellerschubpferdestärken} = \frac{S \cdot V_e}{75} = \frac{1670 \cdot 1,180}{75} = 26,3$  PS.

$$\therefore WPS = \frac{26,3}{0,262} = 100,3.$$

Die indizierten Pferdestärken betragen daher bei einem angenommenen Wirkungsgrad der Maschine von  $\eta_m = 0,85$ :

$$JPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{100,3}{0,85} = 118.$$

Schließlich ergibt sich als sogenannter Schleppgütegrad, d. h. als Verhältnis des nutzbaren Trossenzuges in kg zu den indizierten Pferdestärken:

$$Z/JPS = \frac{1460}{118} = 12,38 \text{ kg/PS.}$$

Führt man unter Einhaltung der gleichen Konstruktionsbedingungen ähnliche Rechnungen bei Wahl der anderen Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,6$  bis  $1,4$  durch, so ergeben sich für den durchweg gleichen Durchmesserbelastungsgrad  $C_d = 25,63$  die in Tabelle 1 zusammengestellten Resultate. Wie daraus zu ersehen, erreichen die reinen Propellerwirkungsgrade  $\eta_p$  bei Steigungsverhältnissen von  $H/D = 0,8 - 0,9$  ihren Maximalwert von  $0,262$ . Bei Wahl des Steigungsverhältnisses von  $H/D = 0,6$  fällt der Wirkungsgrad bis auf  $\eta_p = 0,247$  und bei Wahl von  $H/D = 1,4$  bis auf  $\eta_p = 0,234$ , d. h. im ersten Falle um etwa  $6\%$ , im anderen um etwa  $11\%$  gegenüber dem günstigsten. Die gleichen relativen Unterschiede weisen naturgemäß auch die in Spalte 6 der obigen Tabelle eingetragenen Werte für den Schleppgütegrad  $Z/JPS$  auf.

Es dürfte besonders interessant sein, daß es, hiernach zu schließen, bei dem vorliegenden hohen Belastungsgrad, wie er durch den verlangten großen Trossenzug bei dem im Maximum statthaften kleinen Propellerdurchmesser und der niedrigen Schleppgeschwindigkeit bedingt wird, gerade mit einem Propeller von verhältnismäßig kleinem Steigungsverhältnis möglich ist, den besten Wirkungsgrad zu erreichen, und daß Steigungsverhältnisse über  $H/D = 1$  entschieden ungünstiger arbeiten müssen, und zwar in einem um so höheren Grade, je größer dieselben gewählt werden. Ein weiterer Nachteil, der in diesem

Tabelle 1.

Einschraubendampfschlepper-Resultate für  $Z = 1460$  kg Trossenzug bei 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit und beschränktem Propellerdurchmesser von  $D = 1,35$  m.

	1	2	3	4	5	6
	H/D	$\eta_p$	$C_s$	$n_s$	JPS	Z/JPS
1	0,6	0,247	5,53	290	125,3	11,65
2	0,7	0,259	4,91	258	119,4	12,22
3	0,8	0,262	4,50	236	118,0	12,38
4	0,9	0,262	4,17	218	118,0	12,38
5	1,0	0,258	3,93	206	119,8	12,18
6	1,1	0,253	3,70	194	122,3	11,93
7	1,2	0,247	3,50	184	125,2	11,67
8	1,3	0,241	3,34	175	128,4	11,37
9	1,4	0,234	3,19	167	132,2	11,04

Fall bei Wahl von Propellern mit großen Steigungsverhältnissen verbunden ist, besteht darin, daß mit denselben, wie durch einen Vergleich der Werte in Spalte 1 und 4 ersehen werden kann, niedrigere Tourenzahlen einzuhalten sind, die ihrerseits wieder eine schwerere und daher teure Antriebsmaschine erforderlich machen. Die Verhältnisse liegen daher bei diesen Schleppern gerade umgekehrt wie bei freifahrenden, d. h. nicht durch Trossenzüge belasteten Schiffen, bei welchen fast durchweg bei Wahl niedrigerer Touren und der dadurch bedingten Propeller mit höheren Steigungsverhältnissen stets eine Verbesserung des Propellerwirkungsgrades erreichbar ist. Der Grund hierfür mag darin gesucht werden, daß die Propeller gewöhnlicher Schiffe eben unter bedeutend geringeren Durchmesserbelastungsgraden  $C_d = \frac{VS}{D \cdot v_e}$  arbeiten, d. h. bei größeren (nicht durch den Tiefgang beschränkten) Durchmessern und höheren Fahrtgeschwindigkeiten einen nur zur Überwindung des Schiffseigenwiderstandes erforderlichen, verhältnismäßig viel kleineren spezifischen Schub auszuüben brauchen. Die Richtigkeit dieser Schlußfolgerung, auf welche an dieser Stelle der Einheitlichkeit des behandelten Gegenstandes wegen nicht weiter eingegangen werden soll, läßt sich aber schon aus dem Verlauf der in den Diagrammen Abb. 6 aufgetragenen Wirkungsgradkurven der Propeller der Serie „M“ nachweisen, die wegen ihrer großen Flächenverhältnisse zwar nicht für freifahrende Schiffe

geeignet sind, aber trotzdem doch bei kleinen Belastungsgraden  $C_d$  eine deutliche Überlegenheit der höheren Steigungsverhältnisse zu erkennen geben. Der versuchstechnische Nachweis hierfür ist später im Abschnitt L dieses Vortrages gegeben. Allerdings kann unter Umständen auch bei Schleppern, besonders Bug- siederdampfern, deren Dienstbereich sich auf ein ausgedehntes Arbeitsgebiet erstreckt, der Wunsch bestehen, die Propeller nicht allein im Hinblick auf einen im Maximum erreichbaren guten Propellerwirkungsgrad für den Schleppzustand zu dimensionieren, sondern dabei außerdem auch noch zwecks Erzielung einer guten Bewegungsmöglichkeit verlangt sein, die Verhältnisse bei Freifahrt nach Möglichkeit entsprechend zu berücksichtigen, in welchem Falle zwischen den beiden auseinander strebenden Anforderungen notwendigerweise ein Kompromiß gezogen werden muß.

F a 11 b: Der betreffende Dampfschlepper soll unter Einhaltung der ad a gestellten Konstruktionsbedingungen als Doppelschrauber ausgeführt werden.

Auch in diesem Falle wird man, wie vorhin, wegen des vorliegenden hohen Belastungsgrades bestrebt sein, die Propeller mit dem aus konstruktiven Gründen größtmöglichen Durchmesser von  $D = 1,35$  m auszubilden. Da jedoch der zur Überwindung des Gesamtwiderstandes erforderliche Propellerschub  $S = 1670$  kg von beiden Schrauben gleichzeitig zusammen ausgeübt werden kann und infolgedessen auf eine jede derselben nur die Hälfte des früheren entfällt, so hat der Durchmesserbelastungsgrad den Wert von

$$C_d = \frac{\sqrt{\frac{1}{2} S}}{D \cdot V_e} = \frac{\sqrt{\frac{1}{2} \cdot 1670}}{1,35 \cdot 1,180} = 18,14.$$

Hierfür ergeben die Diagramme Abb. 6 einen günstigsten Wirkungsgrad  $\eta_p = 0,338$  für ein Steigungsverhältnis von  $H/D = 0,9$  und einen diesem letzteren zugeordneten Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e} = 3,16$ , so daß die erforderliche Tourenzahl

$$n = C_s \cdot \frac{V_e}{D} = 3,16 \cdot \frac{1,180}{1,35} = 2,764 \text{ pro Sekunde} = n_s = 166 \text{ pro Minute beträgt.}$$

Unter Annahme gleicher Sog- und Nachstromverhältnisse und demzufolge gleicher Propellerschubpferdestärken wie beim Einschrauber müßten beide Maschinen zusammen eine abgebremste Wellenleistung von  $WPS = \frac{SPS}{\eta_p} = \frac{26,3}{0,388} = 77,9$

hergeben und  $JPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{77,9}{0,85} = 91,7$  Pferdestärken indizieren. Der Schlep-

g ü t e g r a d  $Z/JPS$  schließlich beträgt für diesen Fall  $\frac{1460}{91,7} = 15,93$  kg/JPS.

Derselbe ist dem beim Einschrauber unter günstigsten Verhältnissen erreichbaren von 12,38 kg/JPS also um etwa 29 % überlegen, wofür allerdings folgende Nachteile mit in Kauf genommen werden müssen.

Abgesehen von der Zweiteilung der Maschinenanlage und der damit verbundenen höheren Kosten für Anlage, Betrieb und Unterhaltung wird außerdem noch das Gewicht derselben namentlich deswegen wesentlich größer als beim Einschrauber sein, weil statt der günstigsten hohen Tourenzahl von  $n_s = 236$  pro Minute die niedrige von 166 einzuhalten ist, so daß diese Nachteile bei kleinen Maschinenleistungen die entschiedene Überlegenheit der Propulsion teilweise wieder aufheben können, wenn nicht gerade ganz besonderer Wert auf möglichste Brennstoffersparnis unter allen Umständen gelegt wird.

Es läßt sich nun allerdings, wie in folgendem näher ausgeführt werden soll, für den Doppelschrauber bis zu einer gewissen Grenze auch ein Kompromiß zwischen den beiden auseinanderstrebenden Anforderungen: möglichst hohe Tourenzahl bei noch günstigem, dem Einschrauber überlegenem Propellerwirkungsgrad schließen. Zu diesem Zweck sind in Tabelle 2 zunächst die Ergebnisse von Auswertungen ähnlicher Art auf Grund der Diagramme Abb. 6 für sämtliche Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,6 - 1,4$  unter Einhaltung sonst gleicher Konstruktionsbedingungen zusammengestellt, wobei durchweg mit demselben Propellerdurchmesser

\*Tabelle 2.

Doppelschraubendampfschlepper. Resultate für  $Z = 1460$  kg Trossenzug bei 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit und beschränktem Propellerdurchmesser von  $D = 1,35$  m

	1	2	3	4	5	6
	H/D	$\eta_p$	$C_s$	$n_s$	JPS	Z/JPS
1	0,6	0,307	4,21	221	100,8	14,48
2	0,7	0,329	3,74	196	94,1	15,51
3	0,8	0,336	3,41	179	92,1	15,85
4	0,9	0,338	3,16	166	91,7	15,93
5	1,0	0,335	2,95	155	92,4	15,80
6	1,1	0,332	2,77	145	93,2	15,66
7	1,2	0,324	2,62	138	95,6	15,27
8	1,3	0,317	2,50	131	97,7	14,94
9	1,4	0,312	2,40	126	99,2	14,72

von  $D = 1,35$  m und infolgedessen mit dem gleichen Durchmesserbelastungsgrad

$$\text{von } C_d = \frac{\sqrt{\frac{1}{2} S}}{D \cdot V_e} = 18,14 \text{ gerechnet worden ist.}$$

Die Tabelle zeigt, daß die Wahl höherer Steigungsverhältnisse über  $H/D = 0,9$  hinaus unpraktisch wäre, da hierbei mit immer kleiner werdenden Touren und daher schwereren Maschinen gerechnet werden muß und trotzdem keine Verbesserung, sondern im Gegenteil sogar noch eine Verschlechterung des Wirkungsgrades der Propulsion zu erwarten ist. Kleine Steigungsverhältnisse wiederum lassen zwar den Vorteil höherer Touren bis zu  $n_s = 221$  bei  $H/D = 0,6$  erreichen, haben aber ebenfalls einen Abfall des Schleppegütegrades bis zu  $Z/JPS = 14,48$  zur Folge, der nur noch etwa 17% höher ist als derjenige, welcher mit  $n_s = 236$  Touren unter günstigsten Verhältnissen mit dem Einschrauber erzielt werden kann. Bei einem Kompromiß und Wahl eines Steigungsverhältnisses von  $H/D = 0,8$  beträgt die Überlegenheit bei  $n_s = 179$  Touren und  $Z/JPS = 15,85$  sogar ca. 28%. Es geht aus diesen Untersuchungen hervor, daß bei so hohen Belastungsgraden wie sie in dem betreffenden Fall vorliegen, die Doppelschraubenausführung zwar unter allen Umständen eine Verbesserung des Wirkungsgrades der Propulsion dem Einschrauber gegenüber zur Folge haben wird, inwieweit die dabei in Kauf zu nehmenden niedrigeren (ungünstigeren) Touren jedoch den erzielbaren Vorteil wieder herabdrücken, ist in erster Linie eine Frage des Verhältnisses des Anlagekapitals, bzw. dessen Verzinsung und Amortisation zu den Brennstoff- und sonstigen Betriebskosten und kann versuchstechnisch nicht entschieden werden. Wohl aber geben die betreffenden Versuchsdiagramme dem Konstrukteur die erforderlichen Unterlagen dafür, um sich in einem bestimmten vorliegenden Fall ein Bild über die zu erwartenden Verhältnisse zu verschaffen und den notwendigen Kompromiß mit Sicherheit schließen zu können.

Bei der Beschaffung von Schleppern für den Rhein-Weser-Kanal wurde nach anfänglichen Versuchen mit Doppelschraubern dieser kleinen Maschinenleistungen von  $JPS = 100 - 120$  Pferdestärken von der Wahl der Zweischraubenanordnung aus dem Grunde Abstand genommen, weil Befürchtungen vorlagen, daß die seitlich angebrachten exponiert liegenden Propeller an den Böschungen Beschädigungen erfahren könnten. Um jedoch den Vorteil des beim Doppelschrauber erreichbaren kleineren Belastungsgrades und die damit verbundene Wirkungsgradverbesserung auch beim Einschraubenschlepper wenigstens teilweise zu erreichen, entschied man sich dazu, für das Fahrzeug einen größeren Tiefgang zuzulassen,

so daß bei geringer Tunnelausbildung des Hecks die Wahl eines Propellers von  $D = 1,63$  m Durchmesser ermöglicht wurde.

Fall c. Für den betreffenden Einschraubendampfschlepper soll unter Einhaltung der ad a gestellten Konstruktionsbedingungen die Wahl eines Propellerdurchmessers von  $D = 1,63$  m statthaft sein. Hierbei liegt nach obigem ein Durchmesserbelastungsgrad

$$C_d = \frac{\sqrt{S}}{D \cdot V_e} = \frac{\sqrt{1670}}{1,63 \cdot 1,180} = 21,24$$

vor. Der günstigste Propellerwirkungsgrad ergibt sich unter diesen Verhältnissen nach den Diagrammen Abb. 6 zu  $\eta_p = 0,302$  für das Steigungsverhältnis  $H/D = 0,8$  wobei der diesem letzteren zugeordnete Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e} = 3,87$  beträgt,

so daß man mit einer Tourenzahl von  $n = C_s \cdot \frac{V_e}{D} = 3,87 \cdot \frac{1,180}{1,63} = 2,80$  pro Sekunde =  $n_s = 168$  pro Minute zu rechnen hat. Unter Annahme gleicher Sog- und Nachstromverhältnisse wie im Fall a und demzufolge gleicher Propellerschubpferdestärken müßte die Maschine eine abgebremste Wellenleistung von

$$\text{WPS} = \frac{\text{SPS}}{\eta_p} = \frac{26,3}{0,302} = 87,3 \text{ hergeben und } \text{JPS} = \frac{\text{WPS}}{\eta_m} = \frac{87,3}{0,85} = 102,4 \text{ Pferde-}$$

stärken indizieren. Der sogenannte Schleppgütegrad schließlich beträgt  $Z/\text{JPS} = \frac{1460}{102,4} = 14,25 \text{ kg/PS}$ , d. h. nur noch etwa 12% weniger als beim Doppel-

schrauber unter günstigsten Verhältnissen und ungefähr denselben Touren, aber annähernd 15% mehr als bei dem Einschraubenschlepper mit dem Propeller von bestem Steigungsverhältnis, aber dem kleineren Durchmesser von nur 1,35 m. Allerdings muß bei Wahl der großen Einschraubenschlepperschraube mit der niedrigen Tourenzahl von  $n_s = 168$  pro Minute gerechnet werden, während dieselbe bei der kleinen Schraube  $n_s = 236$  betragen darf. Für die anderen Steigungsverhältnisse des großen Propellers vom Durchmesser  $D = 1,63$  m sind die auf ähnliche Weise wie oben ermittelten Werte in Tabelle 3 zusammengestellt. Es geht daraus hervor, daß ebenso wie beim Doppelschrauber größere Steigungsverhältnisse als  $H/D = 0,8$  für praktische Zwecke nicht in Betracht kommen, da mit denselben schlechtere Schleppgütegrade und dabei außerdem noch niedrigere (ungünstigere) Touren verbunden sind. Sucht man anderseits die letzteren durch Wahl der kleineren Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,7$  und  $H/D = 0,6$  zu vergrößern, so daß sie nach Spalte 4 auf  $n_s = 184$  bzw. 206 kommen, so ist hierbei wiederum ein Abfall des Schleppgütegrades auf  $Z/\text{JPS} = 14,02$  bzw. 13,17 kg/PS

Tabelle 3.

Einschraubendampfschlepper. Resultate für  $Z = 1460$  kg Trossenzug bei 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit und beschränktem Propellerdurchmesser von  $D = 1,63$  m.

	1	2	3	4	5	6
	H/D	$\eta_p$	$C_s$	$n_s$	JPS	Z/JPS
1	0,6	0,279	4,75	206	110,9	13,17
2	0,7	0,297	4,23	184	104,2	14,02
3	0,8	0,302	3,87	168	102,4	14,25
4	0,9	0,301	3,58	155	102,8	14,22
5	1,0	0,298	3,36	146	103,8	14,07
6	1,1	0,294	3,15	137	105,3	13,86
7	1,2	0,288	2,99	130	107,5	13,58
8	1,3	0,281	2,85	124	110,1	13,26
9	1,4	0,275	2,72	118	112,5	12,98

in Kauf zu nehmen. Für einen Kompromiß würde in diesem besonderen Falle aber nicht das absolut günstigste Steigungsverhältnis von  $H/D = 0,8$ , sondern eher das von  $H/D = 0,7$  in Frage kommen, mit welchem sich die höhere Tourenzahl von  $n_s = 184/\text{Min.}$  und ein Schleppgütegrad von  $Z/JPS = 14,02$  kg/PS erzielen läßt, der dem mit der kleinen Schraube von  $D = 1,35$  m im Maximum erreichbaren von  $Z/JPS = 12,38$  kg/PS immer noch um mehr als 13% überlegen ist.

Fall d. Der betreffende Einschraubenschlepper soll wie vorhin bei 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit einen nutzbaren Trossenzug  $Z = 1460$  kg ausüben. Dabei sei mit Rücksicht auf die Bauausführung, insbesondere das Gewicht der Maschine, eine Tourenzahl  $n_s = 200/\text{Min.}$  einzuhalten, die Wahl des Durchmessers dagegen nicht durch Tiefgangsverhältnisse beschränkt.

Für diesen Fall eignen sich die in Abb. 7 als Funktion des Tourenbelastungsgrades  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$  aufgetragenen Diagramme der Propellerserie „M“ zur bequemen Auswertung.

Die Tourenzahl  $n$  pro Sekunde beträgt 3,33, mithin bei Annahme gleicher Sog- und Widerstandsverhältnisse wie a d a bis c,  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} = \sqrt{1670} \cdot \frac{3,33}{1,180} = 97,7$ . Durch diesen Wert des Tourenbelastungsgrades  $C_n$  wird nach den Dia-

grammen Abb. 7 der beste Propellerwirkungsgrad  $\eta_p = 0,286$  für das Steigungsverhältnis  $H/D = 0,7$  und ein diesem zugeordneten Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e} = 4,37$  bestimmt. Aus letzterem ergibt sich der erforderliche Propellerdurchmesser zu  $D = C_s \cdot \frac{V_e}{n} = 4,37 \cdot \frac{1,180}{3,33} = 1,549$  m und mithin die Steigung zu  $H = k \cdot D = 0,7 \cdot 1,549 = 1,084$  m. Die abgebremste Wellenpferdestärke beläuft sich auf  $WPS = \frac{SPS}{\eta_p} = \frac{26,3}{0,286} = 92$  und die indizierte Leistung der Maschine auf  $JPS = \frac{WPS}{\eta_p} = \frac{92}{0,85} = 108,2$ , so daß sich ein Schleppgütegrad  $Z/JPS = \frac{1460}{108,2} = 13,50$  kg/PS ergibt.

Für die anderen Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,6 - 1,4$  sind die auf gleiche Weise aus den Diagrammen Abb. 7 ermittelten Werte unter Einhaltung derselben Konstruktionsbedingungen, insbesondere der gleichen Tourenzahl  $n_s = 200/\text{Min.}$  und infolgedessen auch des gleichen Tourenbelastungsgrades  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2} = 97,7$  in Tabelle 4 zusammengestellt.

Tabelle 4.

Einschraubendampfschlepper. Resultate für  $Z = 1460$  kg Trossenzug bei 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit und verlangte Tourenzahl von  $n_s = 200/\text{Min.}$

	1	2	3	4	5	6
	H/D	$\eta_p$	$C_s$	D	JPS	Z/JPS
1	0,6	0,283	4,67	1,655	109,3	13,35
2	0,7	0,286	4,37	1,549	108,2	13,50
3	0,8	0,281	4,16	1,475	110,1	13,26
4	0,9	0,272	4,00	1,417	113,8	12,83
5	1,0	0,260	3,85	1,364	119,0	12,27
6	1,1	0,249	3,74	1,325	124,3	11,74
7	1,2	0,238	3,63	1,286	130,0	11,23
8	1,3	0,227	3,54	1,249	136,3	10,71
9	1,4	0,216	3,45	1,222	143,3	10,18

Ein Vergleich der Werte Spalte 4 und 6 ergibt ein anschauliches Bild über den Abfall des Schleppgütegrades  $Z/JPS$  mit Verkleinerung des Propellerdurchmessers  $D$ . In ähnlicher Weise, wie

Schleppermodell Nr. 386 mit flachem Heck und Doppelruder.

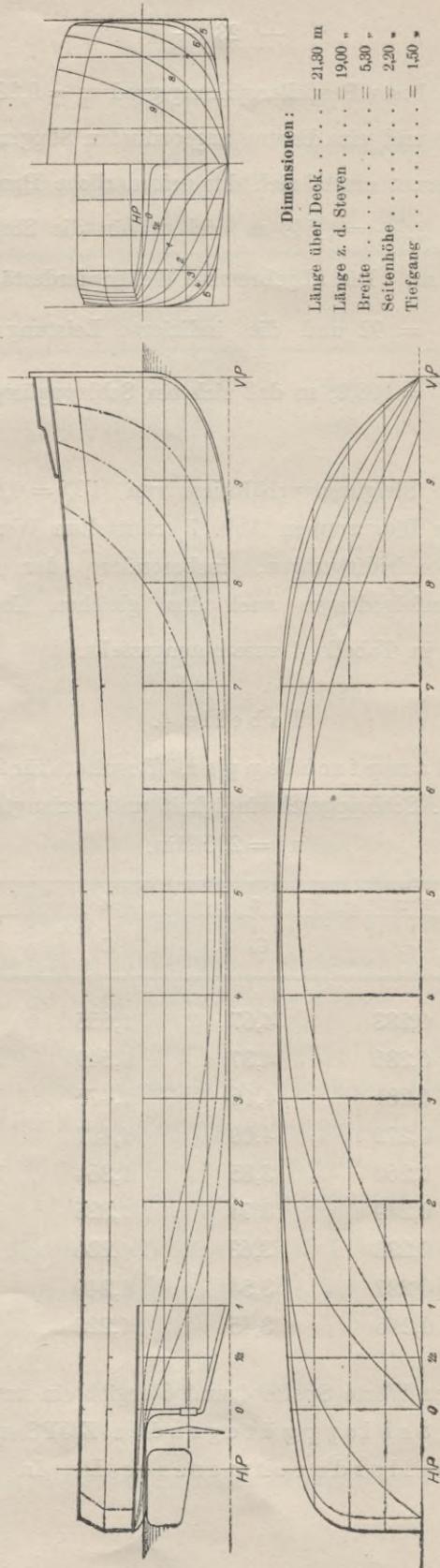


Abb. 8.

sich jedoch in den früheren Fällen bei gegebenem bzw. gewähltem Durchmesser, eine ganz bestimmte Tourenzahl als die günstigste herausstellte, ist in dem zuletzt untersuchten, d. h. bei gegebener Tourenzahl, ein ganz bestimmter Durchmesser, nämlich  $D = 1,549$  m als der vorteilhafteste anzusehen, dessen Vergrößerung, nach dem Resultat Zeile 1 zu urteilen, keine weitere Verbesserung des Gütegrades mehr mit sich bringt.

Durch die obigen Zahlenbeispiele sollte in erster Linie nur die Methode veranschaulicht werden, nach welcher eine Auswertung der Versuchsdiagramme Abb. 6 u. 7 der systematisch für sich allein, d. h. ohne Schiffsmodell untersuchten Propeller der Serie „M“ in einem bestimmten vorliegenden Konstruktionsfall ausgeführt werden kann. Dabei ist zunächst die stillschweigende Annahme gemacht worden, daß die Verhältnisse trotz Sog- und Nachstrombeeinflussung, die allerdings auch bereits in den betreffenden Rechnungen zum Teil berücksichtigt worden sind, absolut oder doch wenigstens relativ genommen dieselben bleiben, wenn der Propeller hinter dem Fahrzeug arbeitet. Um hierüber genaueren Aufschluß zu gewinnen, wurden dieselben Modellpropeller von 150 mm Durchmesser, auch zusammen mit dem im Maßstabe 1 : 9 ausgeführten Modell Nr. 386 eines passenden Schraubenschleppers, dessen Linien in Abb. 8 dargestellt sind, in folgender Weise untersucht.

#### F. Nachprüfung der Ergebnisse der für sich allein, d. h. ohne Schiffsmodell untersuchten Modellpropeller Serie „M“ durch Versuche: Schiffsmodell mit Schrauben.

Zu diesem Zweck wurde das Schleppermodell zunächst ohne Schraube in einem gewissen Bereich von Geschwindigkeiten geschleppt, um die Eigenwiderstände  $W$  des Schleppers zu bestimmen. Darauf wurde ein weiterer Versuch: Schleppermodell mit dem einzelnen Modellpropeller Nr. 7, von  $H/D = 1,2$  und 150 mm Durchmesser (im Maßstabe  $1/\alpha = 1/9$  einem Schiffsschraubendurchmesser von 1,35 m entsprechend) ebenfalls für eine Reihe von Geschwindigkeiten in der Weise ausgeführt, daß man einen bestimmten Trossenzug  $Z$  des Schleppers (im Modellmaßstab  $\alpha, \frac{Z}{\alpha^3}$ ), dadurch markierte, daß man das Widerstandsdynamometer von vornherein mit diesem Gewicht belastete und die Tourenzahl des Propellers bei der betreffenden Fahrtgeschwindigkeit so regulierte, daß die Schraube einen gemessenen Schub  $S$  ausübte, der gleich dem, um den Sog vermehrten Eigenwiderstand des Schleppers  $W$  war. Bei diesem Verfahren befindet sich das Modell genau

in demselben schleppenden Zustande wie der Schlepper selbst, der durch Kähne mit dem betreffenden Trossenzug belastet wird.

Die Ergebnisse des Versuchs, der bei einem markierten konstanten Trossenzug  $Z = 1460$  kg ausgeführt wurde, wie er auch durchweg bei den Auswertungen

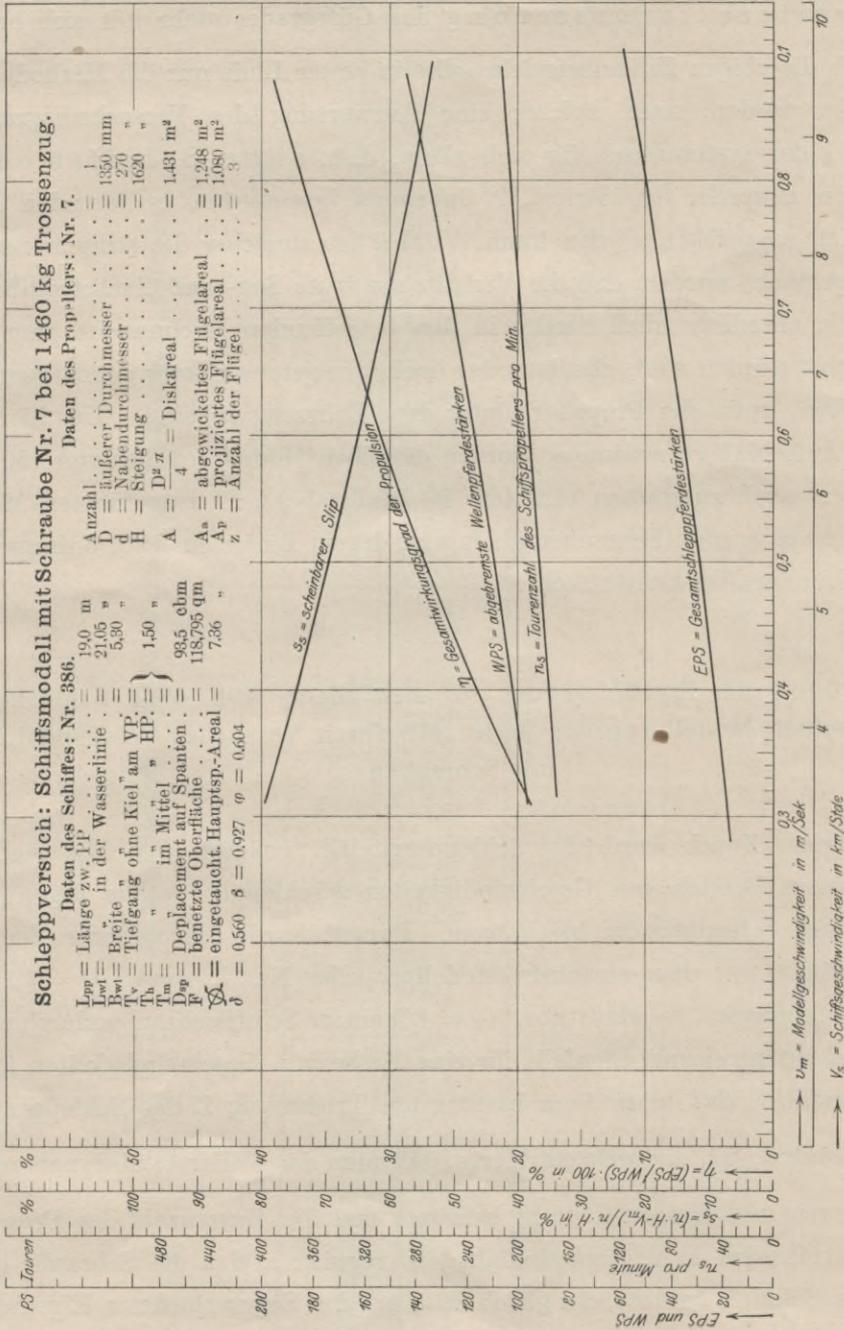


Abb. 9.

der Diagramme Abb. 6 und 7 zugrunde gelegt worden ist, sind in Abb. 9 dargestellt. Es läßt sich daraus entnehmen, daß für  $V_s = 5$  km/Std. Schleppgeschwindigkeit etwa  $n_s = 181$  Touren/pro Minute bei  $WPS = 107$  abgebremsten Wellenpferdestärken oder unter Annahme eines Maschinenwirkungsgrades  $\eta_m = 0,85$ ,  $JPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{107}{0,85} = 126$  indizierten Pferden festgestellt worden sind, ein Resultat, welches sich mit dem in Tabelle 1 Zeile 5 aufgeführten des für sich allein untersuchten Modellpropellers Nr. 7 annähernd deckt.

Ähnliche Versuche, auf die später noch näher eingegangen werden soll, wurden mit den Propellern Nr. 8 und 9 von  $H/D = 0,9$  bzw.  $0,6$  und  $D = 1,35$  m Durchmesser zusammen mit demselben Schleppermodell für den gleichen konstanten Trossenzug  $Z = 1460$  kg ausgeführt. Auch in diesen beiden Fällen konnte eine genügend genaue relative Übereinstimmung mit den Ergebnissen der für sich allein gefahrenen Modellschrauben nachgewiesen werden, ebenso wie bei denjenigen Versuchen, die mit dem betreffenden Schleppermodell als Doppelschrauber und Propellern Nr. 7 von  $D = 1,35$  m Durchmesser und schließlich auch noch mit demselben als Einschrauber, aber vergrößertem Propellermodell Nr. 7 von  $D = 1,63$  m Durchmesser vorgenommen wurden.

Alle diese Versuche: Schleppermodell mit Schrauben wurden ferner nicht allein für den bezeichneten konstanten Trossenzug  $Z = 1460$  kg, welcher durch die Konstruktion gegeben war, sondern auch bei dem kleineren von  $1165$  kg und größeren von  $1750$  kg ausgeführt, um hierdurch Daten über das Arbeiten der Propeller bei niedrigeren und höheren Belastungsgraden zu gewinnen. Von den zugehörigen Ergebnissen werden in den Abb. 10 und 11 nur beispielsweise noch die mit dem kleineren Propeller Nr. 7 von  $1,35$  m Durchmesser für  $Z = 1165$  kg bzw.  $1750$  kg ermittelten in Form von Diagrammen gebracht, während weitere der besseren Übersicht wegen in folgendem gleich zahlenmäßig zusammengestellt sind. Die zunächst in Tabelle 5 aufgeführten Versuchsergebnisse beziehen sich auf den Einschraubenschlepper, Modell Nr. 386 mit Propellern Nr. 7, 8 und 9 von  $D = 1,35$  m Durchmesser und Steigungsverhältnissen  $H/D = 1,2, 0,9$  und  $0,6$  bei Schleppgeschwindigkeiten  $V_s = 4$  und  $5$  und  $6$  km/Std. und Trossenzügen  $Z = 1165, 1460$  und  $1750$  kg. Aus denselben lassen sich folgende Schlußfolgerungen ziehen.

Bei ein und demselben Propeller und gleichen Schleppgeschwindigkeiten fällt der in diesem Falle mit Schleppgütegrad bezeichnete Wert von  $Z/JPS$ , d. h. der nutzbare Trossenzug pro indizierte Pferdestärke mit der Er-



zu verstehen. Bei der Errechnung der indizierten Pferdestärken JPS aus den beim Versuch festgestellten abgebremsten WPS ist in gleicher Weise wie früher wieder ein Maschinenwirkungsgrad  $\eta_m = \frac{WPS}{JPS}$  von 85% angenommen worden.

Bei ein und demselben Propeller und gleichen Trossenzügen

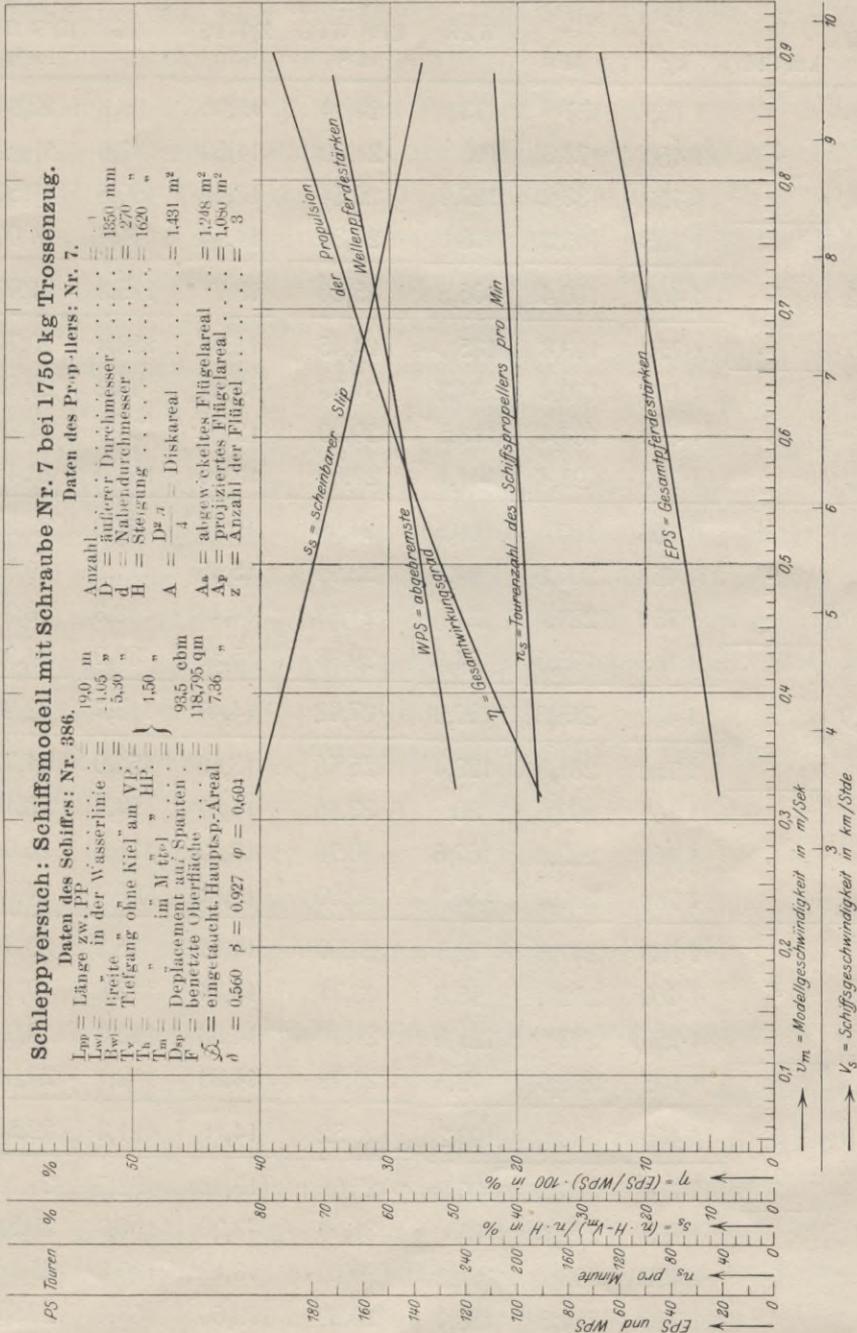


Tabelle 5.

Versuchsergebnisse des Einschrauben-Schleppermodells Nr. 386 mit Propellern Nr. 7, 8 und 9 von  $D = 1,35$  m Durchmesser und  $H/D = 1,2-0,9-0,6$  Steigungsverhältnissen für verschiedene Trossenzüge  $Z$  in kg und Schleppgeschwindigkeiten  $V_s$  in km/Std.

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
	Prop. Nr.	H/D	$V_s$ km/Std.	$Z$ kg	$\eta_s$ p. Min.	WPS	$\eta =$ EPS/WPS in %	Z/WPS	JPS	$\eta^i =$ EPS/JPS in %	Z/JPS
1				1 165	157	73	24,14	15,96	85,8	20,54	13,58
2			4	1 460	173,8	100	21,89	14,60	117,6	18,62	12,41
3				1 750	188,2	127,9	20,54	13,68	150,5	17,50	11,63
4				1 165	163,8	78	28,30	14,94	91,7	24,07	12,71
5	7	1,2	5	1 460	180,4	106,5	25,80	13,71	125,3	21,93	11,65
6				1 750	193,8	135	24,45	12,96	158,8	20,78	11,02
7				1 165	170,4	84,3	31,78	13,82	99,2	27,00	11,74
8			6	1 460	187,4	113,5	29,20	12,86	133,5	24,81	10,93
9				1 750	198,4	141,1	27,60	12,40	166,0	23,45	10,54
10				1 165	188	69,5	24,99	16,77	81,8	21,23	14,24
11			4	1 460	206,8	94,5	22,99	15,45	111,2	19,55	13,13
12				1 750	224,4	121	21,53	14,46	142,3	18,30	12,29
13				1 165	195,6	74,8	29,38	15,58	88,0	24,96	13,24
14	8	0,9	5	1 460	215,6	100,9	27,02	14,47	118,7	22,96	12,30
15				1 750	231,8	128,4	25,56	13,63	151,0	21,72	11,58
16				1 165	203,6	80	33,16	14,57	94,1	28,18	12,38
17			6	1 460	223,8	107,6	30,70	13,57	126,5	26,09	11,54
18				1 750	239,6	136,3	29,00	12,84	160,4	24,65	10,91
19				1 165	247,6	72,5	23,90	16,07	85,3	20,31	13,66
20			4	1 460	272	95,8	22,71	15,24	112,8	19,30	12,94
21				1 750	293	121,6	21,20	14,38	143,0	18,02	12,23
22				1 165	258,6	78,3	27,79	14,88	92,1	23,61	12,65
23	9	0,6	5	1 460	282	103,2	26,52	14,15	121,3	22,54	12,03
24				1 750	303,6	129,8	25,01	13,48	152,7	21,26	11,46
25				1 165	270,4	85	31,19	13,70	100,0	26,51	11,65
26			6	1 460	293	111,2	29,60	13,13	130,8	25,16	11,16
27				1 750	314,6	138,9	28,20	12,60	163,4	23,97	10,71

findet mit Steigerung der Schleppgeschwindigkeit zwar auch ein Abfall der Werte von  $Z/JPS$  statt, im Gegensatz zum vorigen Fall aber wachsen hierbei die Gesamtwirkungsgrade der Propulsion  $\eta^i = \frac{EPS}{JPS}$  im günstigen Sinne, was darauf zurückgeführt werden muß, daß entsprechend den früheren Ausführungen auch bei gleichen Propellerschüben mit einer Verringerung des Belastungsgrades zu rechnen ist, wenn die Fahrtgeschwindigkeit erhöht wird.

Von den drei in Tabelle 5 zum Vergleich herangezogenen Schrauben ist im vorliegenden Konstruktionsfall, d. h. für  $V_s = 5$  km/Std. Schleppgeschwindigkeit und  $Z = 1460$  kg Trossenzug der Propeller Nr. 8 mit dem Steigungsverhältnis  $H/D = 0,9$  infolge des geringsten Aufwandes an Maschinenleistung als der günstigste anzusehen, ein Resultat, welches sich ebenfalls mit dem bereits aus den Diagrammen Abb. 6 abgeleiteten in Tabelle 1 verzeichneten nicht nur relativ, sondern auch absolut ziemlich genau deckt. Da eine ähnliche Übereinstimmung auch noch für den Propeller Nr. 7 mit  $H/D = 1,2$  und schließlich auch für den Propeller Nr. 9 mit  $H/D = 0,6$  zutrifft, so dürfte damit in genügender Weise gekennzeichnet sein, daß die aus den Diagrammen Abb. 6 und 7 abgeleiteten Werte keine wesentlichen Veränderungen mehr erfahren, wenn die Beeinflussung, welche der hinter dem Schiff arbeitende Propeller infolge Sog und Nachstrom offenbar noch erleidet, nicht nur auf Grund von schätzungsweisen Annahmen derselben, sondern auch durch einen Schleppversuch: Schiffsmodell mit Schrauben nachgeprüft wird. Geringe Unterschiede, die dabei in den Tourenzahlen zutage treten, können auf die Veränderlichkeit des bei verschiedenen Steigungsverhältnissen nicht konstanten Nachstroms zurückgeführt werden.

#### —G. Dimensionslose Auftragung der Versuchsergebnisse: Schleppermodell mit Schrauben für allgemeine Konstruktionsfälle.

Während nun die als Funktion der Durchmesserbelastungsgrade  $C_d = \frac{\sqrt{S}}{D V_e}$  bzw. Tourenbelastungsgrade  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$  dimensionslos aufgetragenen Diagramme Abb. 6 und 7 eine Auswertung für alle möglichen Konstruktionsfälle, d. h. verschiedenste Propellerschübe bzw. Trossenzüge, Schleppgeschwindigkeiten, statthafte Schraubendurchmesser und erwünschte Tourenzahlen gestatten, ist dies mit den aus den Versuchen: Schiffsmodell mit Schrauben ermittelten Werten Abb. 9—11 ohne weiteres nicht der Fall, da dieselben nur für einen ganz bestimmten

Schlepper und einzelne ganz bestimmte (untersuchte) Trossenzüge gelten und eigentlich nur auf genau ähnliche Fahrzeuge bei korrespondierenden Trossenzügen und Geschwindigkeiten übertragen werden dürfen. Es läßt sich jedoch auch eine weitergehende für praktische Zwecke meistens schon in gewissen Grenzen genügend genaue Auswertung der letzteren Versuchsergebnisse für kleine Geschwindigkeitsbereiche nach der in folgendem erörterten Darstellungsmethode vornehmen.

Bei den für sich allein, d. h. ohne Schiffsmodell untersuchten Modellpropellern sind nach früherem Slip und Wirkungsgrad durch den vorliegenden Belastungsgrad  $C_d = \frac{1}{D} \frac{S}{V_e}$  eindeutig festgelegt. Der erforderliche Schub  $S$  eines hinter dem Schiff arbeitenden Propellers steht bei Annahme einer Sogziffer  $t$  mit dem verlargten Trossenzug  $Z$  und dem bei der Schleppgeschwindigkeit vorliegenden zusätzlichen Schleppereigenwiderstand  $W$  in folgender Beziehung:

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

Da der Wert von  $W$  gegenüber dem von  $Z$  bei den geringen Schleppgeschwindigkeiten und großen Trossenzügen, wie sie meistens im Binnenschiffahrtsbetriebe vorliegen, nur verhältnismäßig klein ist und die Sogziffer  $t$  auch bei verschiedenen Trossenzügen und Geschwindigkeiten annähernd konstant bleibt, so ist der Belastungsgrad im wesentlichen auch schon genau genug durch den Ausdruck  $\frac{Z}{D^2 V_e^2}$  gekennzeichnet.

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

Die Nachströmziffer  $w$  ist in diesem Falle ebenfalls bei verschiedenen Geschwindigkeiten gleich groß, mithin ist auch der Belastungsgrad eine Funktion von  $\frac{Z}{D^2 V_m^2}$  oder, statt  $V_m$  in m/sec  $V_s$  in km/Std. eingeführt, von  $\frac{Z}{D^2 V_s^2}$ , der sogenannten Trossenzugkonstanten.

In allen Fällen, wo die Trossenzugkonstante  $\frac{Z}{D^2 V_s^2}$  denselben Wert hat, müssen daher die Slipverhältnisse und Propellerwirkungsgrade gleich groß sein. Letztere stellen eigentlich das Verhältnis der nutzbaren Trossenzugpferdestärken  $ZPS = \frac{Z V_m}{75}$ , vermehrt um die effektive Schleppleistung zur Überwindung des Eigenwiderstandes  $W$  des Schleppers  $PS_e = \frac{W V_m}{75}$  zu den abgetriebenen Wellenpferdestärken  $WPS$  dar:

$$\eta = \frac{ZPS + PS_e}{WPS}$$

Da aber die  $PS_e$  im Vergleich zu den ZPS in diesem Falle (geringe Schleppgeschwindigkeiten) nur sehr klein sind, so ist der sogenannte Propulsionswirkungsgrad  $\eta$  bei Vernachlässigung von Sog und Nachstrom auch durch das Verhältnis  $\frac{ZPS}{WPS}$  genügend genau gekennzeichnet.

Gleicher Slip bei verschiedenen Fahrtgeschwindigkeiten und Tourenzahlen ist vorhanden, wenn  $s_n = \frac{n H - V_e}{n H}$  konstant ist und infolgedessen auch  $\frac{n H}{V_e} = \frac{1}{1 - s_n}$  einen konstanten Wert hat.

$H = k D$ ;  $k =$  Steigungsverhältnis;

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

$n_s =$  Tourenzahl pro Minute;

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

Unter der Annahme, daß bei verschiedenen Fahrtgeschwindigkeiten  $V_s$  auch die Nachstromziffer  $w$  ungefähr gleich groß bleibt, ist  $V_e$  direkt proportional  $V_s$  und der Slip durch den Slipgrad  $\frac{H n_s}{V_s}$  gekennzeichnet.

Bei gleichem Slip liegen gleiche Wirkungsgrade und gleiche Belastungsgrade vor:

$$\frac{Z}{D^2 V_s^2} = c;$$

$$\frac{Z V_s}{D^2 V_s^3} = c;$$

$Z V_s$  ist eine Funktion von  $WPS \cdot \eta_p$ ;

$\eta_p =$  Konstante für bestimmten Slip;

mithin ist auch der Wert von  $\frac{WPS}{D^2 V_s^3}$  die sogenannte Leistungskonstante, bei gleichem Slip für ähnliche Propeller gleich groß.

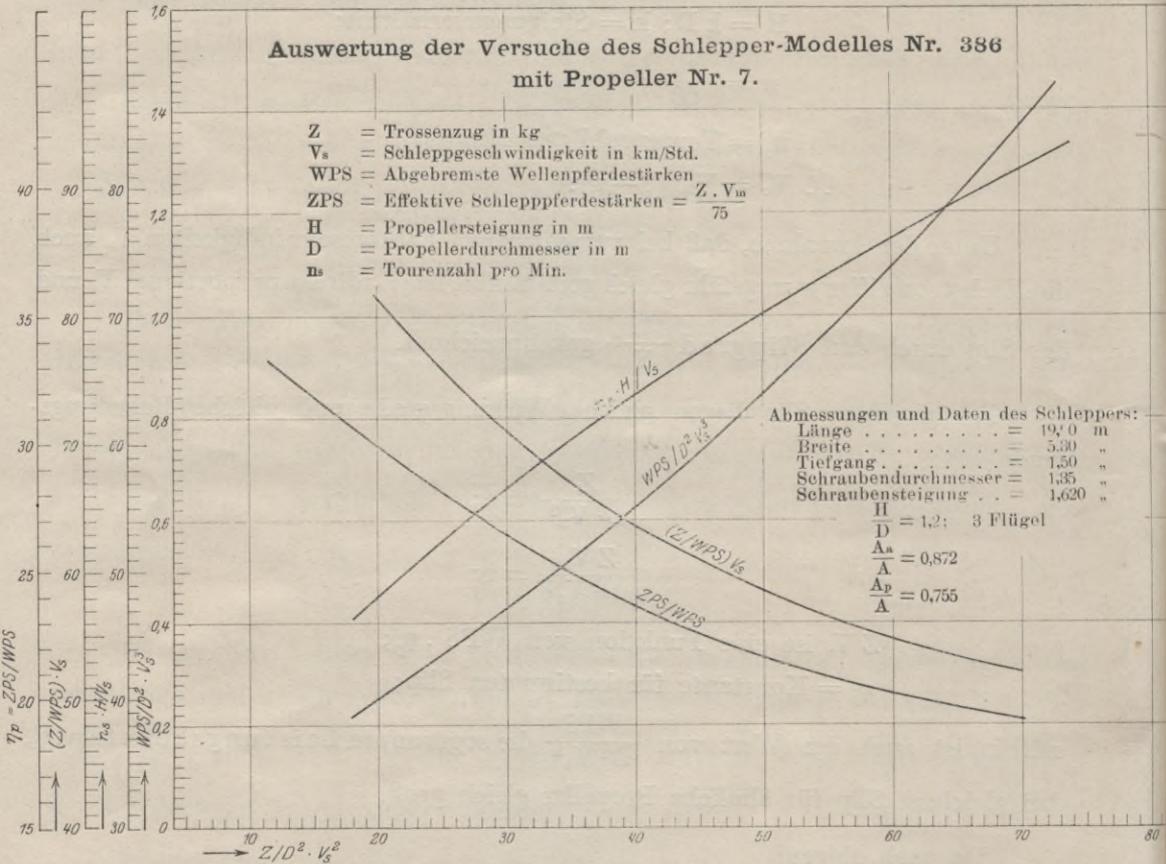
Da nach obigem

$$\frac{Z V_s}{D^2 V_s^3} = c \text{ und}$$

$$\frac{WPS}{D^2 V_s^3} = c,$$

so ist schließlich auch  $\frac{Z}{WPS} \cdot V_s$ , die sogenannte Konstante des Schleppgütegrades, d. h. das Verhältnis des nutzbaren Trossenzuges  $Z$  in kg pro abgebremste Wellenpferdestärke  $WPS$ , multipliziert mit der Schleppgeschwindigkeit  $V_s$  (in km/Std.) bei ähnlichen Propellern und gleichem Slip gleich groß.

Trägt man daher, wie dies beispielsweise in den Diagrammen Abb. 12 mit den Versuchsergebnissen des Einschraubenschleppermodells Nr. 386 und zugehörigen Modellpropeller Nr. 7 von  $H/D = 1,2$  geschehen ist, als Funktion der Trossenzugkonstanten  $\frac{Z}{D^2 V_s^2}$  die entsprechenden Tourenzahl- und Leistungskonstanten wie die Konstanten des sogenannten Propulsionswirkungsgrades  $ZPS/WPS$  und des Schleppgütegrades  $\frac{Z}{WPS} \cdot V_s$  graphisch auf, so kann man eine Überschlagsrechnung



für die in einem bestimmten vorliegenden Konstruktionsfall zu erwartenden Verhältnisse nach dem folgenden, durch ein Zahlenbeispiel erläuterten Verfahren durchführen.

**A u f g a b e:** Ein dem untersuchten Schleppermodell genau ähnlicher Schlepper soll mit einem Propeller nach Modell Nr. 7 von  $D = 1,5$  m beschränktem Durchmesser ausgerüstet werden und bei  $V_s = 5,5$  km/Std. Schleppgeschwindigkeit einen nutzbaren Trossenzug  $Z = 1800$  kg ausüben.

Verlangt sind die zu erwartenden Tourenzahlen  $n_s$  pro Minute, die abgebremsten und indizierten Pferdestärken WPS bzw. JPS, sowie der Schleppgütegrad  $Z/JPS$  in kg pro PS. In diesem Falle liegt für die Schraube der Belastungs-

$$\text{grad} \frac{Z}{D^2 V_s^2} = \frac{1800}{1,5^2 \cdot 5,5^2} = 26,5 \text{ vor.}$$

Für diesen bestimmen die Diagramme Abb. 12 die zugehörigen Werte von:

$$\frac{n_s H}{V_s} = 53,6;$$

$$\frac{WPS}{D^2 V_s^3} = 0,365;$$

$$\frac{Z}{WPS} \cdot V_s = 74,4.$$

Mithin beträgt die Tourenzahl

$$n_s = 53,6 \cdot \frac{V_s}{H} = 53,6 \cdot \frac{5,5}{1,8} = 164 \text{ pro Minute.}$$

Die Leistung an abgebremsten Wellenpferdestärken würde sein:

$$WPS = 0,365 D^2 V_s^3 = 0,365 \cdot 1,5^2 \cdot 5,5^3 = 137$$

und der Schleppgütegrad

$$\frac{Z}{WPS} \cdot \frac{74,4}{V_s} = \frac{74,4}{5,5} = 13,5 \text{ kg/PS.}$$

Letztere beiden unter Annahme von  $\eta_m = 0,85$  Maschinenwirkungsgrad auf die indizierte Leistung bezogen, ergibt:

$$JPS = \frac{WPS}{\eta_m} = \frac{136}{0,85} = 160$$

und

$$Z/JPS = \frac{Z}{WPS} \cdot \eta_m = 13,5 \cdot 0,85 = 11,5 \text{ kg/PS.}$$

#### H. Vergleich der Probefahrtsergebnisse ausgeführter Schlepper mit Anhang mit den Resultaten der Modellversuchsergebnisse.

Bekanntlich stehen einer einwandfreien Feststellung zuverlässiger Schleppversuchsergebnisse ausgeführter Schlepper selbst in dem ruhigen (nicht fließenden) Wasser von Kanälen große praktische Schwierigkeiten entgegen, so daß sich erhebliche Streuungen in den ermittelten Resultaten oft nicht vermeiden lassen.

Wie in früherem (Abschnitt E und F) nachgewiesen worden ist, sind alle Faktoren, welche bei derartigen Versuchen festgestellt werden, insbesondere Slip und Wirkungsgrad, in erster Linie eine Funktion der Belastungsgrade, die auch bei ein und demselben Schlepper nicht etwa nur allein durch die absoluten Werte der jedesmaligen Trossenzüge,

sondern vielmehr durch die Verhältnisse der letzteren zu den Quadraten der zugehörigen Schleppgeschwindigkeit bestimmt werden, in der Weise, daß z. B. für die gleichen Trossenzüge bei kleineren Geschwindigkeiten höhere Belastungsgrade vorliegen als bei größeren Geschwindigkeiten, wodurch die schlechteren Wirkungsgrade, die im ersten Falle auftreten, zu erklären sind. Mit dem Wirkungsgrad, d. h. dem Verhältnis der effektiven Schlepparbeit zu der aufgewandten Maschinenleistung darf der sogenannte Schleppgütegrad  $Z/JPS$ , welcher in Anlehnung an die Gebräuche der Binnenschiffahrtspraxis auch bei den obigen Versuchen unabhängig davon für sich besonders ausgewertet worden ist, nicht in Parallele gesetzt werden, da in demselben nur die Beziehung zwischen einer Kraft und einer Arbeit, nicht aber die zweier gleichartigen Größen zum Ausdruck kommt. Es kann daher auch nicht überraschen, daß für gleiche Trossenzüge gerade bei den kleinen Schleppgeschwindigkeiten, wo infolge der großen Belastungsgrade die schlechtesten Wirkungsgrade auftreten, sich die höchsten Schleppgütegrade feststellen lassen und schließlich im Grenzfalle, d. h. bei der Pfahlprobe sogar die größten Werte von Trossenzug  $Z$  zu aufgewandter Maschinenleistung  $JPS$  ermittelt worden sind.

Von dem bezeichneten Gesichtspunkte ausgehend, daß die Probefahrtsresultate eines bei verschiedenen Trossenzügen und Geschwindigkeiten arbeitenden Schleppers der Hauptsache nach durch den Belastungsgrad beeinflußt werden, ist eine Auswertung derselben nach der im Abschnitt G gekennzeichneten Methode in folgendem an dem Beispiel des Schleppers „Friedefürst“ vorgenommen worden, mit welchem im Oder-Spree-Kanal und im Groß-Schiffahrtsweg-Berlin-Stettin von dem Königl. Hauptbauamt Potsdam eingehende Schleppversuche mit verschiedenem Anhang ausgeführt wurden. Die Ergebnisse derselben sind in nachstehender Tabelle 6 (Spalte 1—4) aufgeführt.

Der Schlepper hatte eine Länge über alles von 19,5 m, eine Breite von 4,3 m und bei einem Tiefgang von 1,29 m ein Displacement von etwa 70 t.

Die Schraube wies, abgesehen von der peripherial veränderlichen Steigung, ungefähr die Konstruktionsverhältnisse des Modellpropellers Nr. 7, welcher der untersuchten Serie „M“ zugrunde lag, und insbesondere folgende Daten auf:

$$D = \text{Durchmesser} = 1,20 \text{ m,}$$

$$H = \text{mittlere der peripherialen Steigung} = 1,40 \text{ m,}$$

$$A_a/A = \text{Verhältnis des abgewickelten Areal's aller 3 Flügel zur Diskfläche} \\ = 0,85.$$

Tabelle 6.

Versuchsergebnisse der Schleppfahrten des Schleppers „Friedefürst“.

	1	2	3	4	5	6	7
	$V_s$ in km/Std.	$n_s$ p. Min.	Z in kg	JPS	$\frac{Z V_s}{JPS}$	$\frac{\sqrt{Z}}{D V_s}$	$\frac{n_s D}{V_s}$
1	3,10	125	700	37,6	57,7	7,11	48,39
2	3,20	130	730	38,9	60,0	7,03	48,75
3	3,30	150	1 000	63,9	51,6	7,98	54,50
4	3,30	150	1 050	65,5	52,9	8,18	54,50
5	3,40	148	890	55,5	54,6	7,31	52,24
6	3,40	150	1 040	61,9	57,1	7,91	52,9
7	3,40	155	1 090	69,7	53,2	8,09	54,7
8	3,40	160	1 150	74,4	52,6	8,31	56,44
9	3,45	168	1 230	88,3	48,0	8,47	58,4
10	3,50	170	1 230	80,5	53,5	8,35	58,3
11	3,55	168	1 300	86,8	53,2	8,46	57,0
12	3,60	166	1 240	78,9	56,6	8,15	55,32
13	3,60	170	1 360	90,3	54,2	8,53	56,7
14	3,60	178	1 290	96,1	48,3	8,32	59,34
15	3,65	165	1 180	81,4	52,9	7,84	54,22
16	3,65	168	1 290	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	1 320	88,1	55,6	8,18	57,1
19	3,70	179	1 280	92,9	51,0	8,06	58,04
20	3,75	179	1 340	93,2	54,0	8,14	57,2
21	3,80	148	890	54,6	62,0	6,54	46,72
22	3,80	178	1 340	94,8	53,7	8,03	56,2
23	4,10	168	1 180	86,0	56,3	6,98	49,2
24	4,10	175	1 200	86,6	56,8	7,04	51,22
25	4,15	160	1 150	77,7	61,4	6,81	46,25
26	4,20	168	1 220	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	1 200	80,0	64,5	6,71	46,32
29	4,40	170	1 230	83,0	65,2	6,64	46,37
30	4,50	178	1 290	93,8	61,9	6,65	47,45
31	5,00	151	880	55,9	78,7	4,945	36,25
32	5,30	173	1 190	84,6	74,6	5,42	39,20

Die Maschine hatte bei normaler Füllung und 165 Touren pro Minute eine Konstruktionsleistung von ca 90 indizierten Pferdestärken. In den Spalten 5—7 sind die aus den Probefahrtsergebnissen abgeleiteten Werte der sogenannten

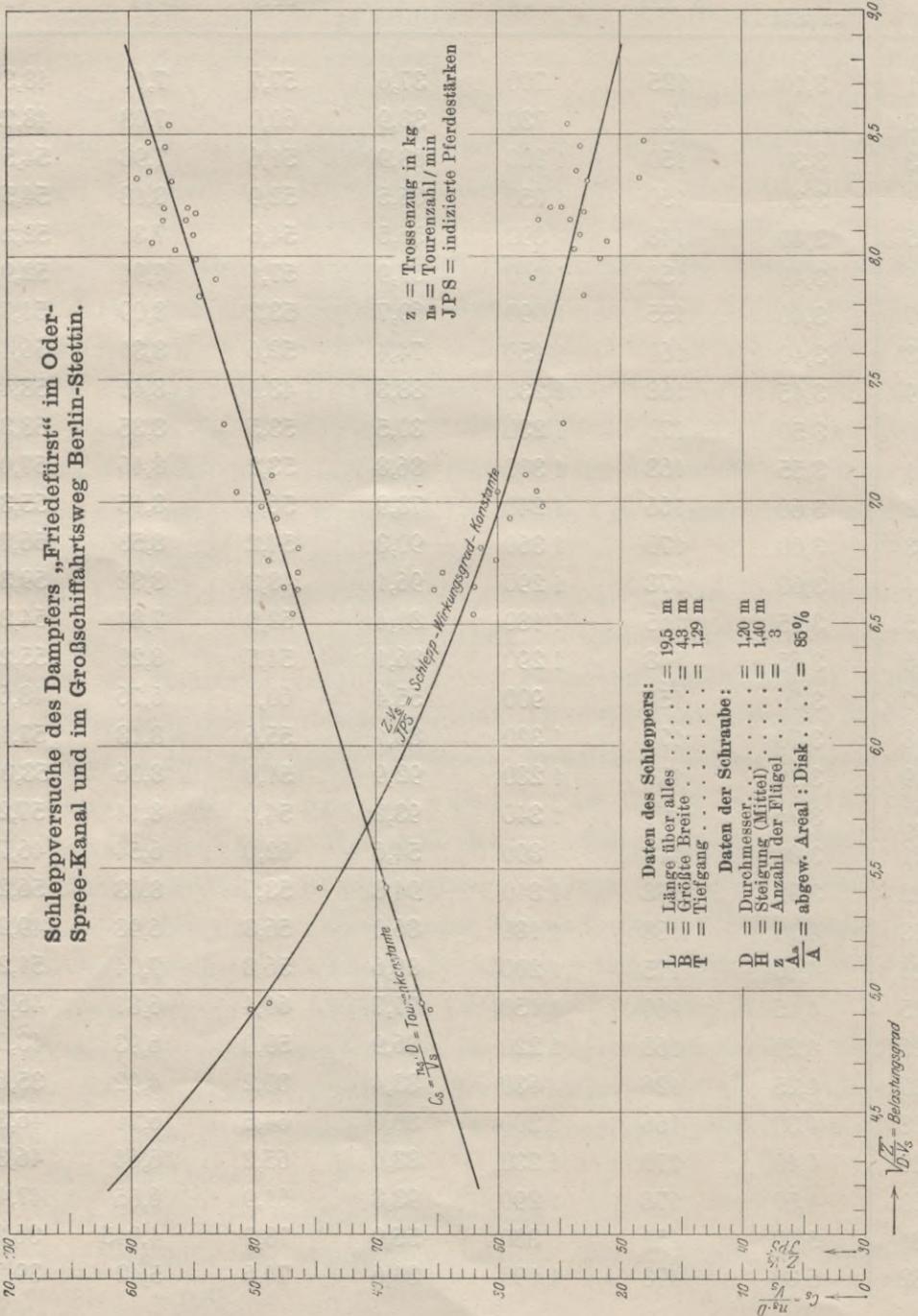


Abb. 13.

Schleppgütegradkonstanten  $\frac{Z}{JPS} \cdot V_s$  der dem vorhin definierten Slipgrad in übertragenem Sinne gleichartigen Tourenzahlkonstanten  $\frac{n_s D}{V_s}$  sowie des Belastungsgrades  $\frac{\sqrt{Z}}{D V_s}$  verzeichnet und erstere beiden als Funktion des letzteren in Abb. 13 punktweise markiert worden. Die ausgezogenen Kurven stellen die Charakteristik der aus den Bassinversuchsergebnissen eines dem ausgeführten Schiffspropeller ähnlichen Modellpropellers ermittelten gleichartigen Werte dar und kennzeichnen in gewissem Grade die Streuungen, welche bei den im Kanal festgestellten Schleppversuchsergebnissen vorgelegen haben müssen.

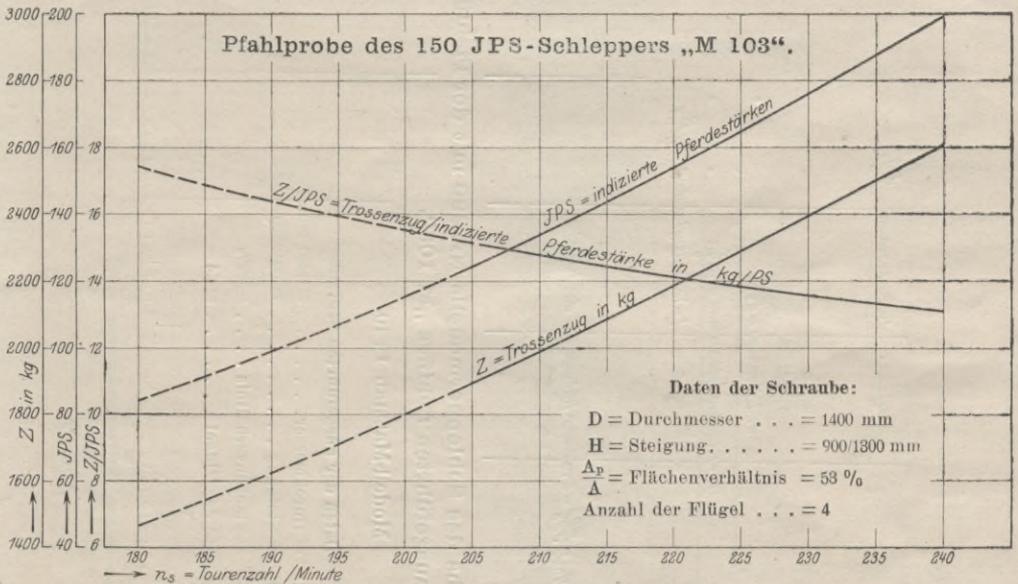


Abb. 14.

Bei der Übertragung der Modellversuchsergebnisse auf die Verhältnisse der Probefahrt mußte allerdings eine schätzungsweise Annahme über die Größe des Maschinenwirkungsgrades  $\eta_m = \frac{WPS}{JPS}$  des Verhältnisses der abgebremsten Wellenpferdestärken zu den indizierten der Maschine gemacht werden, von denen durch Indizieren der Zylinder nur die letzteren einwandfrei festgestellt, erstere dagegen in Ermangelung eines zu diesem Zwecke erforderlichen Torsionsmessers für die Schraubenwelle nicht ermittelt werden konnten.

An dieser Stelle mag darauf hingewiesen werden, daß über die Größe des Maschinenwirkungsgrades  $\eta_m$  kleinerer Schiffsmaschinen, welche bei obigen Aus-

wertungen durchweg mit 85% angenommen worden ist, zuverlässige Daten in der Praxis nur selten zu erhalten sind. Bei dem großen Wert, den eine genaue Kenntnis dieses Faktors für die Übertragung der Ergebnisse von Propellermodellversuchen, durch welche bekanntlich nur die zur Drehung der Schraube erforderlichen abgebremsten Wellenpferdestärken WPS, nicht aber die indizierten der

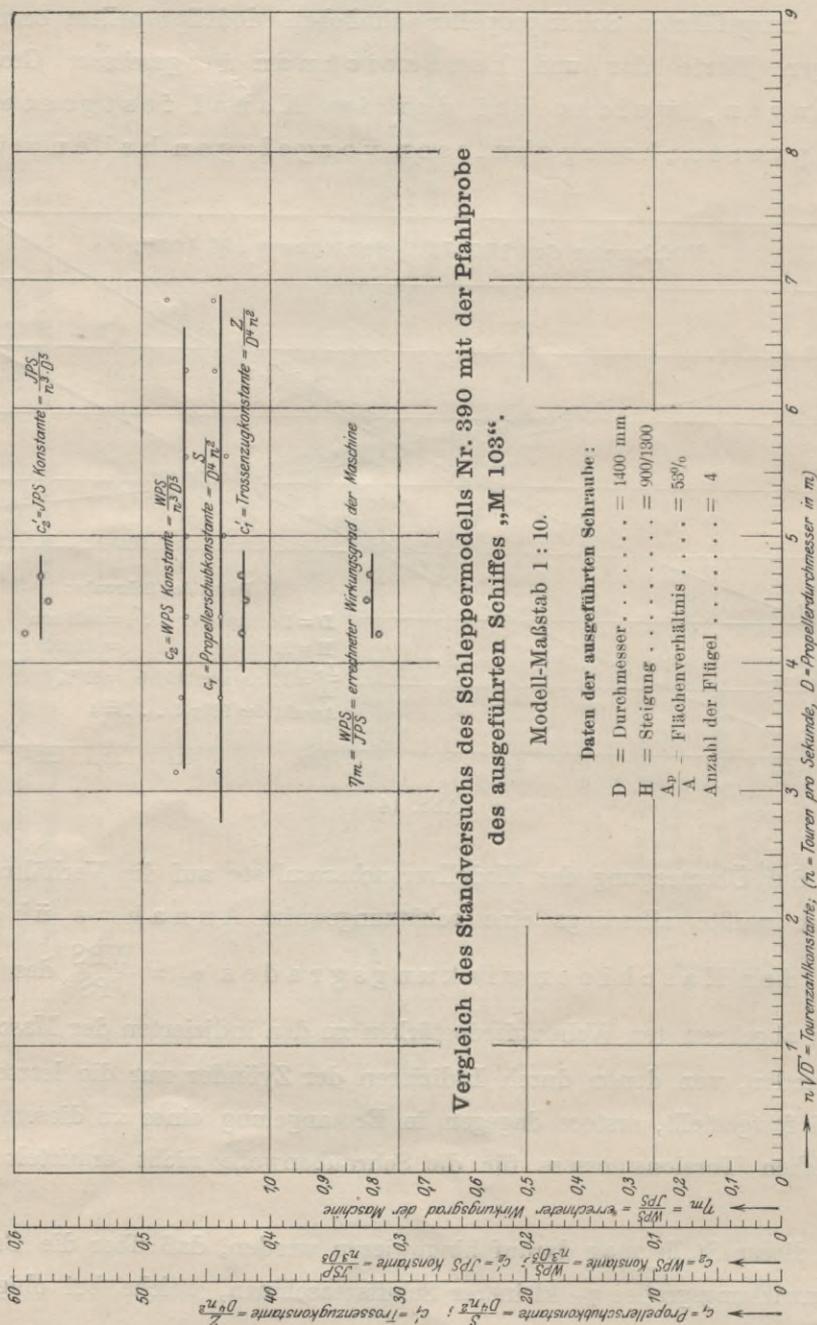


Abb. 15.

Maschine JPS festgestellt werden können, wären eingehende Versuche, die mit Maschinen verschiedener Größen und Systeme bei verschiedenen Touren ausgeführt werden mußten, zur Klärung dieser Frage dringend erwünscht.

Um hierüber aber auch ohne Abbremsung der Wellenleistung, wenn auch nicht völlig einwandfreie Daten, so doch wenigstens ungefähre Anhaltspunkte zu gewinnen, wurde folgendes Verfahren eingeschlagen. Die in den Diagrammen Abb. 14 für verschiedene Tourenzahlen dargestellten Daten einer Stand- oder Pfahlprobe des Schleppers „M 103“ der Königl. Kanalbau-  
 direktion Essen sind für einige besonders zuverlässige Fälle punktweise in den

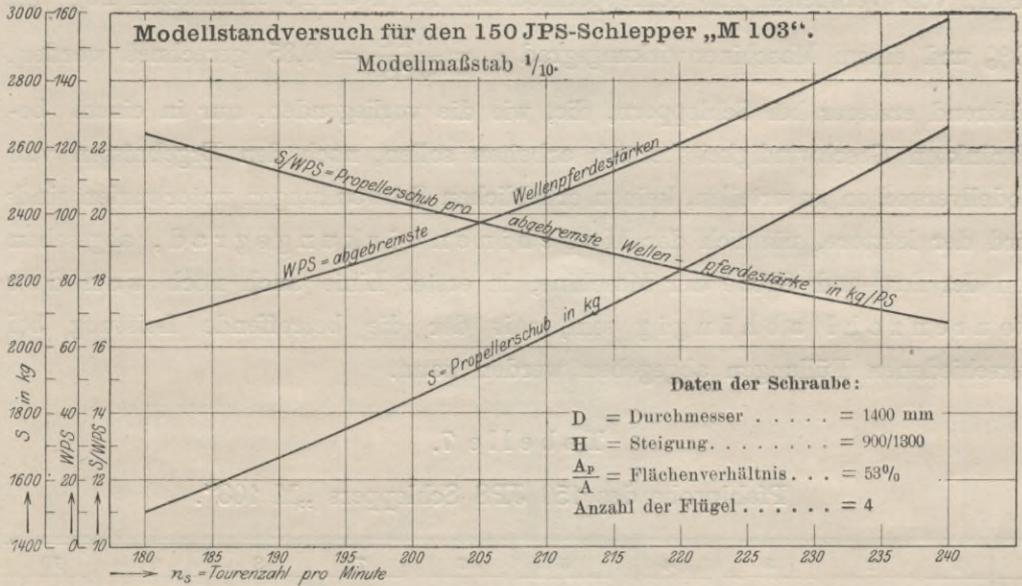


Abb. 16.

— Diagrammen Abb. 15 dimensionslos, d. h. als Funktion der Tourenkonstanten  $n \sqrt{D}$  in Form der Trossenzugkonstanten  $c_1' = \frac{Z}{n^2 D^4}$  sowie der Leistungskonstanten  $c_2' = \frac{JPS}{n^3 D^5}$  graphisch aufgetragen. In dem letzteren Diagramm sind außerdem die damit analogen Werte für die Propellerschubkonstante  $c_1 = \frac{S}{n^2 D^4}$  sowie die Leistungskonstante  $c_2 = \frac{WPS}{n^3 D^5}$ , welche auf Grund der in Abb. 16 dargestellten Ergebnisse eines mit dem betreffenden Schleppermodell und, dem zugehörigen Modellpropeller der ausgeführten Schiffsschraube vorgenommenen Bassinversuchs ermittelt wurden, verzeichnet. Wie daraus zu ersehen sind die WPS-Konstanten des Modellversuchs nur gleich etwa 80% der JPS-

Konstanten der Pfahlprobe, so daß hiernach unter Annahme der Gültigkeit des Ähnlichkeitsgesetzes die Schlußfolgerung gezogen werden kann, daß im vorliegenden Fall mit einem Maschinenwirkungsgrad  $\eta_m = \frac{WPS}{JPS} = c.0,80$  gerechnet werden muß. Da ferner die Trossenzugkonstanten  $c_1' = \frac{Z}{n^2 D^4}$  nur etwa gleich 96% der Werte der Propellerschubkonstanten  $c_1 = \frac{S}{n^2 D^4}$  betragen, so ergibt sich hiermit für die Größe der Sogziffer der Wert von  $t = \frac{Z-S}{Z} = \frac{1-0,96}{1} = 0,04$ , d. h. ein Sog von 4%. Bei den zahlenmäßigen Auswertungen der Versuchsdiagramme Abb. 6 und 7 der systematischen Propellerserie „M“ ist durchweg mit einem auf Grund von Versuchen mit Schleppermodellen in Fahrt ermittelten Sog von 10% und einem Maschinenwirkungsgrad  $\eta_m = \frac{WPS}{JPS} = 0,85$  gerechnet worden. Während ersterer bei Schleppern, die, wie die vorliegenden, nur in einem beschränkten Geschwindigkeitsbereich arbeiten sollen, nach den Ergebnissen von Modellversuchen zu urteilen, keinen erheblichen Schwankungen unterworfen sind, wird der letztere, nämlich der Maschinenwirkungsgrad, abgesehen von der Art und Größe der Maschine, in erster Linie auch noch von der Tourenzahl abhängig sein, mit der die betreffende Leistung bei verschiedenen Füllungen abgegeben werden kann.

Tabelle 7.

Pfahlprobe des 150 JPS Schleppers „M 108“.

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	$n_s$	Z	JPS	$\frac{n}{p. Sek.}$	$Z/n^2$	$JPS/n^3$	$\frac{\sqrt{Z}}{D}$	$C_n = \frac{Z}{n \cdot D}$	Z/JPS	$\frac{Z n}{JPS}$
1	50	280	7,56	0,833	403,5	13,09	9,84	1,417	37,0	30,8
2	90	830	33,40	1,500	369,6	9,90	16,94	2,55	24,85	37,3
3	102	1 040	46,00	1,700	360,0	9,36	18,96	2,89	22,62	38,4
4	120	1 390	70,72	2,000	347,5	8,84	21,92	3,40	19,67	39,3
5	134	1 740	99,37	2,233	349,3	8,93	24,53	3,797	17,52	39,1
6	148	2 130	129,90	2,467	350,3	8,66	27,13	4,192	16,40	40,5
7	152	2 250	140,00	2,533	350,6	8,61	27,88	4,308	16,07	40,7
8	156	2 350	150,00	2,600	347,6	8,54	28,46	4,42	15,67	40,75
9	162	2 480	163,50	2,700	340,2	8,31	29,28	4,59	15,17	40,95
10	165	2 590	176,40	2,750	342,5	8,48	29,95	4,675	14,68	40,35

Um auch hierüber Aufschluß zu gewinnen, sind die in nachstehender Tabelle 7 Spalte 1—3 verzeichneten Ergebnisse einer mit dem 150 JPS Schlepper „M 108“ vorgenommenen Pfahlprobe weiter ausgewertet und die zugehörigen Diagramme in Abb. 17 zunächst als Funktion von  $n_s$ , der Tourenzahl pro Minute, graphisch aufgetragen. Wie daraus zu ersehen, fallen die Werte von  $Z/n^2$  mit Erhöhung der Tourenzahlen nur in geringem Grade ab und werden bei höheren Umdrehungen annähernd konstant, während der entsprechende Abfall der  $JPS/n^3$ -Kurve ein bedeutend stärkerer ist und in keinem gleichen Verhältnis zu dem der  $Z/n^2$ -Kurve steht, was nur der Verringerung des Maschinenwirkungsgrades bei niedrigeren Touren zugeschrieben werden kann.

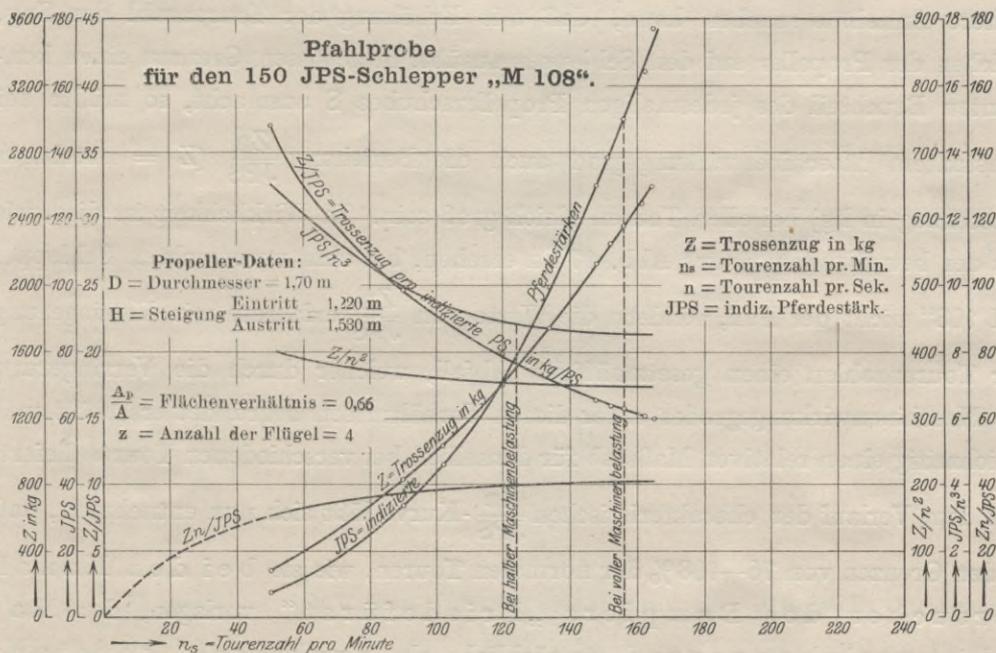


Abb. 17.

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

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

und der von

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

schließlich der Wert von

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

und die Beziehung

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

also bei gleich groß angenommenem Maschinenwirkungsgrad konstant, d. h.

$$\frac{S n}{JPS} = C.$$

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, in gewissen Grenzen einen konstanten Bruchteil des jedesmaligen Propellerschubes  $S$  ausmacht, so müßte bei konstantem Maschinenwirkungsgrad auch die Beziehung  $\frac{Zn}{JPS}$  ( $Z$  = nutzbarer Trossenzug in kg) bei allen Touren gleich groß sein. In Wirklichkeit ist dies, wie aus der betreffenden Kurve Abb. 17 zu ersehen, bei dem untersuchten Schlepper „M 108“ nicht der Fall, sondern die Werte von  $\frac{Zn}{JPS}$  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  $\frac{Zn}{JPS}$ -Kurve läßt sich nun entnehmen, daß in den Grenzen von 76—108% 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 7 gemäß früheren Ausführungen durch Errechnung der Durchmesserbelastungsgrade  $\frac{\sqrt{Z}}{D}$  sowie der Tourenzahlkonstanten  $C_n = n D$  vorgenommen, letztere sind in Abb. 18 ebenso wie die zugehörigen Werte von  $Z/JPS$  als Funktion der ersteren punktweise eingetragen worden. Wie daraus zu ersehen, liegen die Werte der Tourenzahlkonstanten annähernd auf einer von Null ausgehenden geraden Linie, während die von  $Z/JPS$  nicht wie die betreffenden versuchstechnisch ermittelten Werte von  $S/WPS$  bei Modellpropellern den sonst

charakteristischen Verlauf einer gleichseitigen Hyperbel (s. Abschnitt N dieses Vortrages) 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  $Z/JPS$  bei der Pfahlprobe ergeben müssen. Aus dem

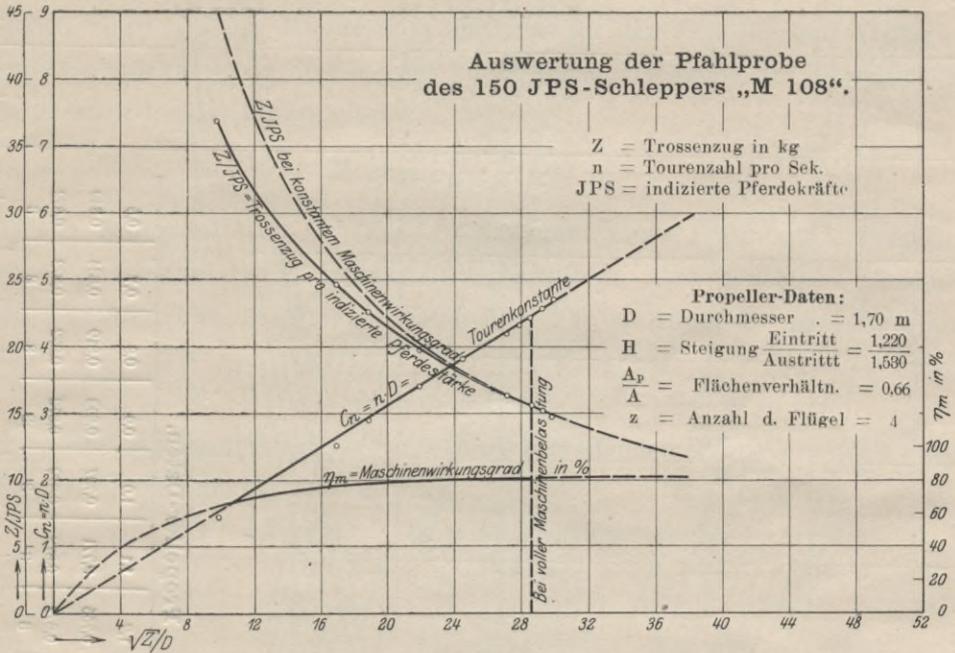


Abb. 18.

Unterschied zwischen den beiden  $Z/JPS$ -Kurven kann nun gleichfalls der relative Maßstab für den Abfall des Maschinenwirkungsgrades gewonnen werden und letzterer selbst, wie dies durch die  $\eta_m$ -Kurve in Abb. 18 unter Annahme von 82% Wirkungsgrad bei Volleistung geschehen ist, für alle Tourenzahlen ermittelt werden.

### J. Dimensionierung der zweckmäßigsten Propeller für den Fall, daß eine bestimmte Maschine bereits vorgesehen ist.

Die Aufgabe zur Bestimmung der zweckmäßigsten Propellerdimensionen für einen vorliegenden Fall tritt bei Schleppern an den Konstrukteur oft in einer anderen Form heran, als sie bei den Auswertungen der Diagramme Abb. 6 und 7

im Abschnitt E erörtert wurde, insofern als für die verlangte Geschwindigkeit meistens der erreichbare Propellerschub bzw. Trossenzug noch unbekannt ist, dagegen aber der Wunsch besteht, ein bestimmtes Maschinenmodell zu verwenden,

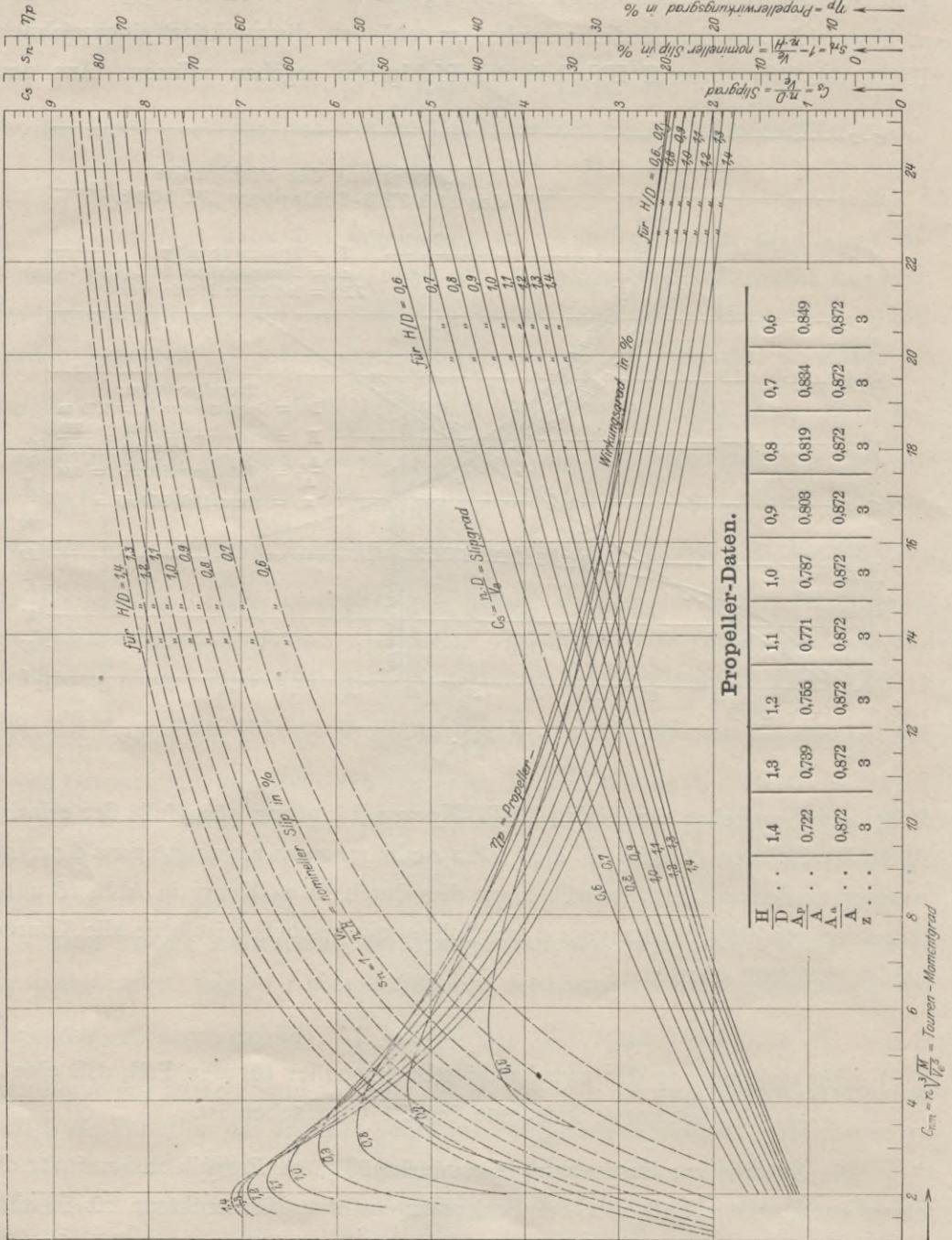


Abb. 19.

welches seine volle Leistung bei einer bestimmten Tourenzahl abgeben kann, so daß nur noch die Frage zu entscheiden bleibt, mit welchem Propeller es unter diesen Umständen möglich sein wird, den besten Wirkungsgrad und demzufolge auch den größten Trossenzug zu erzielen.

Um auch für diese Verhältnisse die erforderlichen Unterlagen zu liefern, ist in den Diagrammen Abb. 19 eine weitere (andere) Auswertung der Versuchsergebnisse der Propellerserie „M“ nach folgender Methode vorgenommen worden.

Bei gegebener Maschinenstärke an abgebremsten Wellenpferden WPS und gegebenen Touren  $n_s$  pro Minute liegt auch das für den Propeller zur Verfügung stehende Drehmoment fest und beträgt unter Vernachlässigung der erforderlichen Reibungsarbeit für die Wellenleitung

$$M = \frac{WPS \cdot 75}{2 \pi n_s} \cdot 60.$$

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

$$M = c_2 n^2 D^2 H^3,$$

wobei  $c_2$  eine Konstante bedeutet, die dem betreffenden Propellermodell eigentümlich und nur abhängig vom Slip ist.

$$H = k \cdot D; \quad (k = \text{Steigungsverhältnis})$$

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

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

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

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

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

Diese Beziehungsgleichung besagt, daß ein bestimmtes Propellermodell, das auf der Probefahrt bei der Fortschrittsgeschwindigkeit  $V_e$  in m/sec gleich der Schiffsgeschwindigkeit unter Berücksichtigung des Nachstroms, das Drehmoment  $M$  bei der bestimmten Tourenzahl  $n$  pro Sekunde aufzehren soll, mit einem ganz bestimmten Slip  $s_n$  arbeiten muß, durch welchen, wie in folgendem weiter ausgeführt worden ist, die erforderlichen absoluten Dimensionen der dem betreffenden Modell genau ähnlichen Schraube sowie gleichzeitig auch der Wirkungsgrad der letzteren eindeutig festgelegt werden.

Trägt man daher die Resultate einer Serie gesetzmäßig voneinander abgeleiteter Modellpropeller, d. h. die Wirkungsgrade  $\eta_p$  und die den nominellen Slips entsprechenden Slipgrade  $C_s = \frac{n D}{V_e} = \frac{1}{k (1-s_n)}$  als Funktion von  $M \cdot \frac{n^3}{V_e^5} = \frac{C_2}{k^2 (1-s_n)^5}$  oder, wie dies der größeren Klarheit wegen bei den Propellern der Serie „M“ in den Diagrammen Abb. 19 geschehen ist, als Funktion des sogenannten **Tourenmomentgrades**

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

graphisch auf, so läßt sich für einen bestimmten Wert des letzteren, d. h. gegebenes Drehmoment, gegebene Touren und Geschwindigkeit aus dem Verlauf der  $\eta_p$ -Kurven sowohl die absolute Größe des erreichbaren günstigsten Wirkungsgrades als auch das diesem zugeordnete Steigungsverhältnis  $H/D$  ohne weiteres entnehmen und aus dem entsprechenden Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e}$  der Propellerdurchmesser zu  $D = C_s \cdot \frac{V_e}{n}$ , wie aus diesem die Steigung zu  $H = k D$  bestimmen.

**Zahlenbeispiel:** Für den betreffenden Einschraubenschlepper von 5 km/Std. Schleppgeschwindigkeit soll eine Maschine vorgesehen sein, welche ihre volle Leistung von  $JPS = 120$  indizierten Pferdestärken mit  $n_s = 180$  Touren pro Minute abgeben kann.

Verlangt seien die zweckmäßigsten Propellerdimensionen sowie deren Wirkungs- und Gütegrad durch Auswertung der Diagramme Abb. 19 der Versuchsergebnisse der Propellerserie „M“.

Unter Annahme eines Maschinenwirkungsgrades  $\eta_m = 0,85$  stehen in diesem Falle

$$WPS = JPS \cdot \eta_m = 120 \cdot 0,85 = 102$$

abgebremste Wellenpferdestärken zur Verfügung. Mithin beträgt unter Vernachlässigung der Lauf- und Drucklagerreibung der Wellenleitung bei  $n_s = 180$  Touren pro Minute =  $n = 3$  Touren pro Sekunde das Drehmoment

$$M = \frac{WPS \cdot 75}{2 \pi n} = \frac{102 \cdot 75}{2 \pi \cdot 3} = 406 \text{ mkg,}$$

sodaß für  $V_s = 5$  km/Std. Schleppgeschwindigkeit oder einer Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den hinter dem Fahrzeug arbeitenden Propeller von  $V_e = 1,180$  m/sec (entsprechend einer Nachstromziffer von  $w = 0,15$ ) ein Tourenmomentgrad von

$$C_{nm} = n \cdot \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}} = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{406}{1,180^5}} = 16,85$$

vorliegt.

Für diesen Wert von  $C_{nm}$  bestimmen die Diagramme Abb. 19 den günstigsten reinen Propellerwirkungsgrad  $\eta_p = 0,291$  für das Steigungsverhältnis von  $H/D = 0,7$  und einen diesem letzteren zugeordneten Slipgrad

$$C_s = \frac{n D}{V_e} = 4,295,$$

Hieraus läßt sich der erforderliche Propellerdurchmesser zu

$$D = C_s \cdot \frac{V_e}{n} = 4,295 \cdot \frac{1,180}{3} = 1,639 \text{ m}$$

und die Steigung zu

$$H = k D = 0,70 \cdot 1,639 = 1,133 \text{ m}$$

berechnen.

Die Propellerschubpferdestärken betragen

$$SPS = WPS \cdot \eta_p = 102 \cdot 0,291 = 29,7$$

und der effektive von der Schraube erzeugte Schub

$$S = \frac{SPS \cdot 75}{V_e} = \frac{29,775}{1,180} = 1889 \text{ kg.}$$

Letzterer ist nach früheren Ausführungen gleich der Summe aus dem nutzbaren Trossenzug  $Z$  und dem Schleppereigenwiderstand  $W$ , vermehrt um den Propellersog:

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

$$\therefore Z = S(1 - t) - W;$$

Sogziffer  $t$  wieder mit 0,10 und Schleppereigenwiderstand  $W$  mit 40 kg eingesetzt, ergibt  $Z = 1889 \cdot 0,9 - 40 = 1660 \text{ kg}$ . Somit ergibt sich der Schleppgütegrad schließlich zu

$$Z/JPS = \frac{1660}{120} = 13,83 \text{ kg/PS.}$$

Nimmt man eine gleiche Auswertung der Diagramme Abb. 19 für die anderen darin eingetragenen Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,6 - 1,4$  vor, so ergeben sich die in Tabelle 8 aufgeführten Werte.

Wie daraus zu ersehen, ist unter den gegebenen Verhältnissen, d. h. bei gegebener Maschinenleistung und bestimmten Touren mit Verkleinerung des Propellerdurchmessers unterhalb  $D = 1,69 \text{ m}$  ein immer stärker werdender Abfall des Propellerwirkungsgrades  $\eta_p$  und demzufolge auch ein solcher des Schleppgütegrades  $Z/JPS$  verbunden, so daß umgekehrt bis zu

Tabelle 8.

Einschraubenschlepper. Rechnungsergebnisse für JPS = 120 indizierte Pferdestärken mit  $n_s = 180$  Touren/Minute bei  $V_s = 5$  km/Std. Schleppgeschwindigkeit.

	1	2	3	4	5	6	7
	H/D	$\eta_p$	$C_s$	D in m	Z + W in kg	Z in kg	Z/JPS in kg/PS
1	0,6	0,288	4,57	1,80	1 681	1 641	13,68
2	0,7	0,292	4,295	1,69	1 700	1 660	13,83
3	0,8	0,286	4,075	1,60	1 669	1 629	13,58
4	0,9	0,279	3,88	1,53	1 628	1 588	13,24
5	1,0	0,270	3,73	1,47	1 575	1 535	12,79
6	1,1	0,260	3,58	1,41	1 517	1 467	12,22
7	1,2	0,250	3,45	1,36	1 464	1 424	11,87
8	1,3	0,242	3,325	1,31	1 411	1 371	11,43
9	1,4	0,231	3,20	1,26	1 348	1 308	10,90

einer gewissen Grenze die Verhältnisse um so günstiger werden, je größer die gewählten Durchmesser sind. Über  $D = 1,69$  m hinaus findet jedoch keine weitere Verbesserung des Gütegrades, sondern im Gegenteil wieder eine Verschlechterung desselben statt.

Wenn also die betreffende Aufgabe wie im vorliegenden Fall in der Weise gestellt ist, daß eine bestimmte Maschine, die ihre volle Leistung mit einer bestimmten Tourenzahl abgibt, bereits in ihren Konstruktionsverhältnissen festliegt und derjenige Propeller ermittelt werden soll, welcher unter diesen Umständen bei der verlangten Schleppgeschwindigkeit den besten Wirkungsgrad verspricht, so ergibt sich hierfür ein ganz bestimmter Durchmesser und ein diesem zugeordnetes bestimmtes Steigungsverhältnis. Läßt sich der betreffende günstigste Propellerdurchmesser aus Tiefgangsrücksichten nicht unterbringen, und ist man demzufolge genötigt, einen kleineren (beschränkten) zu wählen, so kann eine volle Ausnutzung der Maschinenleistung bei den gegebenen Touren nur durch ein höheres Steigungsverhältnis erreicht werden, wobei jedoch, nach den in Tabelle 8 aufgeführten Rechnungsergebnissen zu urteilen, ein schlechterer Wirkungsgrad und Schleppgütegrad mit in Kauf genommen werden muß.

Bei den obigen Untersuchungen ist zunächst die Annahme gemacht worden, daß auch bei einer Dampfmaschine das zur Verfügung stehende Drehmoment konstant bleibt, was genau genommen aber nur dann zutreffen wird, wenn bei

gleichem Dampfdruck immer ein und dieselbe Zylinderfüllung vorliegt. Da man es jedoch bei Dampfmaschinen im allgemeinen, besonders aber bei solchen, die für den Schlepfbetrieb verwandt werden, meistens in der Hand hat, durch

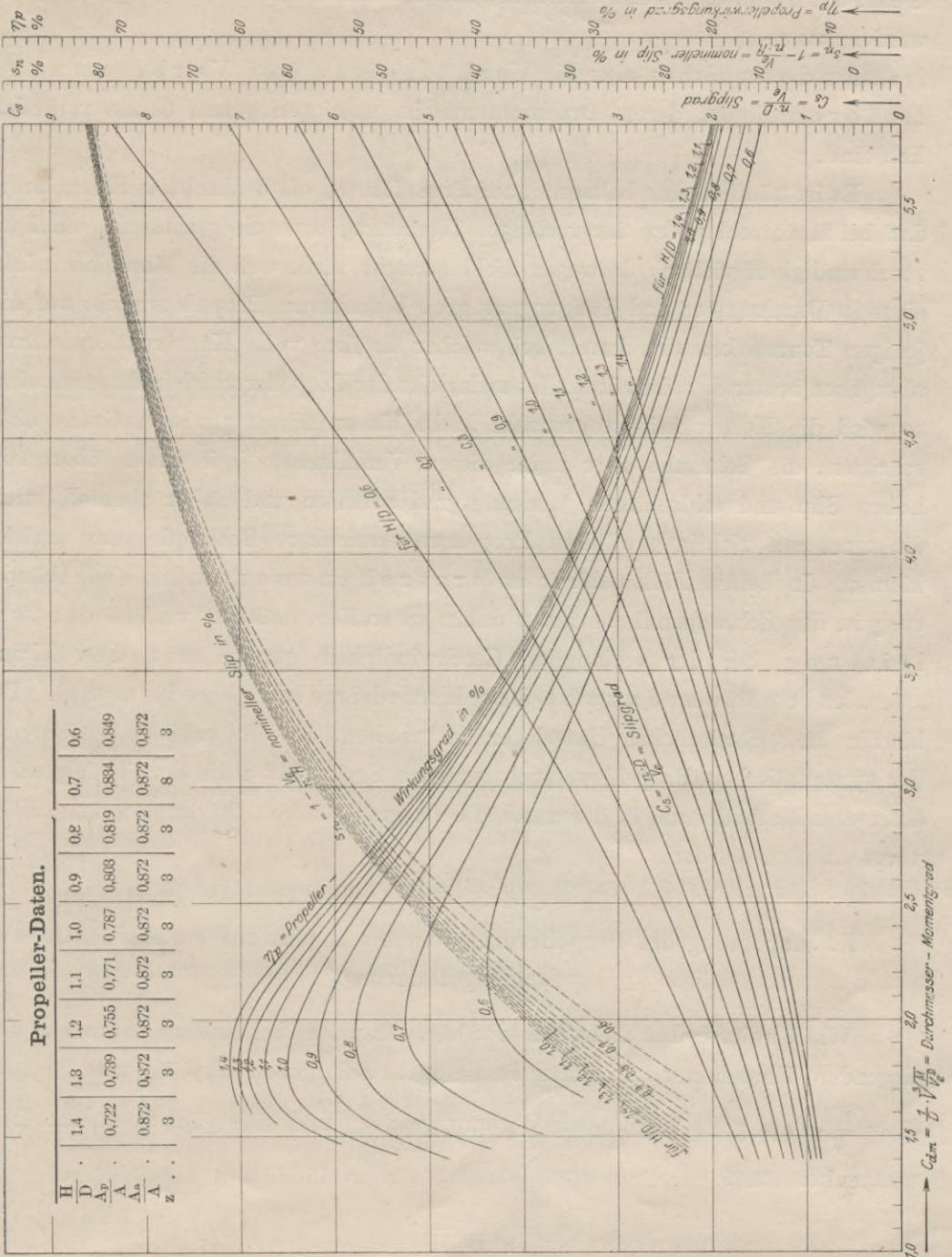


Abb. 20.

Einstellung anderer Füllungsgrade in gewissen Grenzen verschieden große Drehmomente zu erzeugen, so läßt sich mit diesen selbst bei an sich unrichtig dimensionierten Propellern in den meisten Fällen wenigstens eine Anpassung des Drehmomentes der Maschine an das der Schraube in der Weise erreichen, daß die volle Maschinenleistung abgegeben werden kann.

Anderes dürften aber die Verhältnisse bei Verbrennungsmotoren liegen, deren Drehmomente in weit geringerem Grade veränderlich sind.

Es ist nämlich eine bekannte, auf Probefahrten oft beobachtete Erscheinung, daß bei Motorschleppern der verlangte Trossenzug bzw. die gewünschte Schleppgeschwindigkeit vielfach deswegen nicht erreicht 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 andererseits der Propeller zu klein dimensioniert, so wird die Konstruktionstourenzah leicht bis zu einem gewissen Grade überschritten, die Schraube aber unter diesen Verhältnissen mit einem übermäßig hohen Slip und schlechteren Wirkungsgrad arbeiten und daher ebenfalls nicht die sonst mit richtig gewählten Propellern erreichbare Schleppeistung erzielen können. 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 Konstruktionstourenzah der Maschine abgegeben wird. Um hierfür die erforderlichen Unterlagen zu erhalten, ist eine weitere Auswertung der systematischen Propellerversuchsergebnisse Serie „M“ nach der in folgendem erörterten Methode und in der durch die Diagramme Abb. 20 dargestellten Weise vorgenommen worden.

#### K. Anpassung des Propellerdrehmoments an das des Motors durch Steigungsänderung.

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

$$C_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3};$$

$$H = k D;$$

$k$  = Steigungsverhältnis;

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

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

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

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

$$\frac{M}{D^3 V_e^2} = \frac{k c_2}{(1 - s_n)^2}.$$

Diese Gleichung besagt, daß bei vorliegendem Maschinendrehmoment  $M$ , wie es z. B. bei einem Motor, welcher seine volle Leistung an abgebremsten Wellenpferden WPS bei der Konstruktionstourenzahl  $n_s$  pro Minute abgeben kann, durch die Beziehung  $M = \frac{WPS 75}{2 \pi n_s} \cdot 60$  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 einem bestimmten nominellen Slip  $s_n$  und Slipgrad  $C_s = \frac{n D}{V_e}$  zu bringen ist, und die Maschine selbst demzufolge auch nur auf die ganz bestimmte Tourenzahl  $n_s = C_s \cdot \frac{V_e}{D} \cdot 60$  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  $C_s = \frac{n D}{V_e}$  und zugehörigen Wirkungsgrade  $\eta_p$  als Funktion von  $\frac{M}{D^3 V_e^2}$  oder, wie es in den Diagrammen Abb. 20 der größeren Klarheit wegen geschehen ist, für die verschiedenen Steigungsverhältnisse  $H/D = 0,6-1,4$  als Funktion des sogenannten **Durchmessermomentgrades**

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

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

Für die Durchrechnung eines Zahlenbeispiels soll sinngemäß auf den im vorigen Abschnitt J untersuchten Fall unter Einhaltung sonst gleicher Konstruktionsbedingungen zurückgegriffen werden, in welchem eine bestimmte Maschinenstärke, d. h. hierbei Motorleistung, an abgebremsten Wellenpferden WPS = 102 festgelegt ist, mit dem Unterschied, daß diese mit einer Tourenzahl von  $n_s = 240$  statt wie dort 180/Min. abgegeben werden kann. Es sei ein Propeller nach Modell Nr. 7 mit dem Steigungsverhältnis  $k = H/D = 1,2$  von  $D = 1,25$  m Durchmesser gewählt und an Hand der Diagramme Abb. 20 eine Auswertung der Versuchsergebnisse für  $V_s = 5$  km/Std. Schleppgeschwindigkeit vorzunehmen.

Das zur Verfügung stehende Motordrehmoment, welches unter Vernachlässigung der Reibungsverluste für die Lauf- und Drucklager der Wellenleitung, im günstigsten Fall auch nur zur Überwindung des Drehmoments des Propellers hergegeben werden kann, beträgt:

$$M = \frac{\text{WPS} \cdot 75}{2 \pi n_s} \cdot 60 = \frac{102 \cdot 75}{2 \pi \cdot 240} \cdot 60 = 305 \text{ mkg.}$$

Mithin liegt bei einer nominellen Zuflußgeschwindigkeit des Wassers in den hinter dem Fahrzeug arbeitenden Propeller von  $V_e = 1,180$  m/sec ein Durchmessermomentgrad

$$C_{dm} = \frac{1}{D} \cdot \sqrt{\frac{M}{V_e^2}} = \frac{1}{1,25} \cdot \sqrt[3]{\frac{305}{1,180^2}} = 4,82$$

vor.

Hierfür bestimmen die Diagramme Abb. 20 einen dem Steigungsverhältnis  $H/D = 1,2$  zugeordneten Slipgrad

$$C_s = \frac{n D}{V_e} = 3,36$$

und einen entsprechenden Propellerwirkungsgrad  $\eta_p = 0,255$ . Der Motor wird daher nur auf

$$n = C_s \cdot \frac{V_e}{D} = 3,36 \cdot \frac{1,180}{1,25} = 3,17$$

Touren pro Sekunde = 190 Touren pro Minute kommen und hierbei nicht seine volle Leistung von WPS = 102, sondern, bei konstant angenommenem Drehmoment, etwa nur  $\text{WPS} \cdot \frac{190}{240} = 102 \cdot \frac{190}{240} = 81$  abgebremste Wellenpferdestärken abgeben können, so daß bei dem für diese Verhältnisse oben ermittelten reinen Propellerwirkungsgrad von  $\eta_p$ ,  $\text{SPS} = \text{WPS} \cdot \eta_p = 81 \cdot 0,255 = 20,7$  effektive Propellerschubpferdestärken und ein nutzbarer Schraubenschub von

$$S = \frac{\text{SPS} \cdot 75}{V_e} = \frac{20,7 \cdot 75}{1,180} = 1314 \text{ kg}$$

erzeugt werden.

Letzterer ist nach früheren Ausführungen wieder gleich der Summe aus dem nutzbaren Trossenzug  $Z$  und dem Schleppereigenwiderstand  $W$ , vermehrt um den Propellersog:

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

$$\therefore Z = S(1 - t) - W;$$

Sogziffer  $t$  mit 0,10 und Schleppereigenwiderstand  $W$  mit 40 kg eingesetzt, ergibt:

$$Z = 1314 \cdot 0,9 - 40 = 1142 \text{ kg.}$$

Somit ergibt sich der Schleppgütegrad schließlich zu

$$\frac{Z}{\text{WPS}} = \frac{1142}{81} = 14,1 \text{ kg/PS.}$$

Damit dieser mit dem im Abschnitt J für den Dampfschlepper von JPS = 120 indizierten Pferdestärken ermittelten in Vergleich gesetzt werden darf, muß das Resultat nicht auf die abgebremsten Wellenpferdestärken WPS, sondern unter Annahme desselben (nominellen) Maschinenwirkungsgrades  $\eta_m = 0,85$  wie bei der Dampfmaschine auf die indizierten JPS bezogen werden, wobei sich ein (nomineller) Gütegrad für den Motorschlepper von

$$Z/\text{JPS} = \frac{Z}{\text{WPS}} \cdot \eta_m = 14,1 \cdot 0,85 = 11,99 \text{ kg/PS}$$

ergeben würde. Dieses an sich bereits ungünstige Ergebnis tritt als solches noch mehr in die Erscheinung, wenn man den erzeugten Trossenzug  $Z$  mit der zur Verfügung stehenden, bei Wahl des betreffenden Propellers aber nicht ausnutzbaren Volleistung des Motors von WPS = 102 abgebremsten Wellenpferdestärken entsprechend  $\text{JPS}_0 = \frac{\text{WPS}}{\eta_m} = \frac{102}{0,85} = 120$  (nominell) indiziert in Beziehung setzt,

in welchem Falle der Gütegrad eigentlich nur noch  $\frac{Z}{\text{JPS}_0} = \frac{1140}{120} = 9,5$  beträgt.

Eine Verbesserung läßt sich unter diesen Verhältnissen nur dadurch erzielen, daß man für den Propeller von  $D = 1,25$  m Durchmesser entweder durch Anordnung verstellbarer Flügel oder durch eine Neukonstruktion eine andere (kleinere) Steigung vorsieht, so daß der Motor „auf Touren“ kommen und infolgedessen auch seine volle Leistung abgeben kann. Damit sich dies erreichen läßt, muß die Schraube bei dem vorliegenden Durchmessermomentgrad  $C_{dm} = 4,82$  mit einem Slipgrad  $C_s = \frac{nD}{V_e} = \frac{4 \cdot 1,25}{1,180} = 4,23$  arbeiten, wofür die Diagramme Abb. 20 ein Steigungsverhältnis  $H/D = 0,95$  und einen diesem zugeordneten Wirkungsgrad  $\eta_p = 0,250$  bestimmen. Unter diesen Verhältnissen können daher  $\text{SPS} = \text{WPS} \cdot \eta_p = 102$

. 0,250 = 25,5 effektive Propellerschubferdestärken und ein nutzbarer Schraubenschub von

$$S = \frac{SPS \cdot 75}{V_e} = \frac{25,5 \cdot 75}{1,180} = 1620 \text{ kg}$$

erzielt werden, so daß sich bei sonst gleichen Annahmen wie oben ein nutzbarer Trossenzug  $Z = S(1 - t) - W = 1620 \cdot 0,9 - 40 = 1420 \text{ kg}$  und ein Schleppgütegrad  $Z/WPS = \frac{1420}{102} = 13,90 \text{ kg/PS}$ , bezogen auf die abgebremste Wellenferdestärke und ein solcher von

$$\frac{Z}{JPS_0} = \frac{Z}{WPS} \cdot \eta_m = 13,9 \cdot 0,85 = 11,8 \text{ kg/PS}$$

mit Bezug auf die indizierte ergeben würde.

Aus diesen Untersuchungen geht bereits zur Genüge hervor, wie wichtig es ist, bei Motorschleppern, deren Maschinen nicht in gleicher Weise wie bei Dampfmaschinen mit variablen Füllungen und verschiedenen Drehmomenten arbeiten können, das Drehmoment des Propellers durch richtige Wahl der Steigung dem des Motors anzupassen. Eine Nachprüfung dieser Verhältnisse dürfte besonders für den besonderen Fall angebracht erscheinen, wo es sich darum handelt, mit ein und derselben Schraube nicht nur bei einer bestimmten Konstruktionsgeschwindigkeit günstige Gütegrade zu erzielen, sondern außerdem bei verschiedenen Schleppgeschwindigkeiten und schließlich auch noch in der Periode der Anfahrt, während der Lastzug erst auf eine bestimmte Schleppgeschwindigkeit gebracht werden soll, mit möglichst gutem Wirkungsgrad unter Vollausnutzung der zur Verfügung stehenden Maschinenleistung zu arbeiten. Wie in folgendem nachgewiesen werden wird, läßt sich dies eigentlich nur durch Wahl eines Propellers mit steuerbaren Flügeln erreichen.

Stellt man die Forderung, daß unter Einhaltung aller übrigen Konstruktionsbedingungen der obige mit einer festflügeligen Schraube nach Modell Nr. 7 von  $H/D = 1,2$  Steigungsverhältnis und  $D = 1,25 \text{ m}$  Durchmesser ausgerüstete Motorschlepper, für den ein Motor von  $WPS = 102$  abgebremsten Wellenferdestärken oder  $JPS_0 = 120$  (nominell) indizierten bei  $n_s = 240$  Konstruktionstouren pro Minute vorgesehen ist, nicht nur, wie vorhin verlangt, bei der Schleppgeschwindigkeit von  $V_s = 5 \text{ km/Std.}$ , sondern auch noch bei der kleineren Geschwindigkeit von  $V_s = 4$ , sowie bei den größeren von 6, 7 und 8 km/Std. arbeiten soll, so ergeben sich unter Annahme eines mit dem Quadrat der Geschwindigkeit anwachsenden Schleppeigenwiderstandes  $W$  auf Grund der Diagramme Abb. 20 die in

Tabelle 9 zusammengestellten Daten über die unter diesen verschiedenen Verhältnissen erreichbaren Touren, Trossenzüge und Gütegrade Z/JPS, wobei letztere auf die jedesmalige wirklich verbrauchte Maschinenleistung JPS (Spalte 7) an (nominellen) indizierten Pferdestärken bezogen worden sind. Paßt man dagegen die betreffende Schraube von  $D = 1,25$  m Durchmesser durch Steigungsänderung

Tabelle 9.

Einschraubenschlepper Modell Nr. 386. Rechnungsergebnisse für Motor von  $WPS = 102$  abgebremsten Wellenpferdestärken entsprechend  $JPS_0 = 120$  (nominell) indizierten mit  $n_s = 240$  Touren/Min. bei Konstruktionsleistung für verschiedene Schleppgeschwindigkeiten mit Propeller Modell Nr. 7 von  $D = 1,25$  m Durchmesser.

	1	2	3	4	5	6	7	8
	$V_s$ km/Std.	$C_{dm}$	$\eta_p$	$C_s$	$n_s$ p. Min.	Z kg	JPS	Z/JPS
1	4	5,60	0,212	4,10	185	1 175	93	12,64
2	5	4,82	0,255	3,36	190	1 141	95	12,02
3	6	4,27	0,295	2,88	196	1 109	98	11,32
4	7	3,86	0,332	2,54	201	1 089	101	10,78
5	8	3,52	0,368	2,27	206	1 055	103	10,24

Tabelle 10.

Einschraubenschlepper Modell Nr. 386. Rechnungsergebnisse für Motor von  $WPS = 102$  abgebremsten Wellenpferdestärken entsprechend  $JPS_0 = 120$  (nominell) indizierten mit  $n_s = 240$  Touren/Min. bei verschiedenen Schleppgeschwindigkeiten und Wahl von Propellern mit  $D = 1,25$  m Durchmessern und für die jedesmalige Geschwindigkeit zweckmäßigsten Steigungen.

	1	2	3	4	5	6	7	8
	$V_s$ km/Std.	$C_{dm}$	$C_s$	H/D	$\eta_p$	Z kg	JPS	Z/JPS
1	4	5,60	5,28	0,93	0,205	1 474	120	12,28
2	5	4,80	4,23	0,95	0,250	1 418	120	11,82
3	6	4,27	3,52	0,98	0,288	1 342	120	11,18
4	7	3,86	3,02	1,00	0,326	1 282	120	10,68
5	8	3,52	2,65	1,02	0,363	1 238	120	10,32

den jedesmaligen Schleppgeschwindigkeiten in der Weise an, daß der Motor stets auf seine Konstruktionstouren kommen und daher auch seine volle Leistung abgeben kann, so lassen sich die in Tabelle 10 aufgeführten Verhältnisse erreichen. Wie aus einem Vergleich entsprechender Werte der Tabellen 9 und 10 zu ersehen ist, sind die Unterschiede besonders bei den ganz niedrigen Schleppgeschwindigkeiten in den erzielbaren absoluten Trossenzügen Z (Spalte 6) bis zu 25 % größer, so daß damit die Überlegenheit der Schraube mit steuerbaren Flügeln einer festflügligen gegenüber genügend im Prinzip gekennzeichnet sein dürfte.

L. Untersuchungen über den Propellerwirkungsgrad bei freifahrenden, d. h. nicht durch Trossenzüge belasteten Schleppern.

Während sich für die hohen Belastungsgrade, mit denen die in obigem untersuchten Schlepper bei den verhältnismäßig großen Trossenzügen und kleinen Schleppgeschwindigkeiten zu arbeiten bestimmt waren, durchweg die Schrauben mit kleineren Steigungsverhältnissen als die günstigeren herausgestellt hatten, ist für die freifahrenden, d. h. nicht durch Trossenzüge belasteten Fahrzeuge, wie bereits im Abschnitt E erwähnt, das Gegenteil zu erwarten. Der experimentelle

Tabelle 11.

Einschraubenschlepper Modell Nr. 386 mit flachem Heck, freifahrend ohne Trossenzug bei verschiedenen Geschwindigkeiten mit Schrauben von verschiedenen Steigungsverhältnissen.

	1	2	3	4	5	6	7
	Prop. Nr.	H/D	$V_s$ km	$n_s$ p. Min.	WPS	$\eta$ %	Bemerkungen
1			9	90	6,09	57,60	
2	7	1,2	10	103,9	9,46	60,10	Konstr. Bedingung
3			11	117,1	14,20	61,50	
4			9	114,5	7,60	44,80	
5	8	0,9	10	130,5	11,35	50,00	Konstr. Bedingung
6			11	146,9	16,70	52,80	
7			9	162,1	10,50	33,00	
8	9	0,6	10	182,9	15,25	36,25	Konstr. Bedingung
9			11	205,3	22,50	38,50	

Nachweis hierfür kann durch die Ergebnisse von Bassinversuchen erbracht werden, welche mit dem Schleppermodell Nr. 386 (s. Abb. 8) und den Modellschrauben Nr. 7, 8 und 9 von  $H/D = 1,2-0,9$  und  $0,6$  Steigungsverhältnissen bei verschiedenen Geschwindigkeiten bis zu  $V_s = 12$  km/Std. ausgeführt wurden, erbracht werden. Die Diagramme der Versuchsergebnisse sind in Abb. 21—23 graphisch aufgetragen

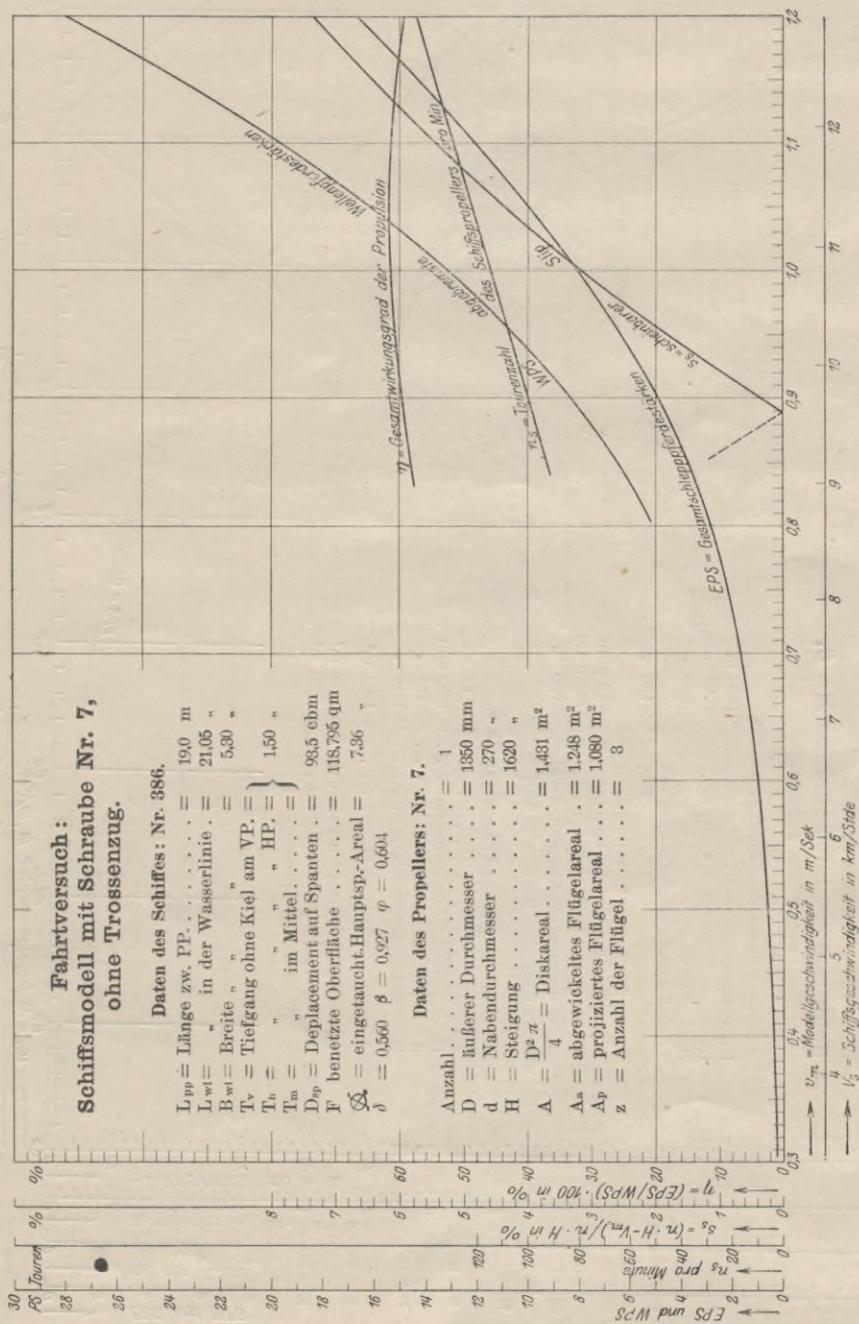


Abb. 21.

und die zahlenmäßigen Werte derselben in Tabelle 11 für die Freifahrtsgeschwindigkeiten von  $V_s = 9, 10$  und  $11$  km/Std. zusammengestellt.

Wie aus letzteren zu ersehen, ist für diesen Fall der Propeller Nr. 7 mit dem größten der untersuchten Steigungsverhältnisse von  $H/D = 1,2$  als der günstigste anzusprechen, da bei Wahl desselben

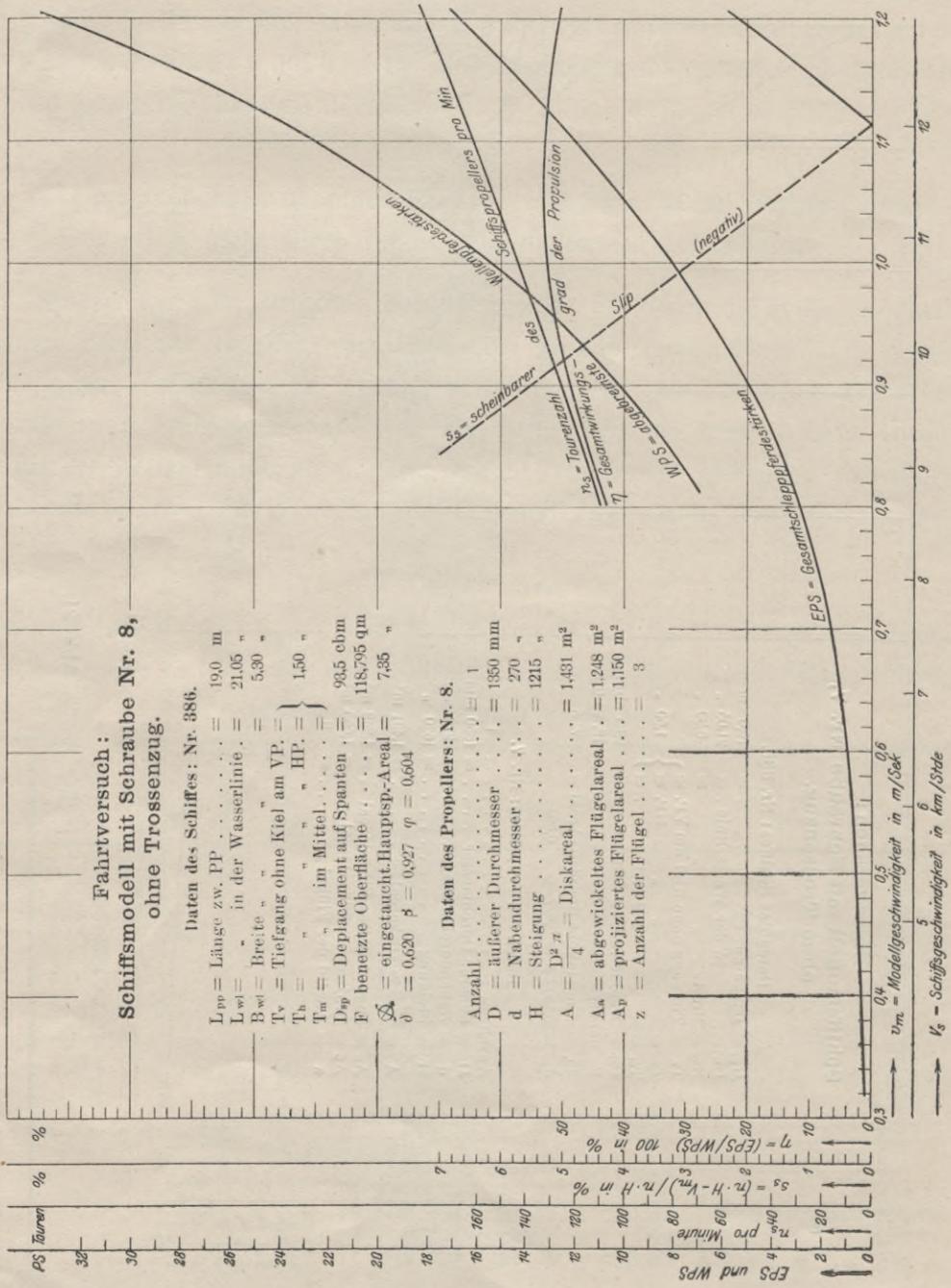


Abb. 22.



verhältnisse von  $H/D = 0,6$  auf eine solche von  $WPS = 15,25$  gerechnet werden muß. Wenn diese Unterschiede bei Freifahrt von 20 bzw. sogar 60% zuungunsten der kleineren Steigungsverhältnisse relativ genommen auch verhältnismäßig bedeutend größer sind, als die prozentuale Überlegenheit der betreffenden Schrauben in Schleppfahrt, so wird dieser Umstand bei einem Kompromiß zur Wahl der für beide Fälle geeignetsten Propeller doch nicht allzu schwer ins Gewicht fallen, da es hierbei in erster Linie auf die absoluten Werte an Leistungs- und Brennstoffersparnis für den wohl meistens den größten Teil des beabsichtigten Verwendungszwecks ausmachenden Schleppbetrieb ankommen dürfte.

### M. Untersuchungen über den Einfluß des Verhältnisses des projizierten Flügelareals zur Diskfläche.

Da die weiteren Versuche über den Einfluß der Flügelfläche mit den in obigem behandelten Schlepper-Modellpropellern Serie „M“ infolge der Kriegsverhältnisse bisher noch nicht abgeschlossen werden konnten, so mögen zur Ergänzung des erörterten Themas Versuchsergebnisse über diese Frage von einer (anderen) Propellerserie „A“ gebracht werden, welche ebenfalls in der Königlichen Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin untersucht worden ist. Wenn die 20 verschiedenen, systematisch voneinander abgeleiteten Modellpropeller dieser Serie an sich zwar auch nicht für die Schrauben von Schleppern bestimmt waren, so sind die Resultate derselben doch für deren Zwecke der Einheitlichkeit wegen in der gleichen Weise ausgewertet, wie es oben mit den Ergebnissen der Serie „M“ geschehen ist.

Die Abmessungen und Daten der betreffenden Modellpropeller Serie A waren die folgenden:

$$\text{Durchmesser } D = 120 \text{ mm};$$

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

$$\text{Anzahl der Flügel } z = 3.$$

Die Erzeugende der Flügeldruckseite war geradlinig und unter  $1/8$  nach hinten geneigt.

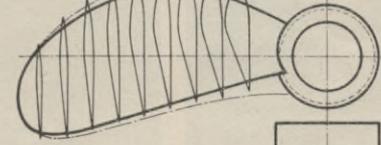
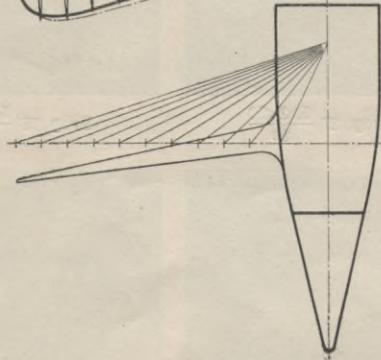
Das Flächenverhältnis  $A_p/A$  (projiziertes Flügelareal zur Diskfläche) betrug bei den fünf verschiedenen Gruppen mit verschiedenen Steigungsverhältnissen 25, 30, 40, 50 und 60%.

$A_p$  = projiziertes Flügelareal aller 3 Flügel;

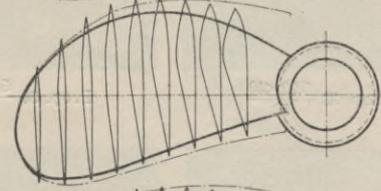
$$A = \text{Schraubendiskareal} = \frac{D^2 \pi}{4}.$$

Versuchsreihe A.

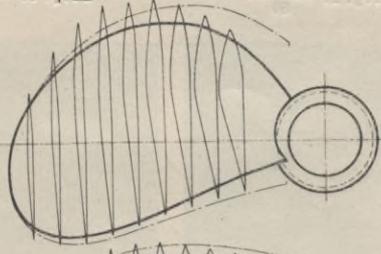
Dickenverhältnis  $\delta_1 = 5,22\%$ . — Steigungsverhältnisse  $\frac{H}{D} = 0,6; 0,8; 1,0; 1,2$ . — Flächenverhältnisse  $\frac{A_p}{A} = 0,25; 0,30; 0,40; 0,50; 0,60$ .  
 Anzahl der Flügel  $Z = 3$ .



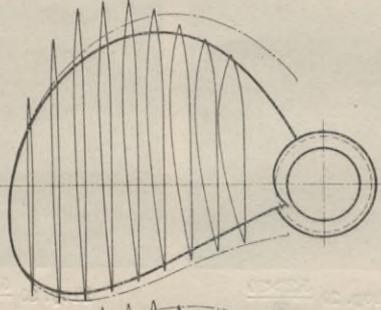
Prop. 65  
 $\frac{H}{D} = 1,0$   
 $\frac{A_p}{A} = 0,25$



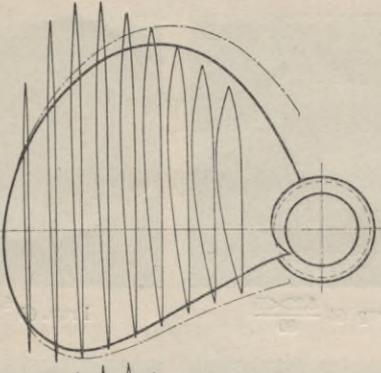
Prop. 30  
 $\frac{H}{D} = 1,0$   
 $\frac{A_p}{A} = 0,30$



Prop. 34  
 $\frac{H}{D} = 1,0$   
 $\frac{A_p}{A} = 0,40$



Prop. 38  
 $\frac{H}{D} = 1,0$   
 $\frac{A_p}{A} = 0,50$



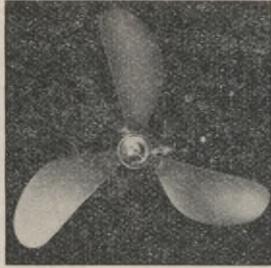
Prop. 42  
 $\frac{H}{D} = 1,0$   
 $\frac{A_p}{A} = 0,60$

Abb. 24.

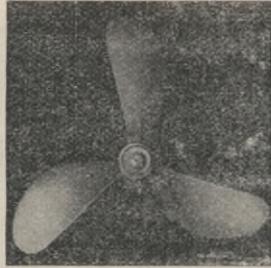
Systematische Propellerversuche, Serie A.  
 5,22% Dickenverhältnis.



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



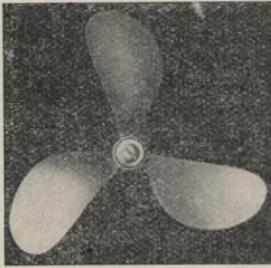
Prop. 64  $\frac{5,22 \times 25}{80}$



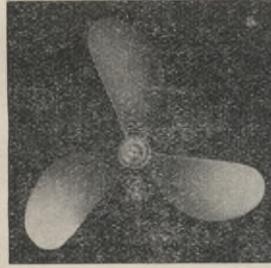
Prop. 65  $\frac{5,22 \times 25}{100}$



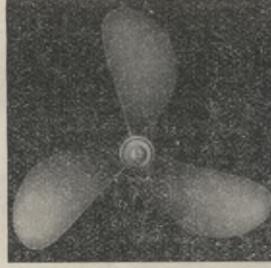
Prop. 66  $\frac{5,22 \times 25}{120}$



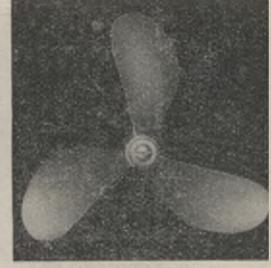
Prop. 28  $\frac{5,22 \times 30}{60}$



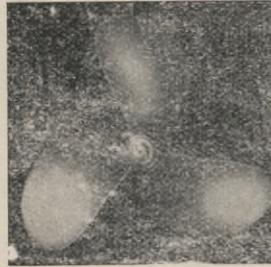
Prop. 29  $\frac{5,22 \times 30}{80}$



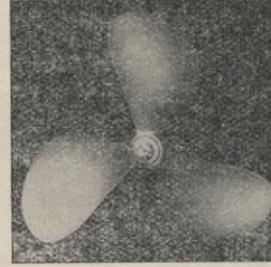
Prop. 30  $\frac{5,22 \times 30}{100}$



Prop. 31  $\frac{5,22 \times 30}{120}$



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



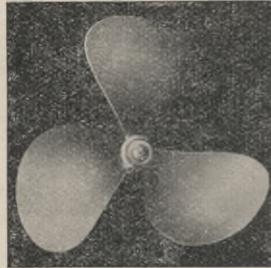
Prop. 33  $\frac{5,22 \times 40}{80}$



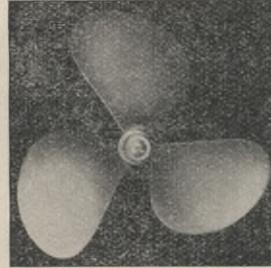
Prop. 34  $\frac{5,22 \times 40}{100}$



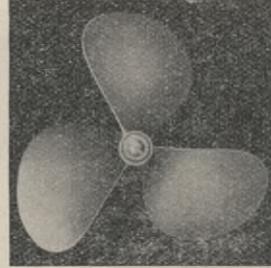
Prop. 35  $\frac{5,22 \times 40}{120}$



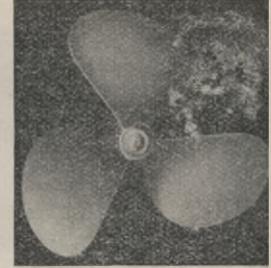
Prop. 36  $\frac{5,22 \times 50}{60}$



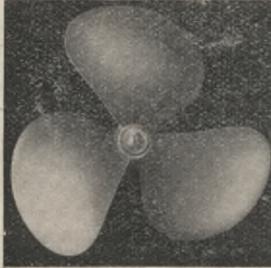
Prop. 37  $\frac{5,22 \times 50}{80}$



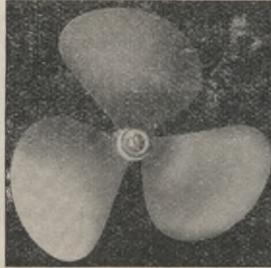
Prop. 38  $\frac{5,22 \times 50}{100}$



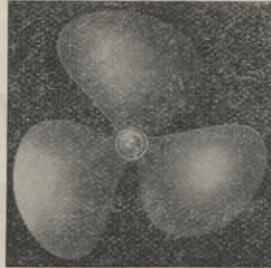
Prop. 39  $\frac{5,22 \times 50}{120}$



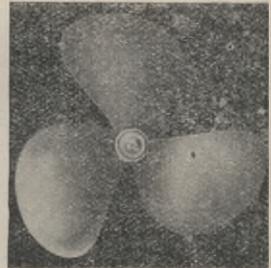
Prop. 40  $\frac{5,22 \times 60}{60}$



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



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



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

Die Schraubensteigung 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

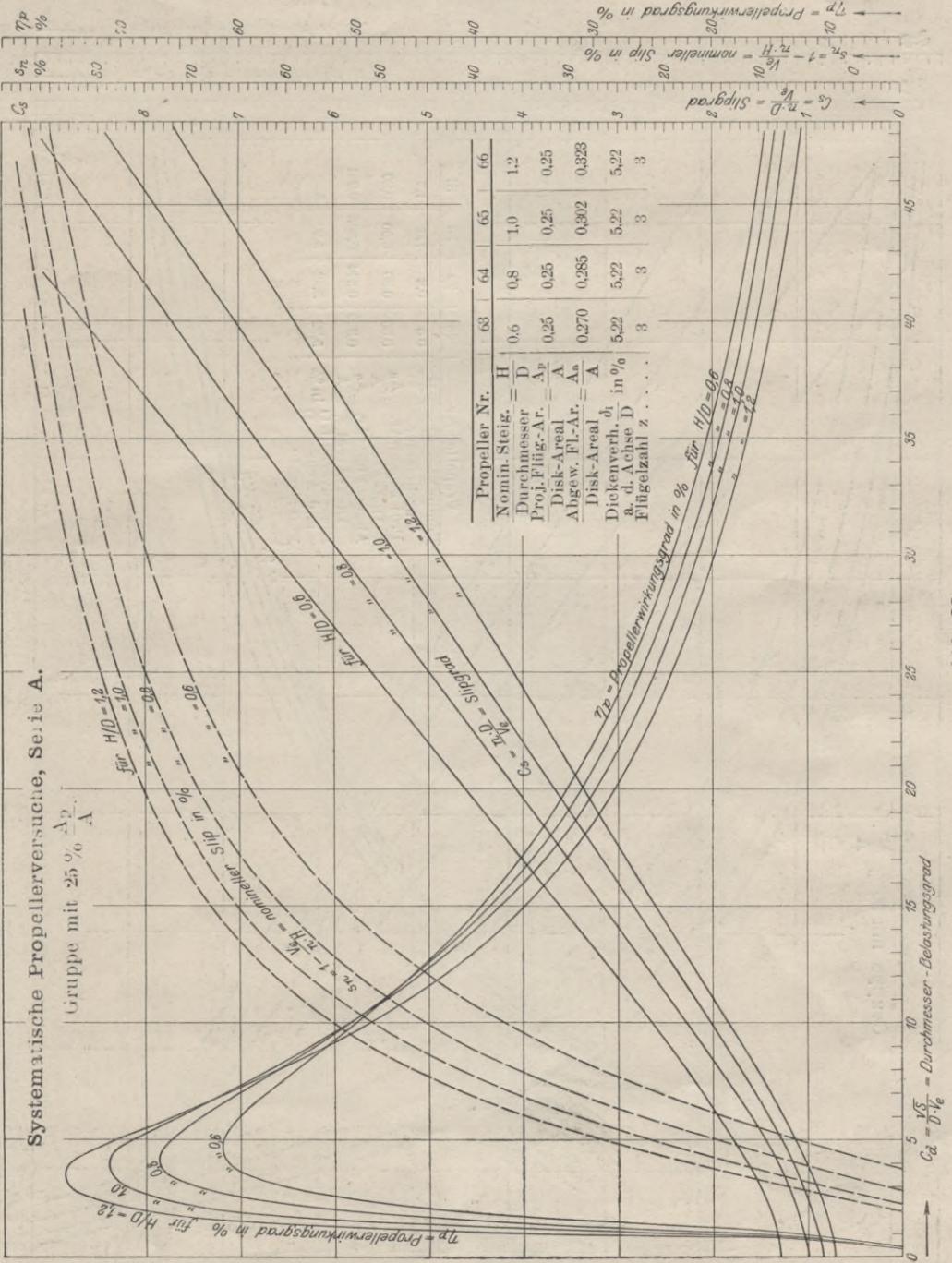


Abb. 26.

verschiedenen Gruppen mit verschiedenen Flächenverhältnissen betragen 0,60, 0,80, 1,00 und 1,20.

Die Erzeugende der Propellerrückenseite war ebenfalls geradlinig.

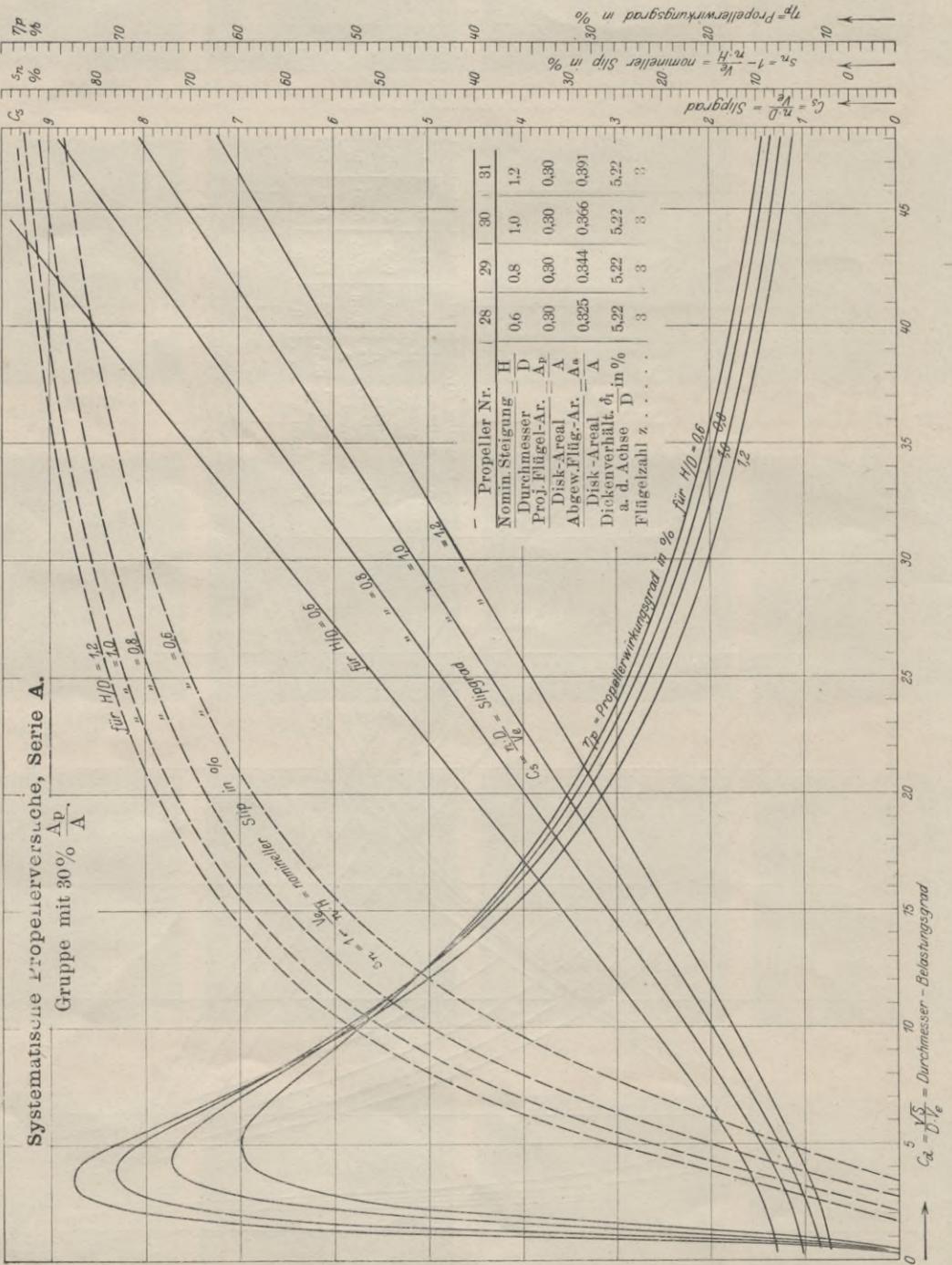


Abb. 27.

Das Dickenverhältnis  $\frac{d_i}{D}$  aller Modellpropeller betrug 5,22%;  $d_i$  = größte (ideelle) Dicke des Flügelquerschnittes an der Propellerdrehachse.

Die Flügelform war in der Projektion unsymmetrisch und hatte den in der Abb. 24 dargestellten Umriß, der bei den verschiedenen Steigungsverhältnissen

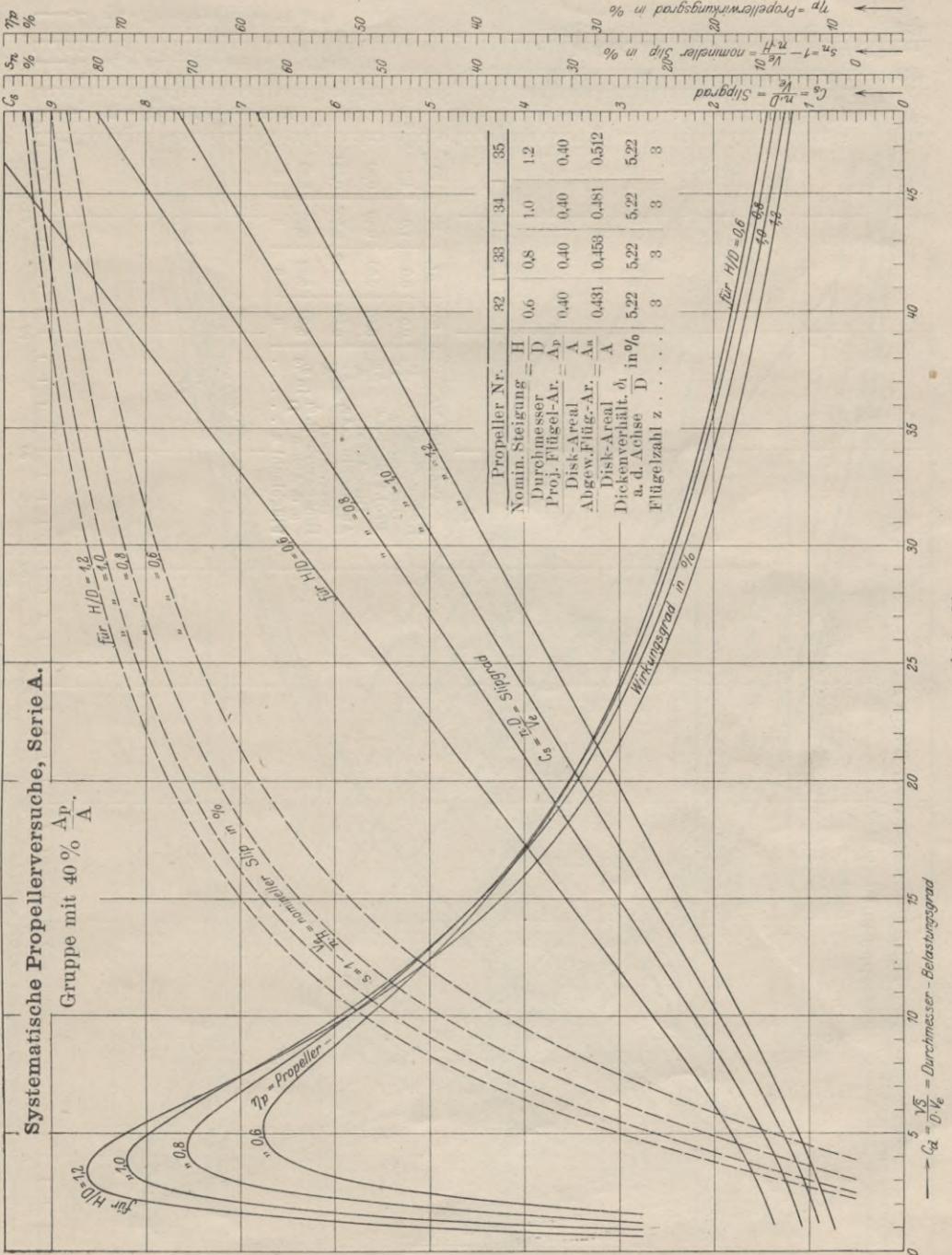


Abb. 28.

genau kongruent und bei den verschiedenen Flächenverhältnissen in gleichem Verhältnis ähnlich eingehalten wurde.

Die Flügelquerschnitte waren auf ganzer Propellerlänge, besonders aber

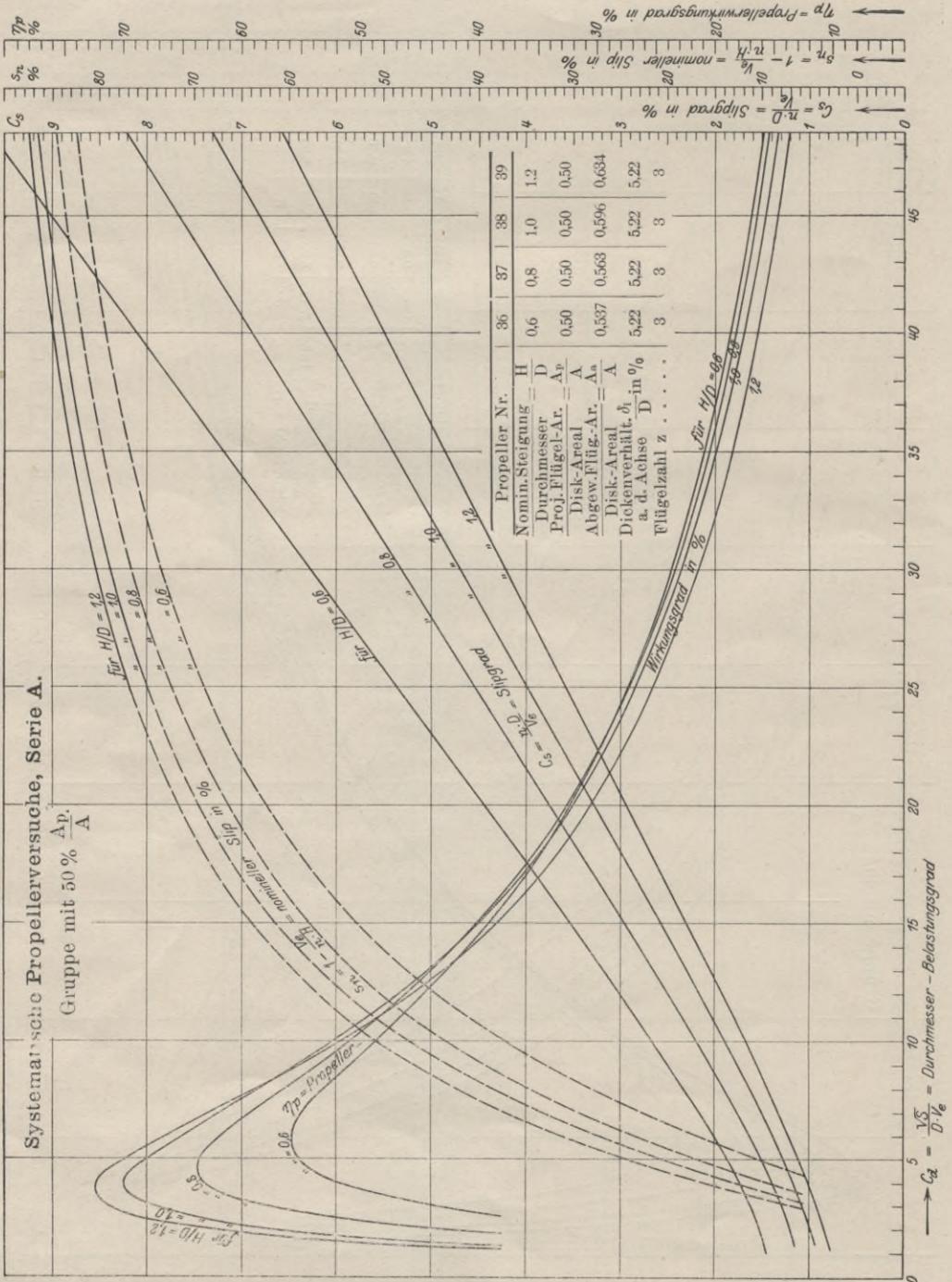


Abb. 29.



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:

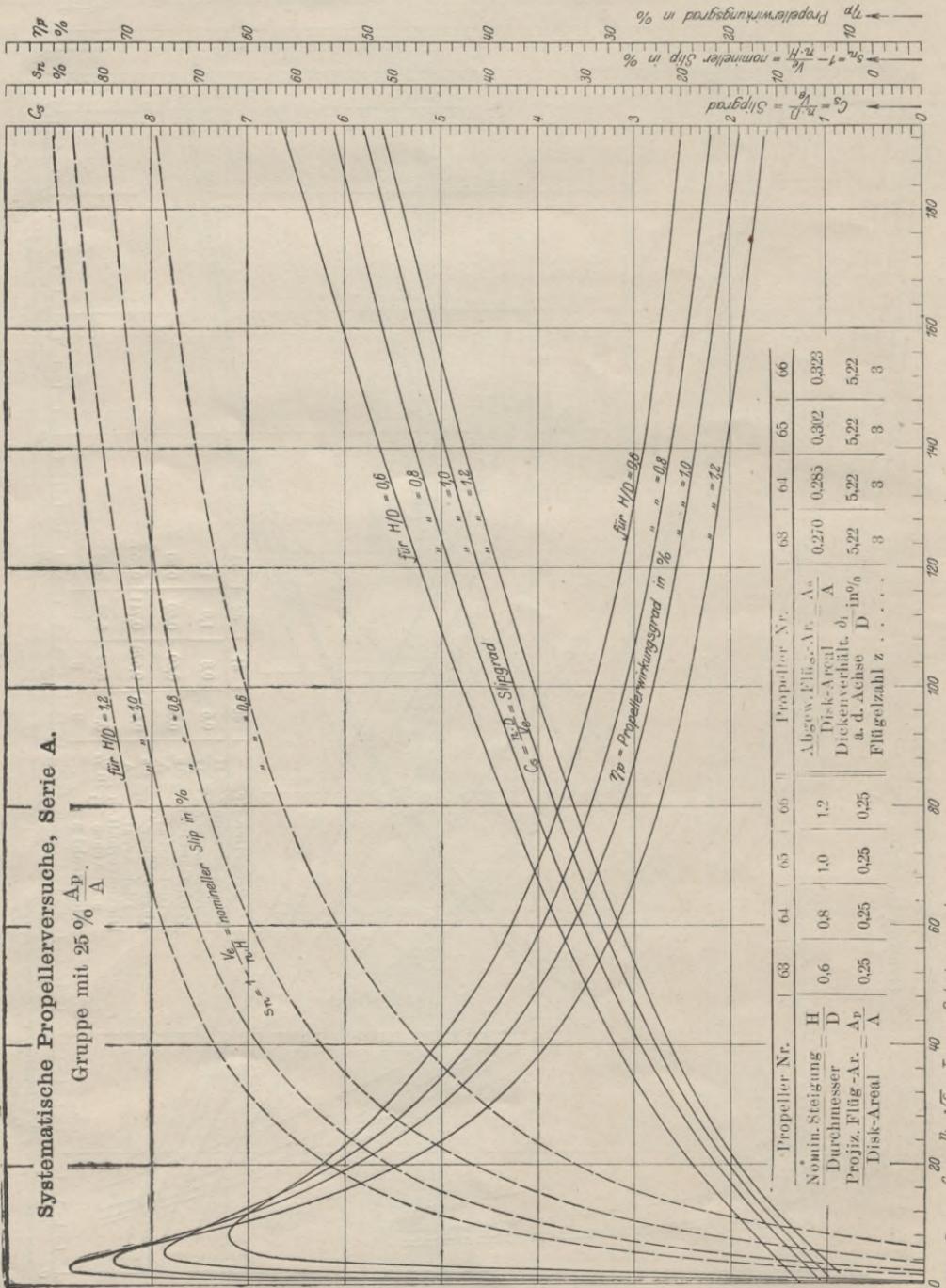


Abb. 31.

Dickungsverhältnis  $\times$  Flächenverhältnis

Steigungsverhältnis

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

$$\frac{5,22 \times 25}{60}$$

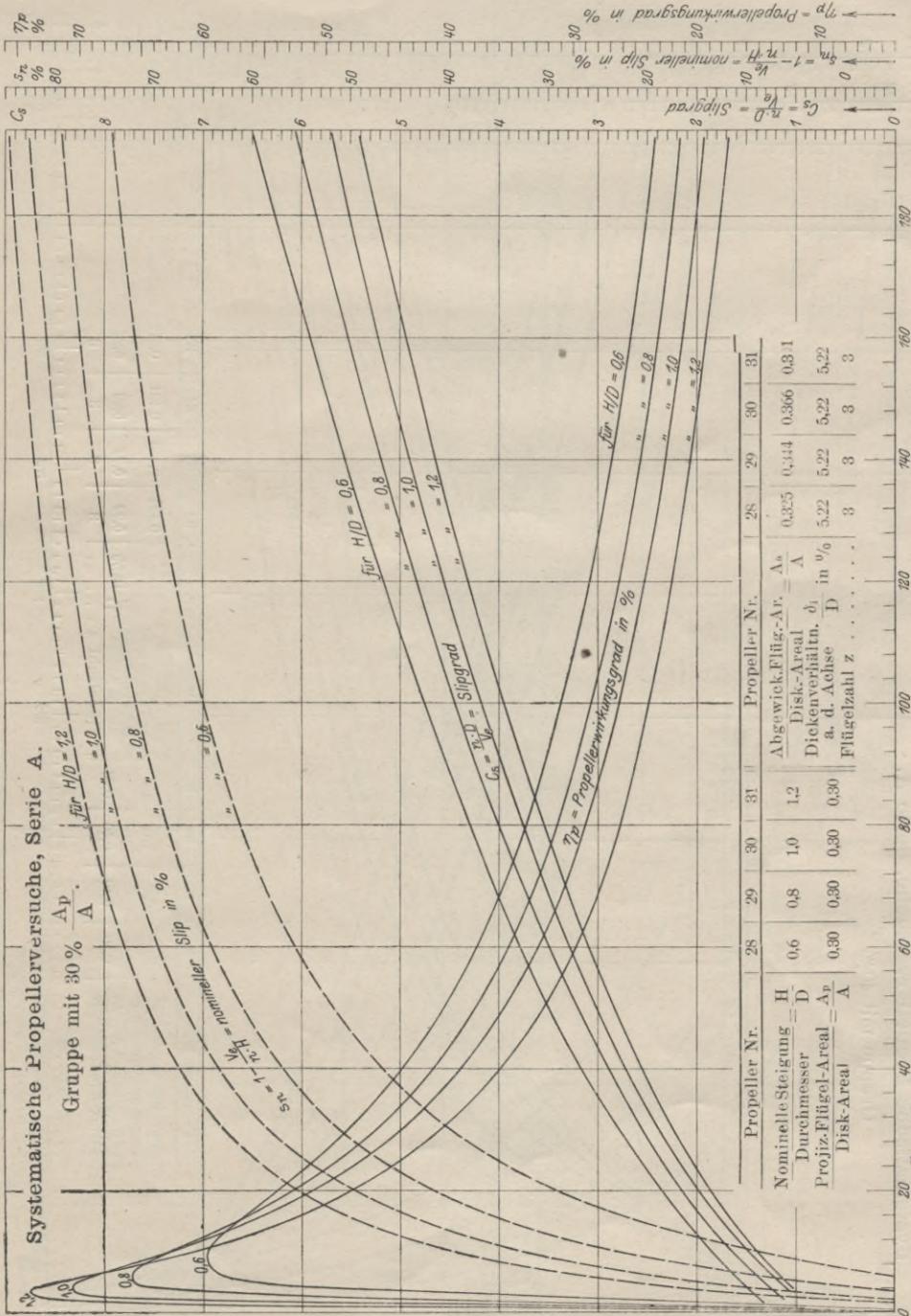
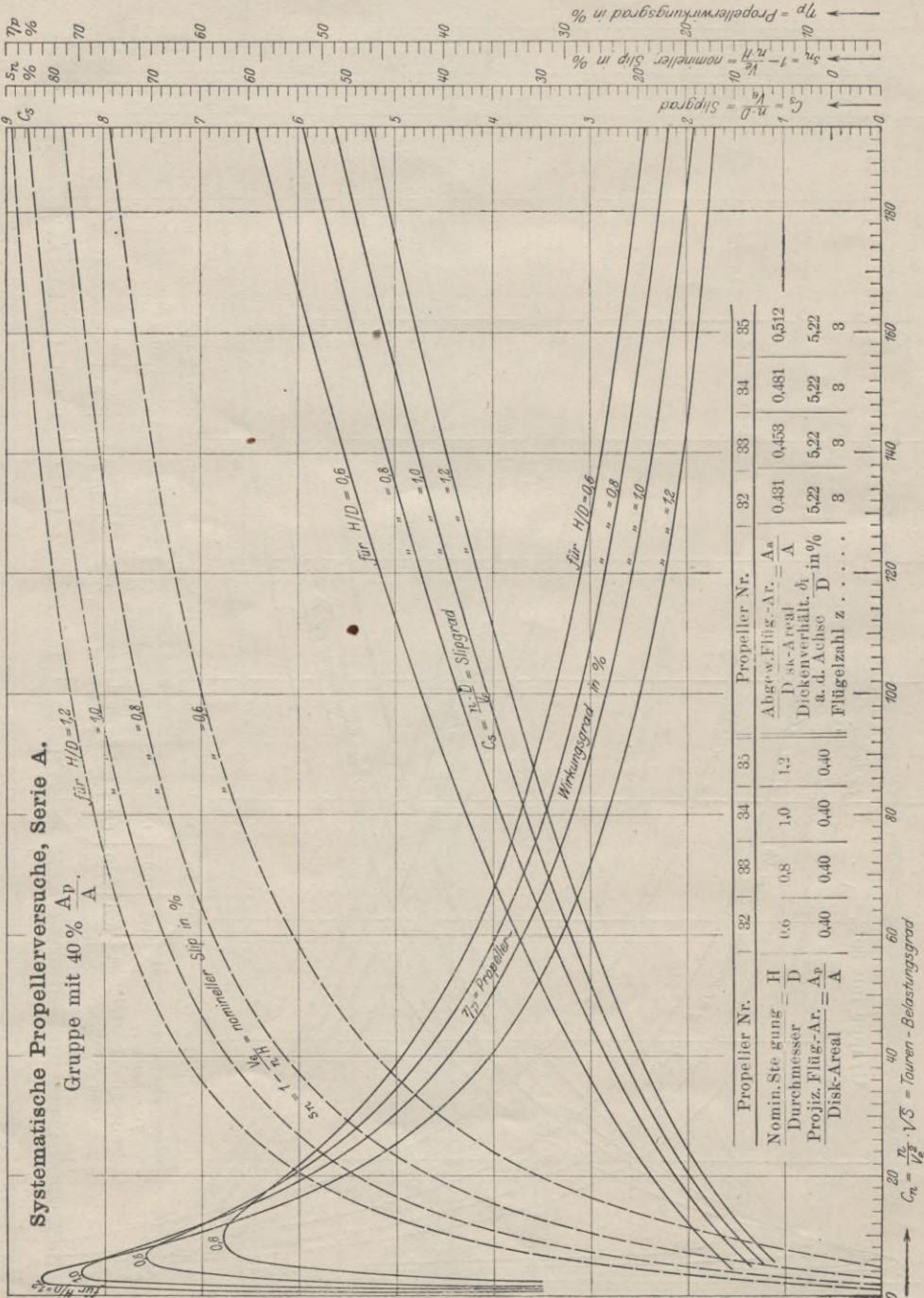


Abb. 32.

d. i. 5,22% Dickenverhältnis  $\frac{\delta_i}{D}$ ;

25% Flächenverhältnis  $\frac{A_p}{A}$ ;

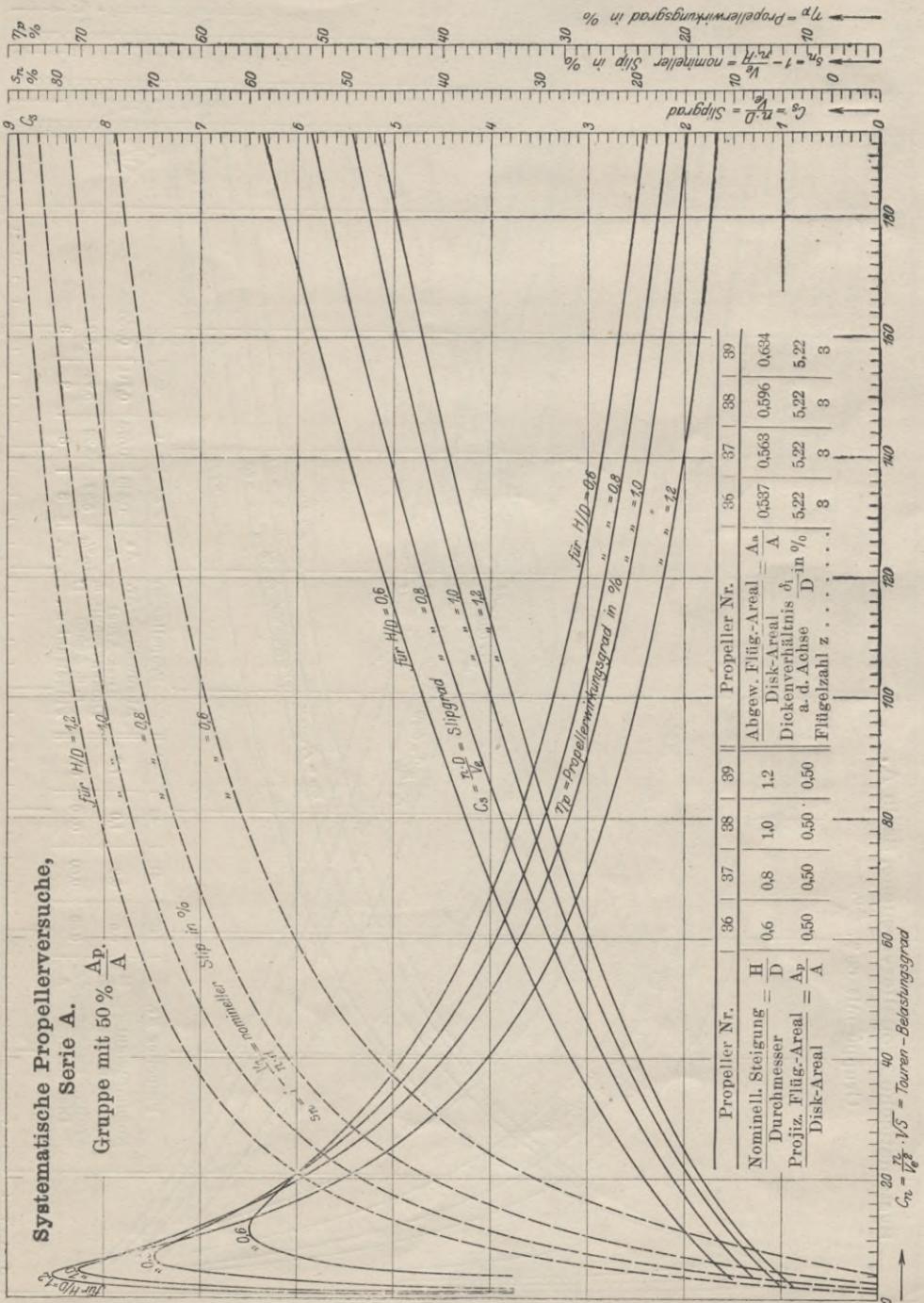
60% Steigungsverhältnis  $H/D$ .



Propeller Nr.	32	33	34	35	32	33	34	35	32	33	34	35	32	33	34	35
Nomin. Steigung $\frac{H}{D}$	0.6	0.8	1.0	1.2					0.431	0.453	0.481	0.512				
Durchmesser $\frac{D}{\text{Disk-Areal}}$	0.40	0.40	0.40	0.40					5.22	5.22	5.22	5.22				
Projiz. Flüg.-AR $\frac{A_p}{A}$	0.40	0.40	0.40	0.40					8	8	8	8				
Dickenverhältnis $\frac{\delta_i}{D}$ in %									8	8	8	8				
Flügelzahl z									8	8	8	8				

Abb 33.

Die Versuchsmethode war die gleiche wie die bereits im Abschnitt C. beschriebene, mit dem Unterschied, daß zwecks Feststellung der Konstanten und Wirkungsgrade für verschiedene Slipverhältnisse nicht wie bei den Modellpropellern



Propeller Nr.	36	37	38	39	36	37	38	39	
Nominell. Steigung	$\frac{H}{D} = 0.6$	$\frac{H}{D} = 0.8$	$\frac{H}{D} = 1.0$	$\frac{H}{D} = 1.2$	Abgew. Flüg.-Areal	$\frac{A_a}{A} = 0.537$	$\frac{A_a}{A} = 0.563$	$\frac{A_a}{A} = 0.596$	$\frac{A_a}{A} = 0.634$
Durchmesser	0.6	0.8	1.0	1.2	Disk-Areal	5.22	5.22	5.22	5.22
Projiz. Flüg.-Areal	$\frac{A_p}{A} = 0.50$	$\frac{A_p}{A} = 0.50$	$\frac{A_p}{A} = 0.50$	$\frac{A_p}{A} = 0.50$	Dickenverhältnis a. d. Achse	8	8	8	8
Disk-Areal	0.50	0.50	0.50	0.50	Flügelzahl z	8	8	8	8

Abb. 34.

der Serie „M“ bei gleicher Fahrtgeschwindigkeit verschiedene Touren, sondern umgekehrt gleiche Touren (durchweg 15/sec) bei verschiedenen Fahrtgeschwindigkeiten eingehalten wurden.

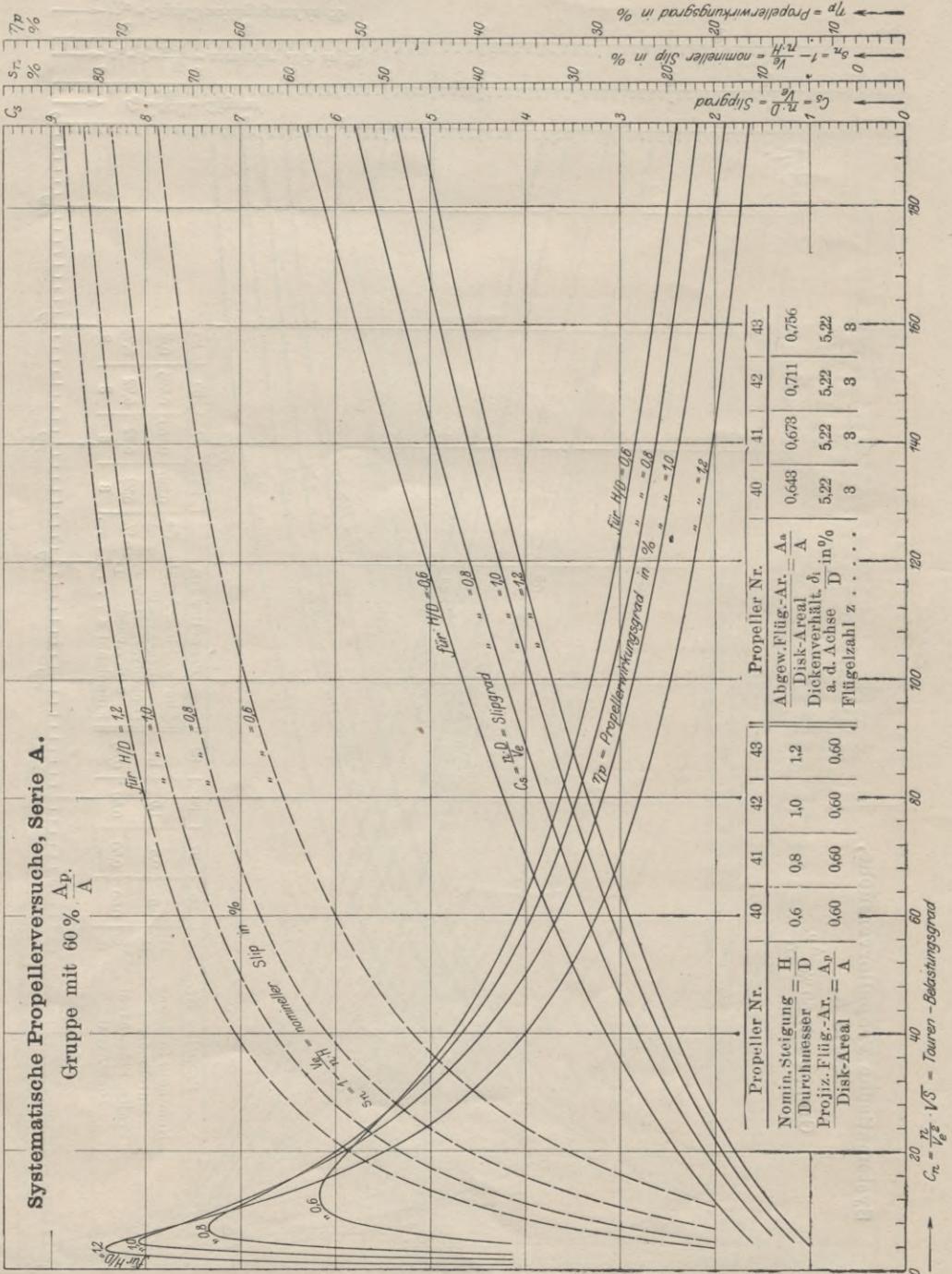


Abb. 35.

Die Auswertungsdiagramme für die fünf einzelnen Gruppen von Propellern der Serie „A“ mit 25, 30, 40, 50 und 60%  $A_p/A$ -Flächenverhältnissen bei den verschiedenen Steigungsverhältnissen von  $H/D = 0,6-0,8-1,0$  und  $1,2$  werden

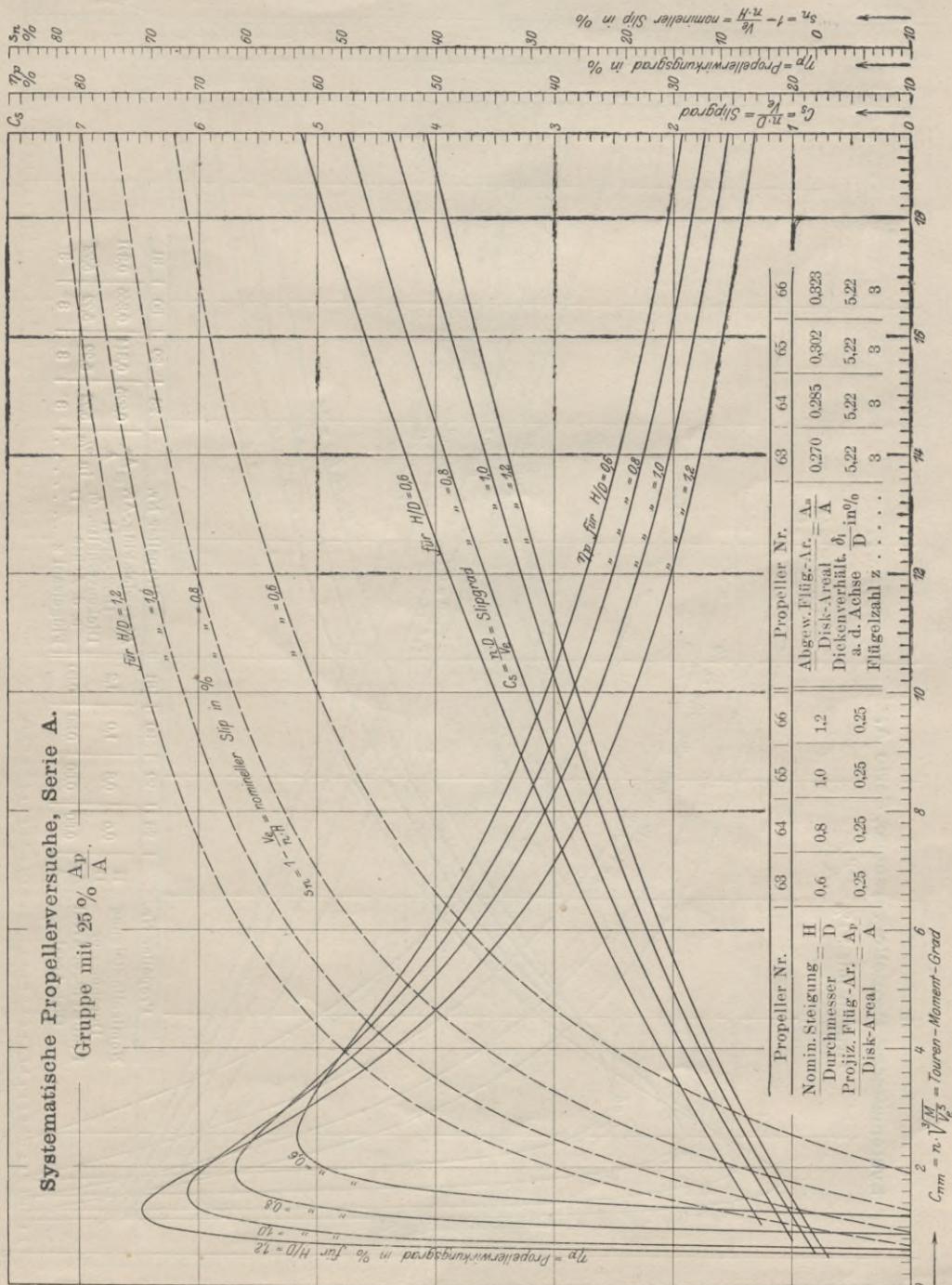


Abb. 36.

ebenfalls wieder in Form der Wirkungsgrade  $\eta_D$ , der Slipgrade  $C_s = \frac{nD}{V_e}$  sowie der nominellen Slips  $s_n$  und zwar in Abb. 26—30 als Funktion der Durchmesser-

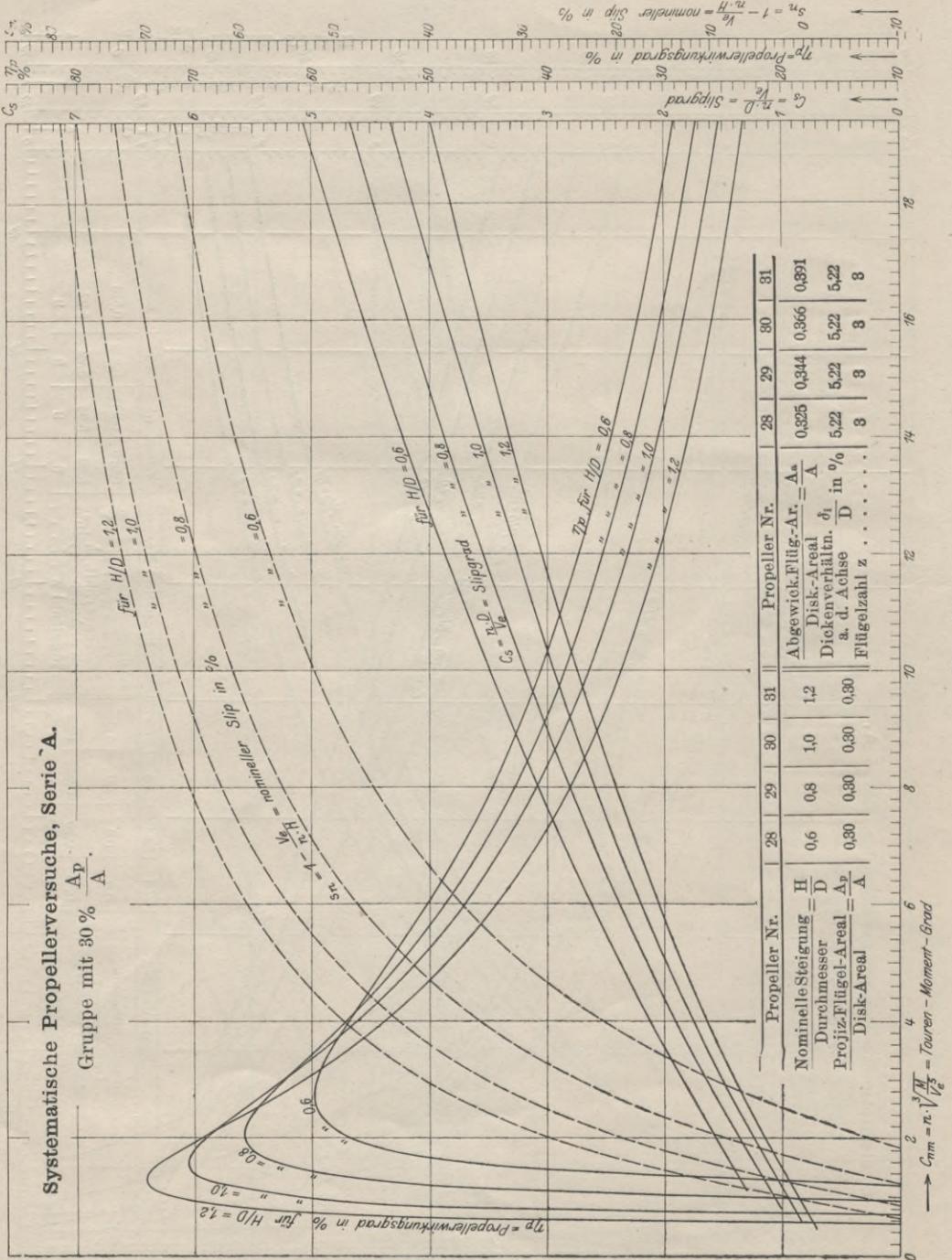


Abb. 37.

belastungsgrade  $C_d = \frac{\sqrt{S}}{DV_e}$ , in Abb. 31—35 als Funktion der Tourenbelastungsgrade  $C_n = \sqrt{S} \cdot \frac{n}{V_e^2}$ , in Abb. 36—40 als Funktion der Tourenmomentgrade

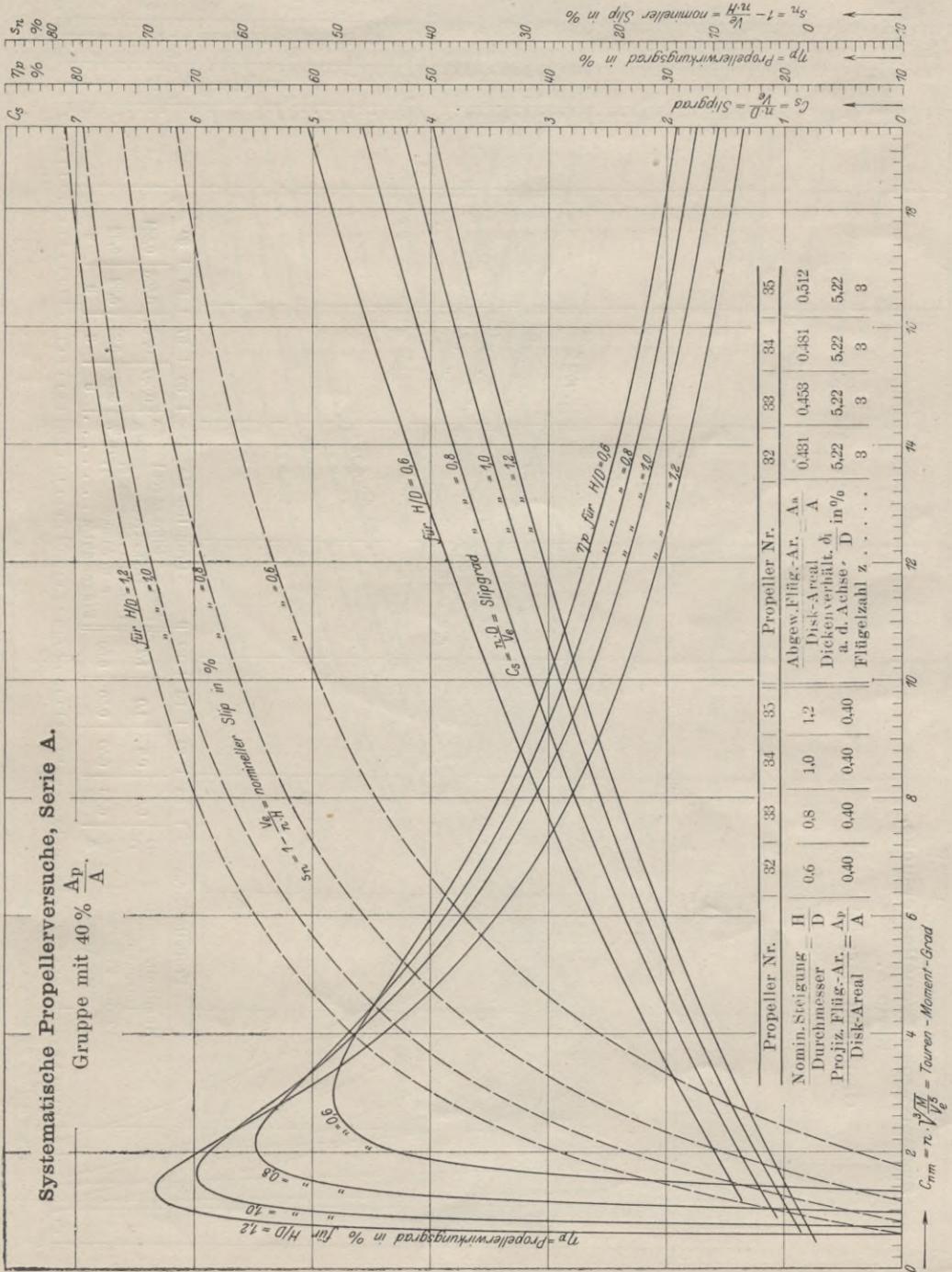


Abb. 38.

$C_{nm} = n \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^5}}$  und schließlich in Abb. 41—45 als Funktion der Durchmesser-  
momentgrade  $C_{dm} = \frac{1}{D} \sqrt[3]{\frac{M}{V_e^2}}$  gebracht. Zahlenmäßige Auswertungen für be-

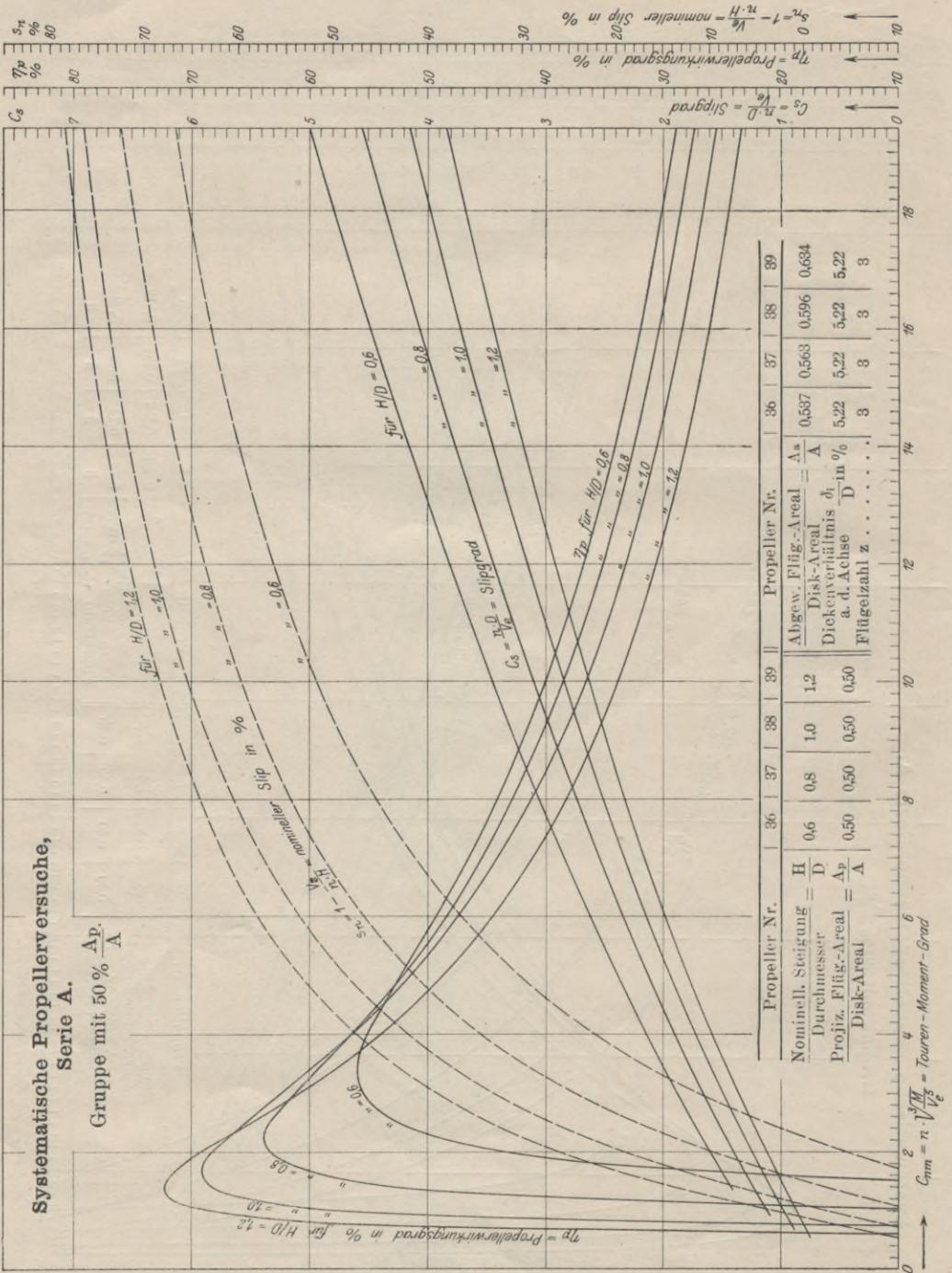


Abb. 39.

stimmt vorliegende Konstruktionsfälle können an Hand dieser Diagramme in der gleichen Art vorgenommen werden, wie es bereits in den Abschnitten E<sub>3</sub> und J, an den betreffenden Beispielen der Propellerserie „M“ geschehen ist. Ferner sei an dieser Stelle auf die Veröffentlichung des Vortragenden über das be-

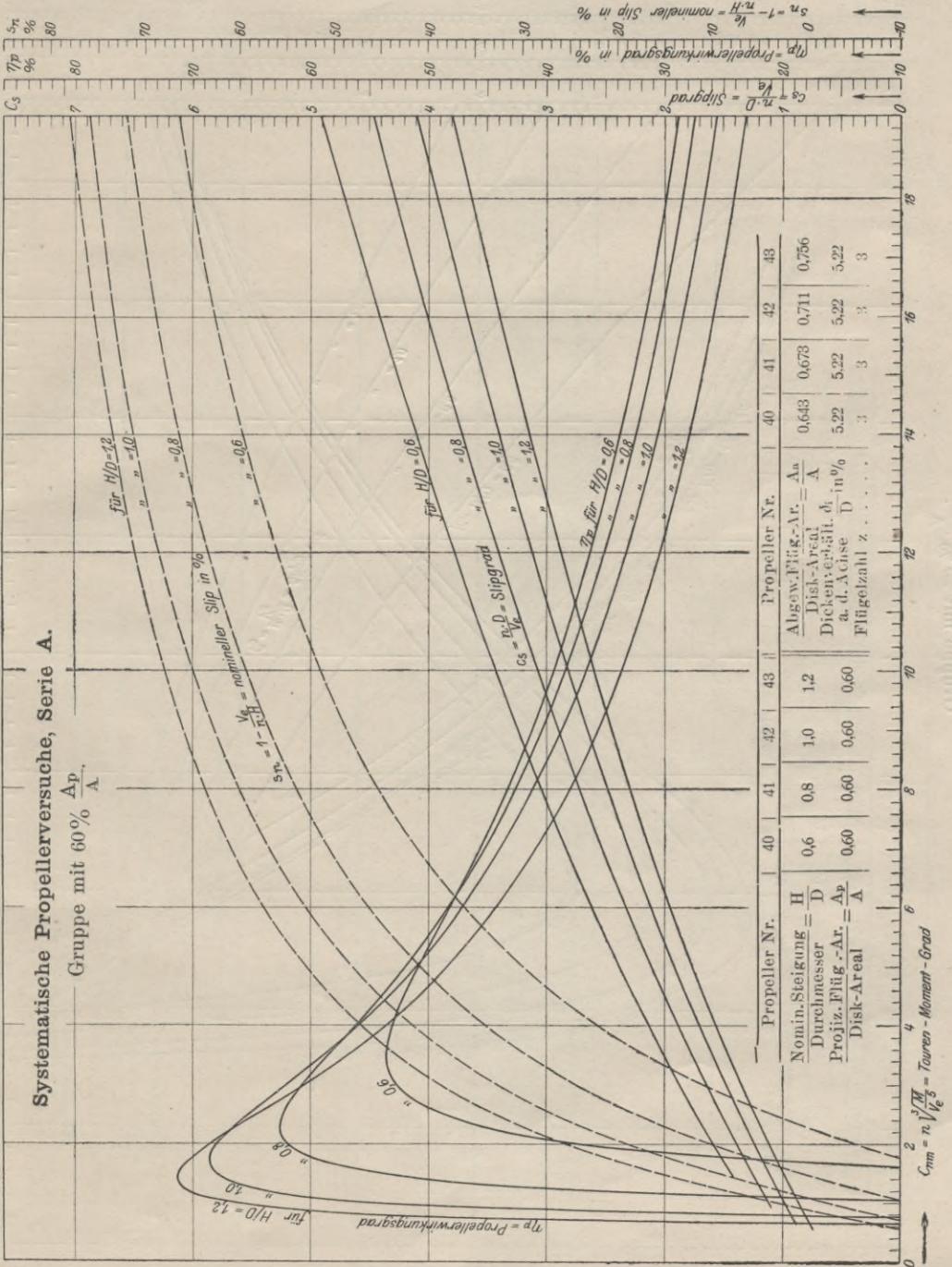
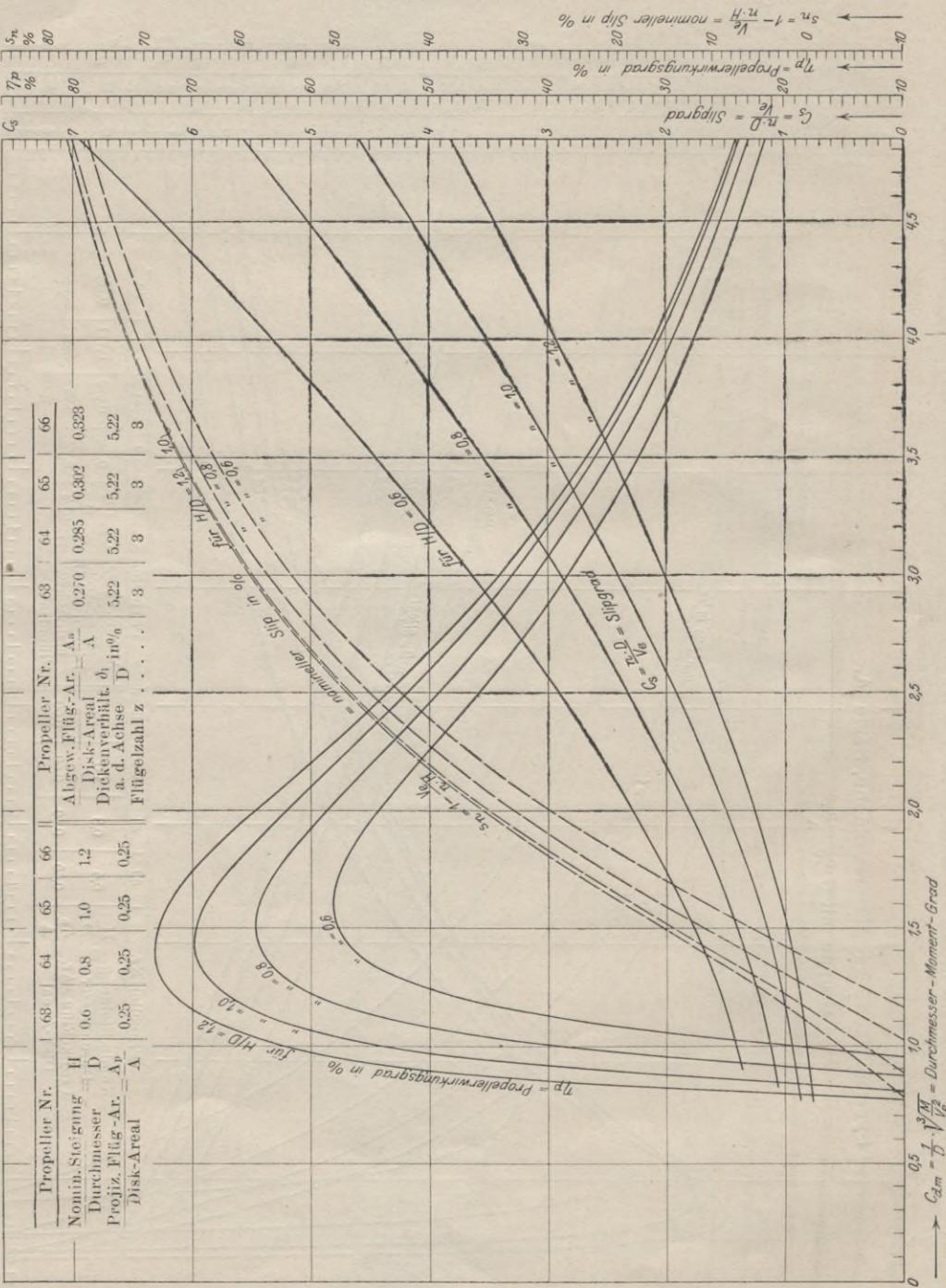


Abb. 40.

treffende Kapitel („Schiffbau“, 1916, Nr. 8) verwiesen, in welchen der Einfluß, welchen das Flächenverhältnis auf den Wirkungsgrad schwer belasteter Schlepperschrauben ausübt, in ausführlicher Weise behandelt worden ist. In folgendem sollen daher nur noch die Verhältnisse näher erörtert werden, welche

**Systematische Propellerversuche, Serie A.**

Gruppe mit 25%  $\frac{A_p}{A}$



Propeller Nr.	63	64	65	66	63	64	65	66
Nomin. Steigung	H	0.6	0.8	1.0	1.2	0.270	0.285	0.302
Durchmesser	D							
Projiz. Flüg.-Ar.	$\frac{A_p}{A}$	0.25	0.25	0.25	0.25	5.22	5.22	5.22
Disk-Areal								
Abgew. Flüg.-Ar.	$\frac{A_p}{A}$							
Dickenverhältn. $\frac{b}{D}$	in %							
Flügelzahl z		3	3	3	3	3	3	3

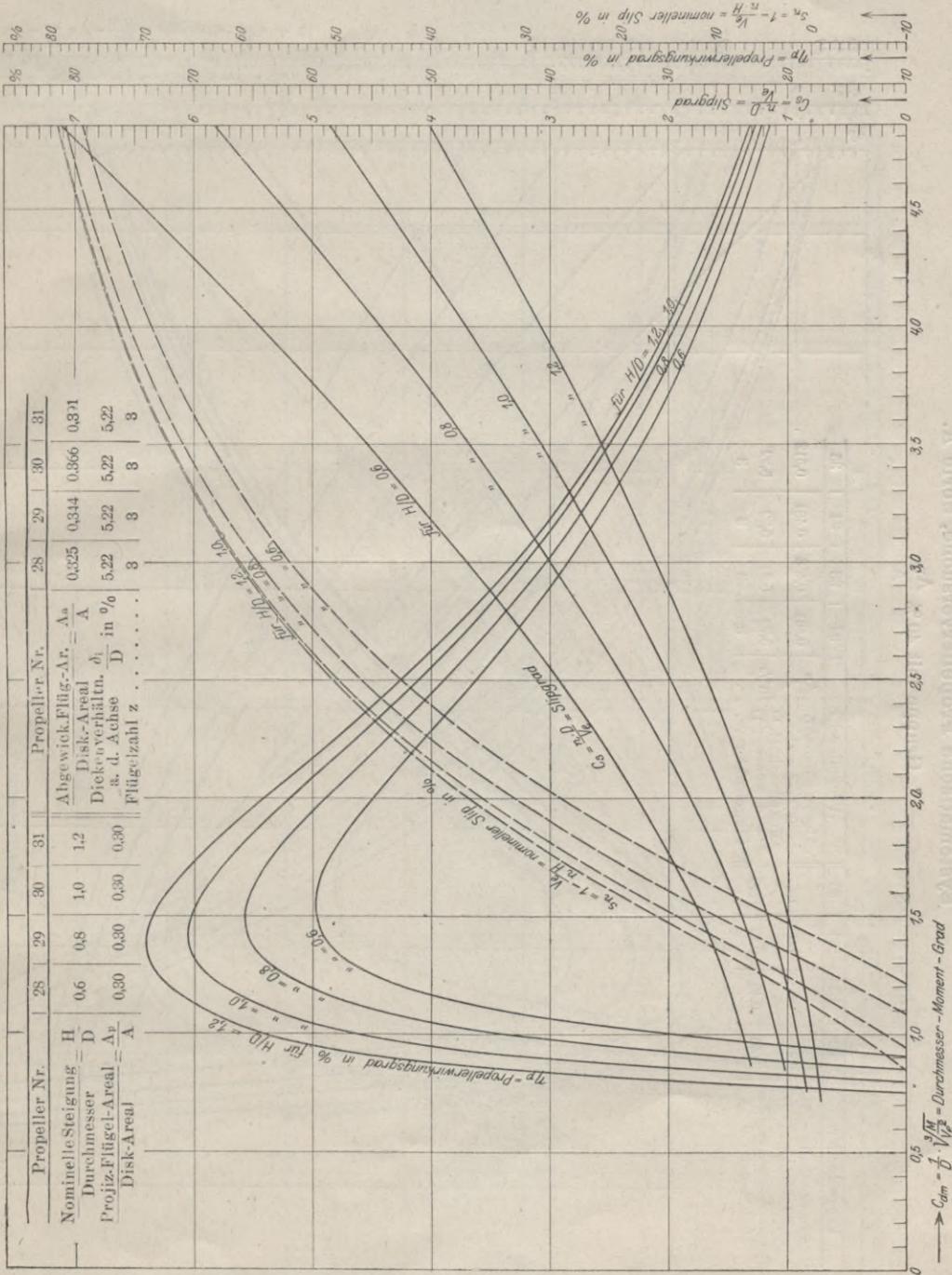
Abb. 41.

$C_{dm} = \frac{1}{2} \rho V^2 \frac{H}{L} = \text{Durchmesser-Moment-Grad}$

bei Standversuchen in Frage kommen und für die mit den Modellpropellern der Serie A bei der gewählten Versuchsmethode (konstante Touren bei verschiedenen Geschwindigkeiten) einschließlich Geschwindigkeit gleich Null ohne weiteres Ermittlungen gemacht werden konnten.

**Systematische Propellerversuche, Serie A.**

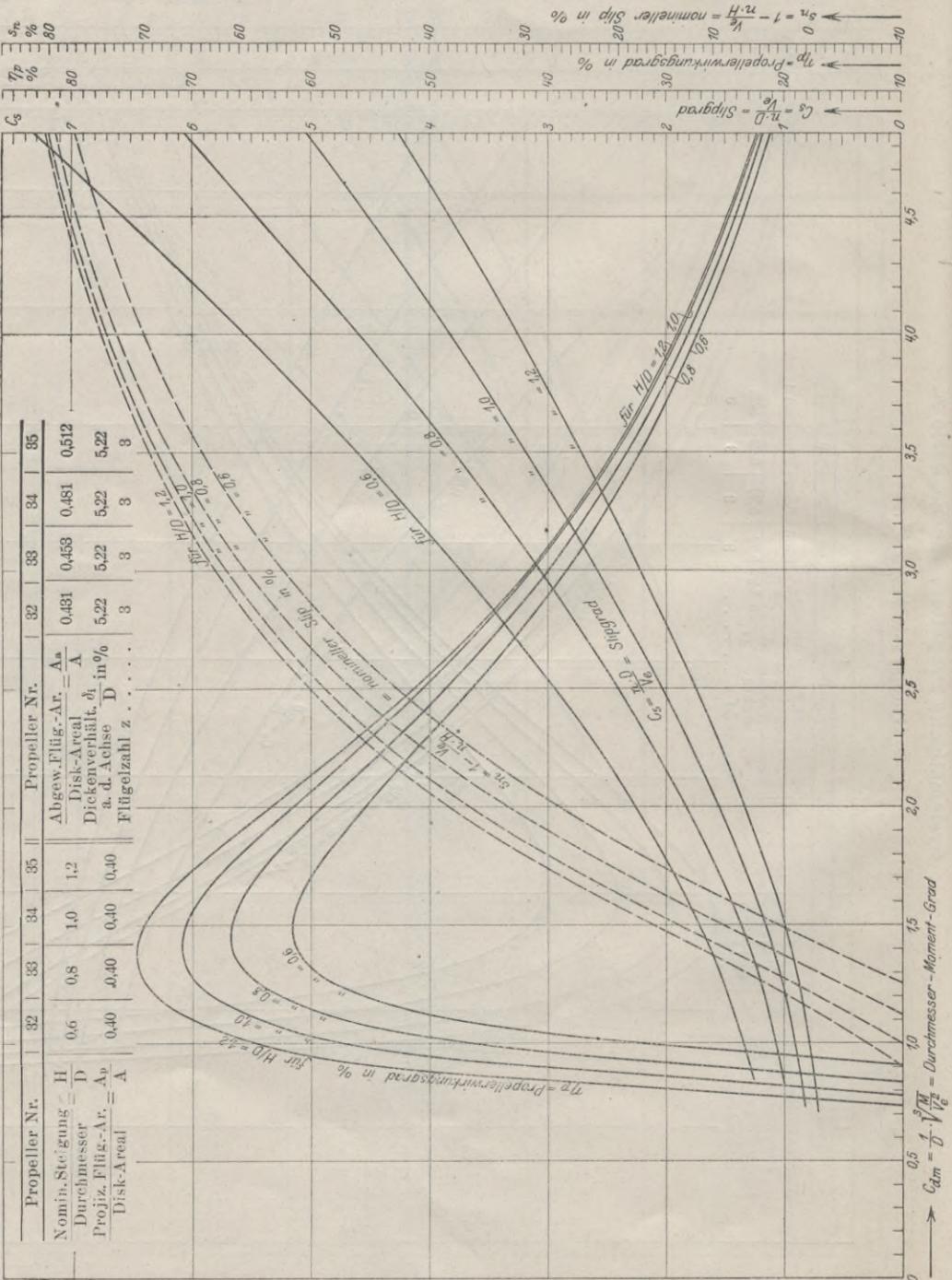
Gruppe mit 30%  $\frac{A_p}{A}$ .



Propeller Nr.		28	29	30	31	Propeller Nr.		28	29	30	31
Nominelle Steigung = $\frac{H}{D}$		0.6	0.8	1.0	1.2	Abgewick.Flüg.-Ar. = $\frac{A_a}{A}$		0.325	0.344	0.366	0.371
Durchmesser		0.30	0.30	0.30	0.30	Disk-Areal		5.22	5.22	5.22	5.22
Projiz.Flügel-Areal = $\frac{A_p}{A}$		0.30	0.30	0.30	0.30	Dickenverhältn. $\frac{d_1}{D}$ in %		3	3	3	3
Disk-Areal		0.30	0.30	0.30	0.30	Flügelzahl z		3	3	3	3

### N. Auswertung der systematischen Propellerversuche 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



Systematische Propellerversuche, Serie A.

Gruppe mit 40%  $\frac{A_b}{A}$ .

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 vor-

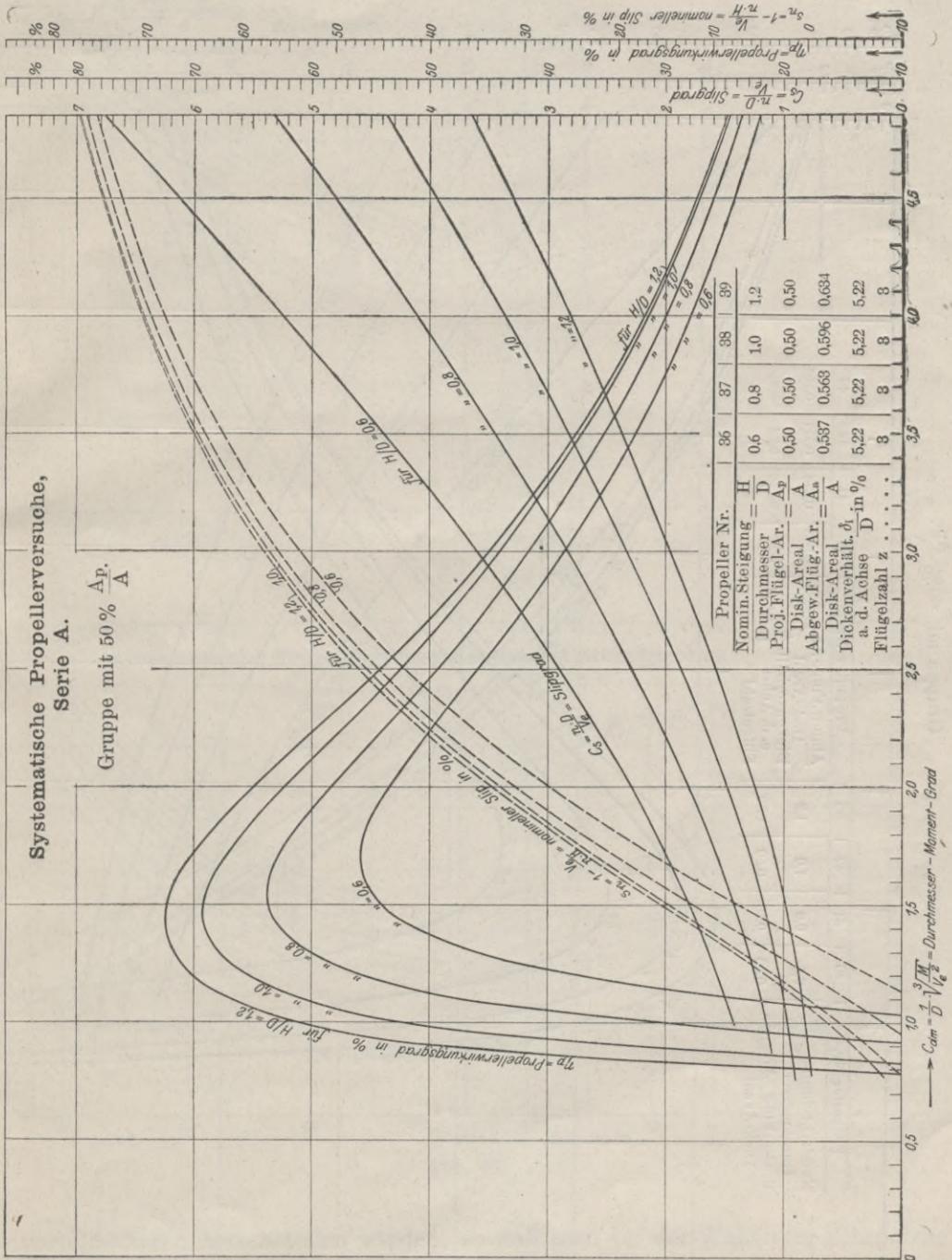
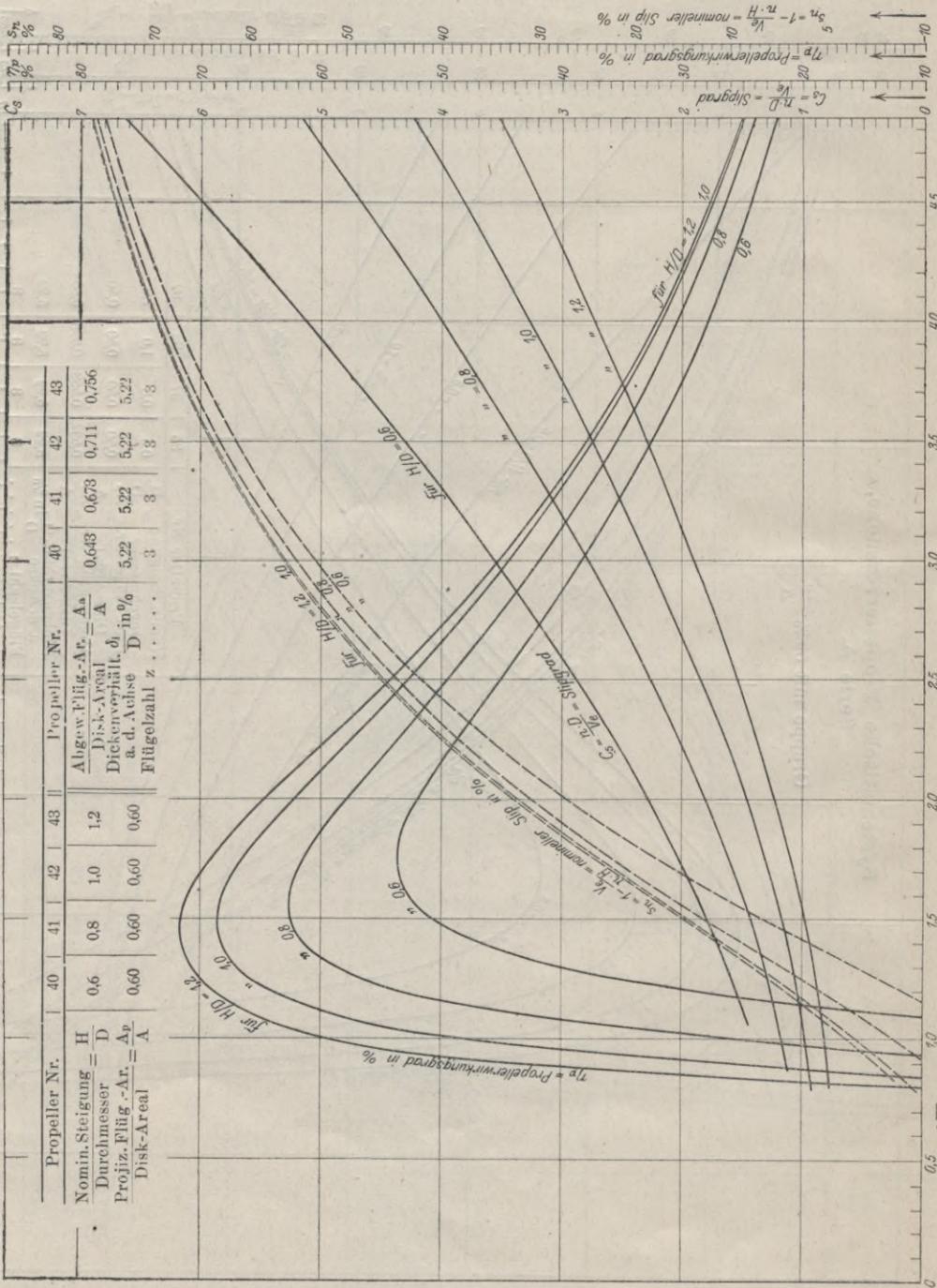


Abb. 44.

genommen worden. Um Trugschlüssen vorzubeugen, die aus den Ergebnissen der Standversuche gezogen werden könnten, mag nochmals die bereits oben nachgewiesene Tatsache angeführt werden, daß, nach den Resultaten der Modellpropellerversuche zu urteilen, gerade diejenigen Propeller, welche bei Schlep-

Systematische Propellerversuche, Serie A.

Gruppe mit 60%  $\frac{A_p}{A}$



Propeller Nr.	40	41	42	43	40	41	42	43
Nomin. Steigung = $\frac{H}{D}$	0,6	0,8	1,0	1,2	$\frac{\text{Abgew. Flüg.-Ar.}}{\text{Disk-Areal}} = \frac{A_s}{A}$			
Durchmesser	0,60	0,60	0,60	0,60	0,643	0,673	0,711	0,756
Projiz. Flüg.-Ar. = $\frac{A_p}{A}$	0,60	0,60	0,60	0,60	5,22	5,22	5,22	5,22
Disk-Areal					3	3	3	3
Flügelzahl z . . . . .					3	3	3	3

→  $C_m = \frac{1}{D} \cdot \frac{3 \sqrt{H}}{V \sqrt{z}}$  = Durchmesser - Moment - Grad

Abb. 45.

fahrten die günstigsten Ergebnisse aufweisen, sich für das freifahrende, d. h. nicht mit Trossenzug belastete und mit höherer Geschwindigkeit fahrende Schiff als die

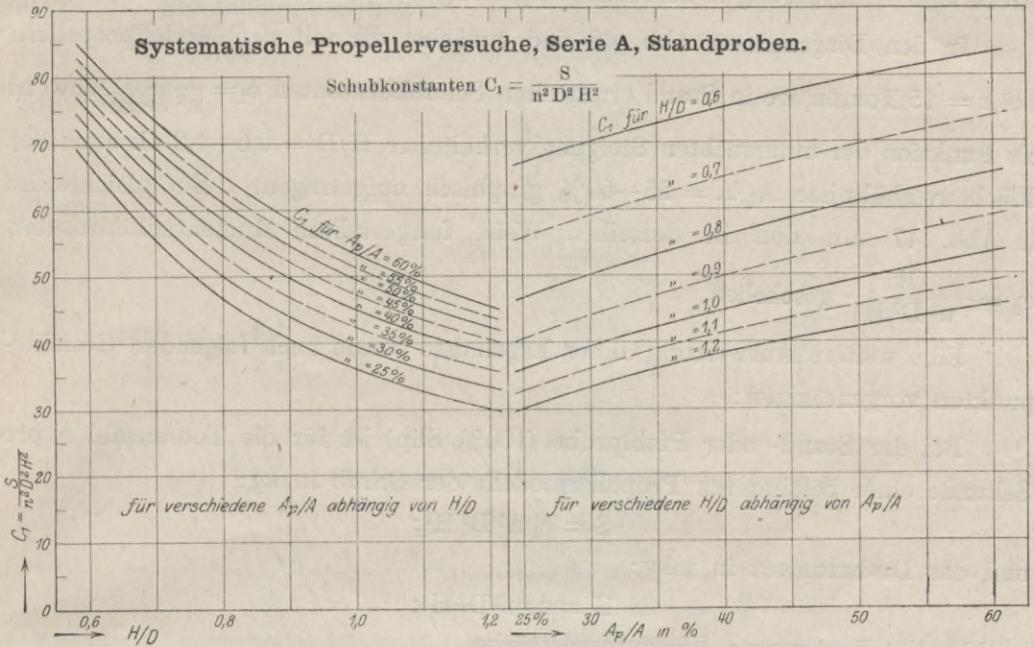


Abb. 46.

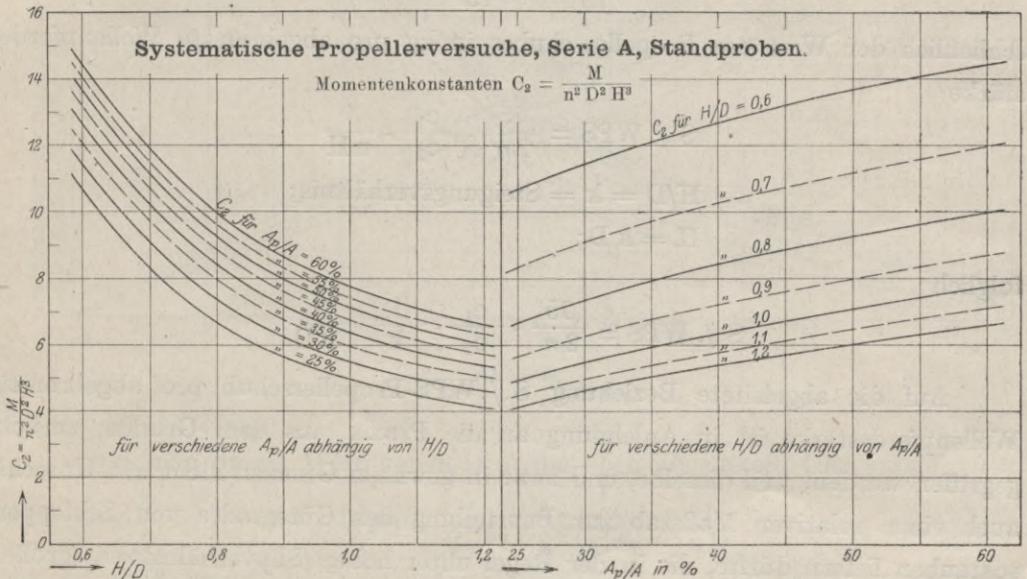


Abb. 47.

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. 46 sind zunächst die mit den Modellpropellern bei  $n = 15$  Touren/sec in Stand ermittelten Schubkonstanten  $c_1 = \frac{S}{n^2 D^2 H^2}$  sowohl als Funktion der untersuchten Steigungsverhältnisse  $H/D = 0,6-1,2$  als auch der Flächenverhältnisse  $A_p/A = 25-60\%$  graphisch aufgetragen. Ein gleiches ist in Abb. 47 mit den in derselben Weise festgestellten Momentenkonstanten  $c_2 = \frac{M}{n^2 D^2 H^3}$  geschehen.

Eine weitere Auswertung dieser Ergebnisse wurde nach folgenden Gesichtspunkten vorgenommen:

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

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

und das Drehmoment in mkg:

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

mithin die abgebremste Wellenpferdestärke

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

schließlich der Wert des Propellerschubes in kg pro abgebremste Wellenpferdestärke

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

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

$$H = k D;$$

folglich

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

Auf die abgeleitete Beziehung  $S ./ \text{WPS}$ -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 Schleppegeschwindigkeiten) arbeiten sollen.

Aus der obigen Gleichung läßt sich zunächst der Schluß ziehen, daß das Verhältnis  $S ./ \text{WPS}$  um so größer sein wird, je kleiner das Produkt  $n D$  ist, d. h.

je kleiner bei gegebenem (beschränktem) Propellerdurchmesser  $D$  die Tourenzahlen und je kleiner bei gegebener Tourenzahlen 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

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

arbeiten;

$$H = k D;$$

folglich

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

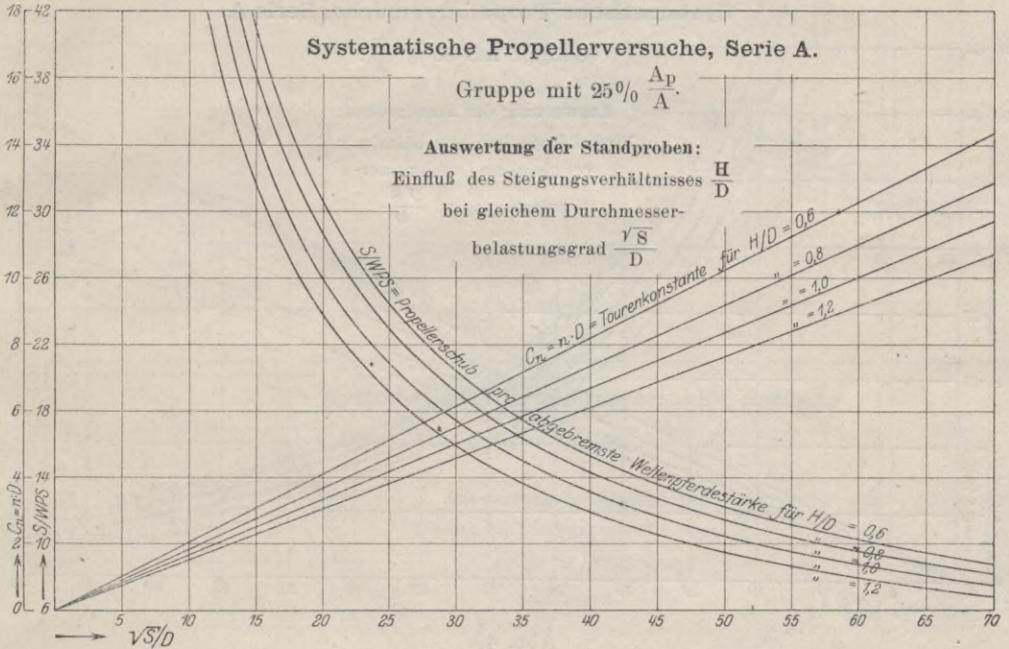


Abb. 48.

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

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

ein, so erhält man

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

wobei die erforderliche Tourenkonstante, wie abgeleitet,

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

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  $C_n = n D$  eine einfache Funktion von dem Durchmesserbelastungsgrad  $\frac{\sqrt{S}}{D}$ . 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  $\frac{\sqrt{S}}{D}$  für die einzelnen Gruppen mit  $A_p/A = 25-30-40-50$  und 60% bei Steigungsverhältnissen  $H/D = 0,6-0,8-1,0$  und 1,2 aufgetragen

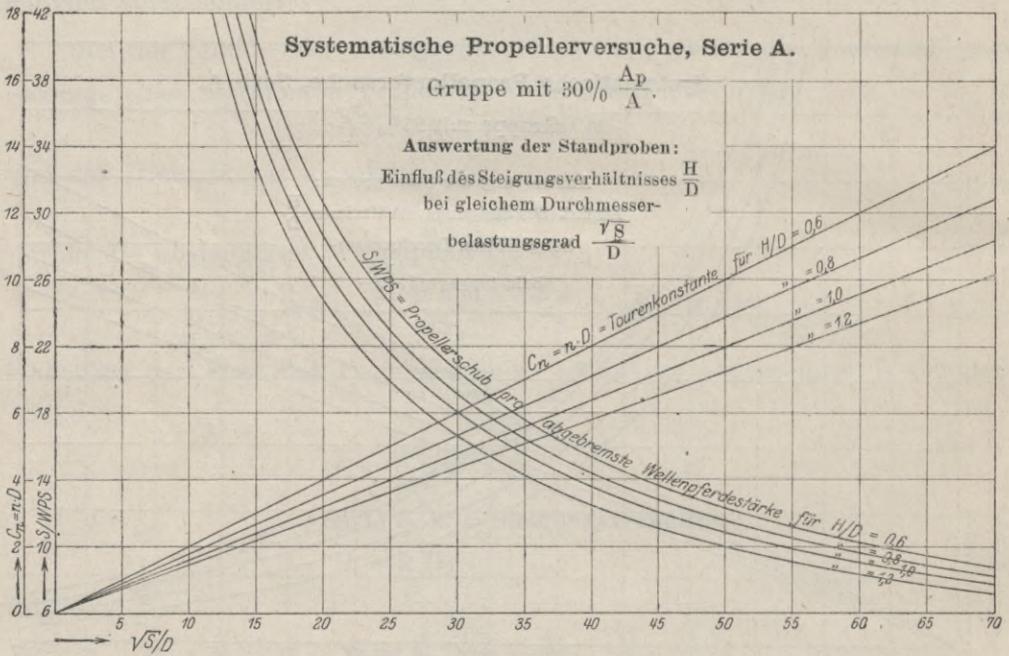


Abb. 49.

(s. Abb. 48—52), von dem Koordinaten-Anfangspunkt ausgehende gerade Linien  $n D$  und die von S./WPS Hyperbeln ergeben. Soll demnach ein dem untersuchten Modellpropeller genau ähnlicher von bestimmtem Durchmesser im Stand den verlangten Schub  $S$  ausüben, so braucht man nur den Abszissenwert  $\frac{\sqrt{S}}{D}$  zu ermitteln und kann aus den bei diesem liegenden Ordinatenwerten von S./WPS und  $C_n = n D$  sowohl die erforderlichen abgebremsen 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  $A_p/A = 30\%$ .

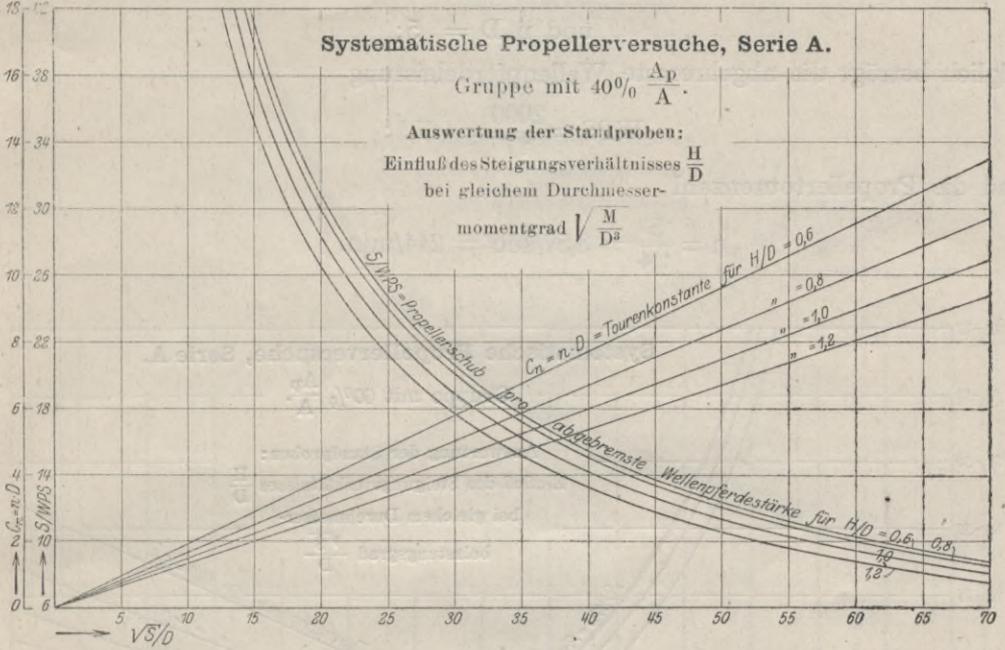


Abb. 50.

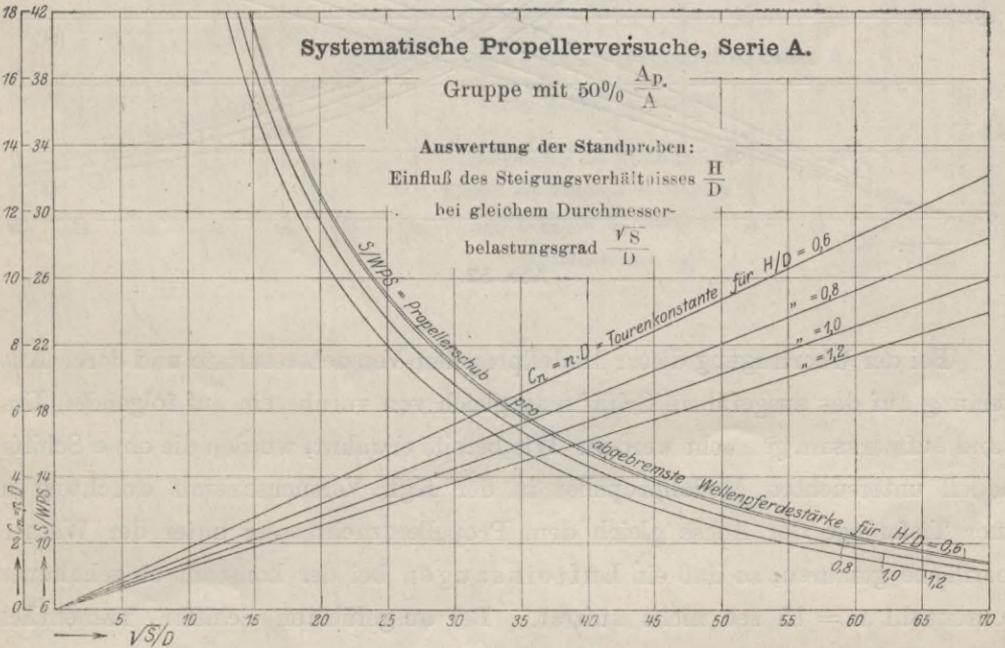


Abb. 51.

Gesucht: WPS und n.

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

hierfür bestimmen die Diagramme Abb. 49

$$S \text{ ./} WPS = 17;$$

$$\text{und } n D = 5;$$

folglich beträgt die abgebremste Wellenpferdeleistung

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

und die Propellertourenzahl

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

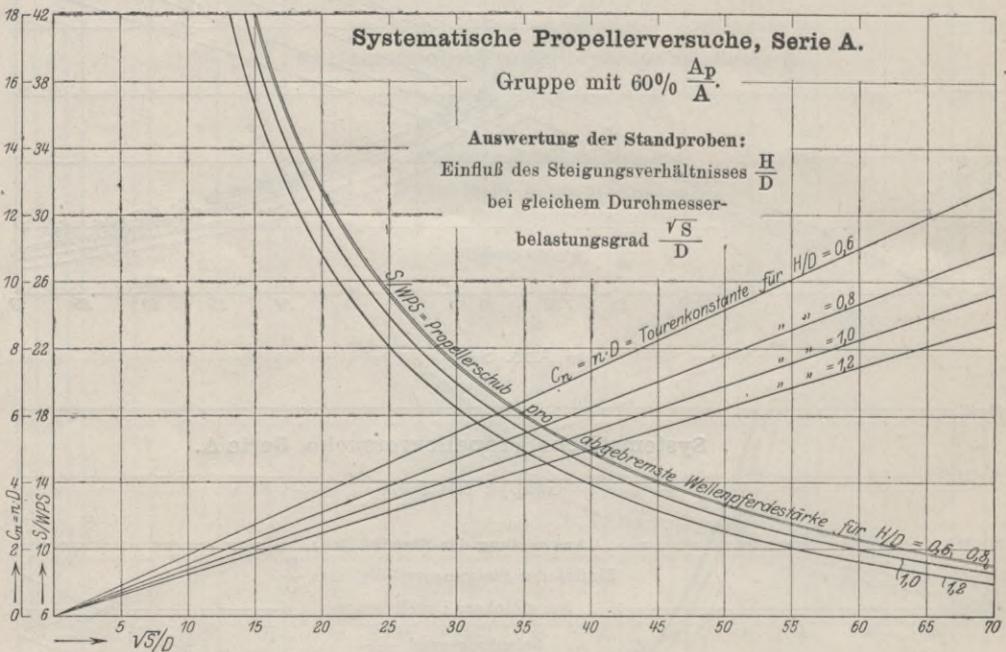


Abb. 52.

Bei der Übertragung dieser Modellpropeller-Versuchsergebnisse und deren Auswertung auf das ausgeführte Schiff mag gleich von vornherein auf folgenden Umständen 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 Tiefgangs

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

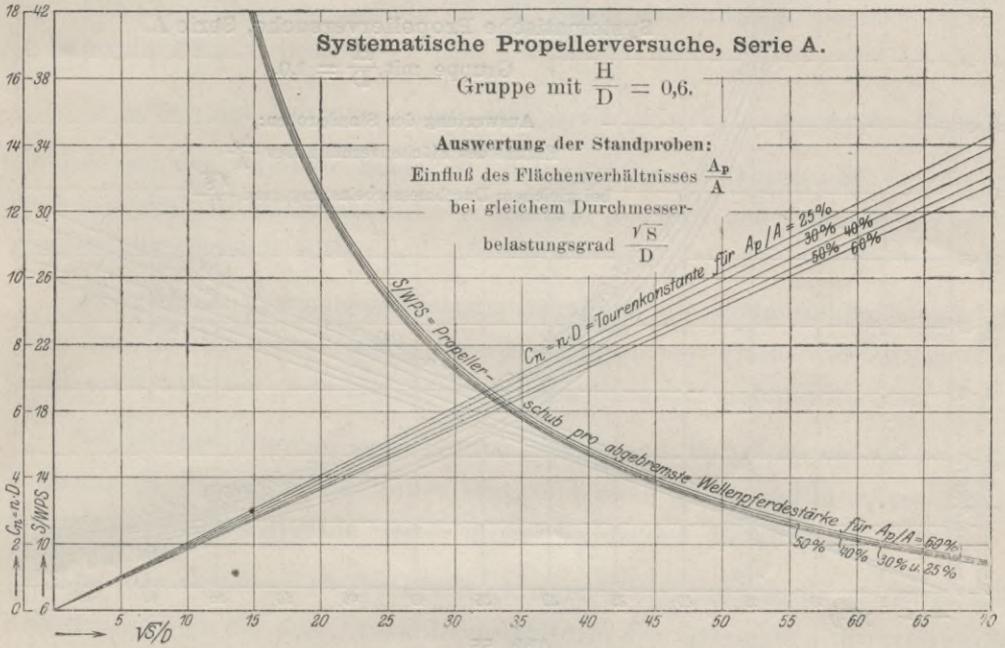


Abb. 53.

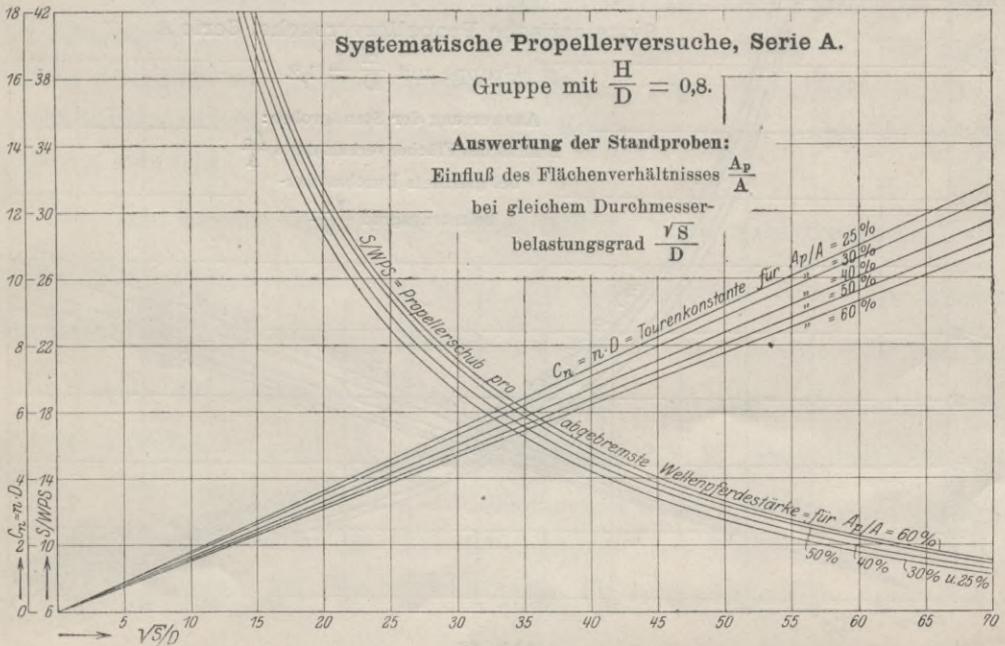


Abb. 54.

Falle wird eine Diskontinuität in den Verhältnissen eintreten. Die Propeller „brennen durch“ und erzeugen bei weiterer Erhöhung der Tourenzahl nicht mehr einen sonst ziemlich gesetzmäßig mit dem Quadrat derselben zunehmenden Schub,

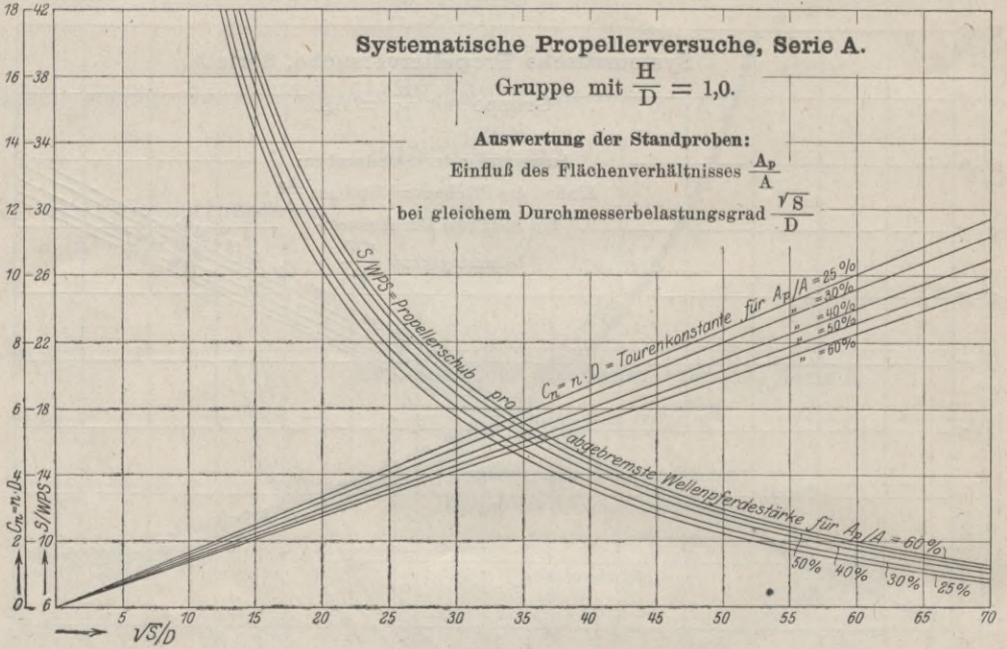


Abb. 55.

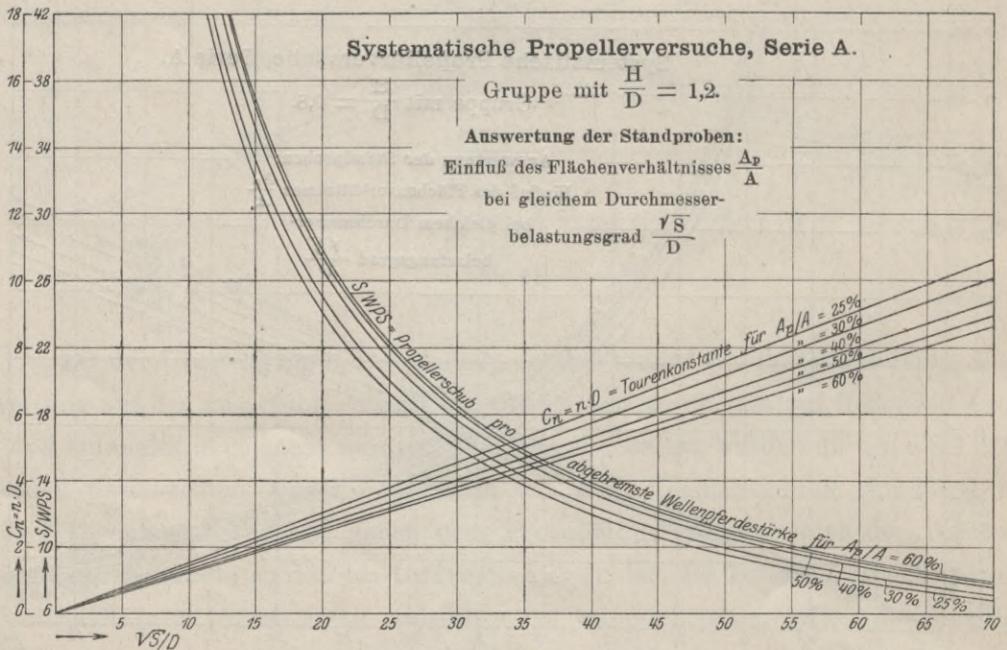


Abb. 56.

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 Abstand genommen werden.

Aus den Diagrammen Abb. 48—52 lassen sich noch folgende **Schlüßfolgerungen** 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, e 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. 53—56 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 und gleichem Propellerdurchmesser um so größer sind, je kleiner die Flächenverhältnisse sind.

Tabelle 12 enthält die aus den Diagrammen der Abb. 48—52 für den bestimmten Belastungsgrad  $\frac{\sqrt{S}}{D} = 35$  (d. h. bei 1,5 m Propellerdurchmesser,  $S = 1,5 \cdot 35 = 2760$  kg Schub) entnommenen absoluten Werte der Gütegrade  $S./WPS$  für die beiden im Grenzfalle untersuchten Steigungsverhältnisse von  $H/D = 0,6$  und  $1,2$  bei den verschiedenen Flächenverhältnissen  $A_p/A$  von 25 bis 60%.

Tabelle 12.

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

Wie hieraus (Spalte 4) zu ersehen, beträgt die Überlegenheit des kleineren Steigungsverhältnisses  $H/D = 0,6$  gegenüber dem größeren von  $H/D = 1,2$  \*) bei  $A_p/A = 60\%$  dagegen nur noch ca. 14,0%.

Außerdem sind in folgender Zusammenstellung in Tabelle 13 noch die aus den Diagrammen Abb. 53—56 bei dem Belastungsgrad  $\frac{\sqrt{S}}{D} = 35$  entnommenen Gütegrade S/WPS für die beiden im Grenzfalle untersuchten Flächenverhältnisse  $A_p/A = 25$  und  $60\%$  bei den verschiedenen Steigungsverhältnissen  $H/D$  von 0,6 bis 1,2 aufgeführt.

Tabelle 13.

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

\*) Bei  $A_p/A = 25\%$  etwa 28,7%.

Hiernach beträgt die prozentuale Überlegenheit 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  $16,2\%$ .

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 Überlegenheit des letzteren gegenüber dem ersteren  $32,4\%$ . Die Tourenkonstanten  $C_n = nD$  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 im 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 Falle  $WPS = \frac{S}{13,6} = \frac{2760}{13,6} = 203$  und im letzteren  $WPS = \frac{S}{18,0} = \frac{2760}{18} = 153$  abgebremste Wellenpferdestärken erforderlich. Die Leistungsparsparnis 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 unzuweckmäßig 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  $nD = 4,8$  auf, so daß in diesem Falle die abgebremsten Wellenpferdestärken  $WPS = \frac{S}{17,1} = \frac{2760}{17,1} = 161$  und die erforderlichen Touren  $n = \frac{4,8}{D} \cdot 60 = \frac{4,8}{1,5} \cdot 60 = 192$  pro Minute sein müßten.

Diesem gegenüber weist das kleinere Steigungsverhältnis von  $H/D = 0,6$  immer noch eine Ersparnis an Maschinenleistung von 5,2% auf und gestattet dabei die Wahl einer um 33,4% 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 erforderlichen Maschinenleistung einen verhältnismäßig nur unbedeutend größeren Brennstoffverbrauch mit sich bringen würde.

Eine weitere Auswertung der Versuchsergebnisse der Standproben-Propellerserie „A“ wurde zum bequemen Gebrauch für den Konstruktionsfall vorgenommen, daß eine Maschine, die ihre volle Leistung bei einer bestimmten Umdrehungszahl und daher auch mit einem ganz bestimmten Drehmoment abgibt, einen Propeller vom (beschränkten) Durchmesser  $D$  bei der Pfahlprobe auf gewisse Touren bringen soll. Zu diesem Zweck ist folgendes Verfahren gewählt worden.

Nach früherem ist

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

Momentenkonstante:

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

$$nD = \frac{1}{c_2^{1/2} k^{3/2}} \cdot \sqrt{\frac{M}{D^3}};$$

$$S./WPS = \frac{75}{2\pi} \cdot \frac{c_1}{c_2^{1/2}} \cdot k^{1/2} \cdot \sqrt{\frac{M}{D^3}}.$$

Wie aus den beiden letzten Gleichungen zu ersehen, ist sowohl die Tourenkonstante  $C_n = nD$  als auch der sogenannte Gütegrad  $S./WPS$  eine einfache Funktion vom Durchmessermomentgrad  $\sqrt{\frac{M}{D^3}}$ , da alle übrigen Werte für ein und dasselbe Propellermodell für die Standprobe gleich groß sind. Trägt man daher die Werte von  $C_n$  und  $S./WPS$  über denen von  $\sqrt{\frac{M}{D^3}}$ , wie dies in den



zahlenmäßige Auswertungen für den durch folgendes Beispiel erläuterten Konstruktionsfall vornehmen.

Aufgabe: Es sei für einen Schlepper eine Maschine (Motor) vorgesehen,

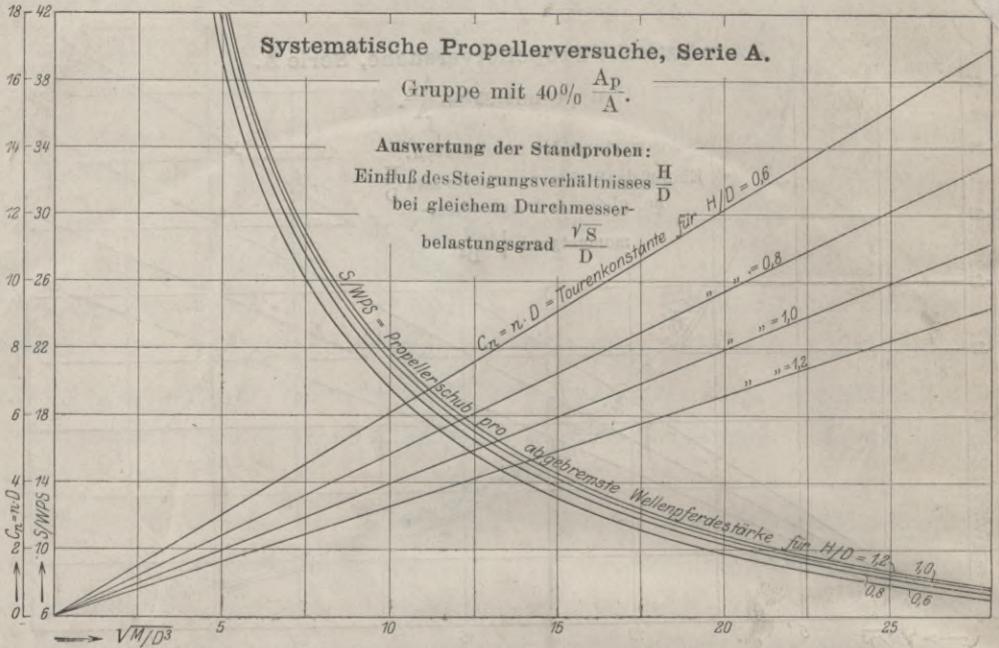


Abb. 59.

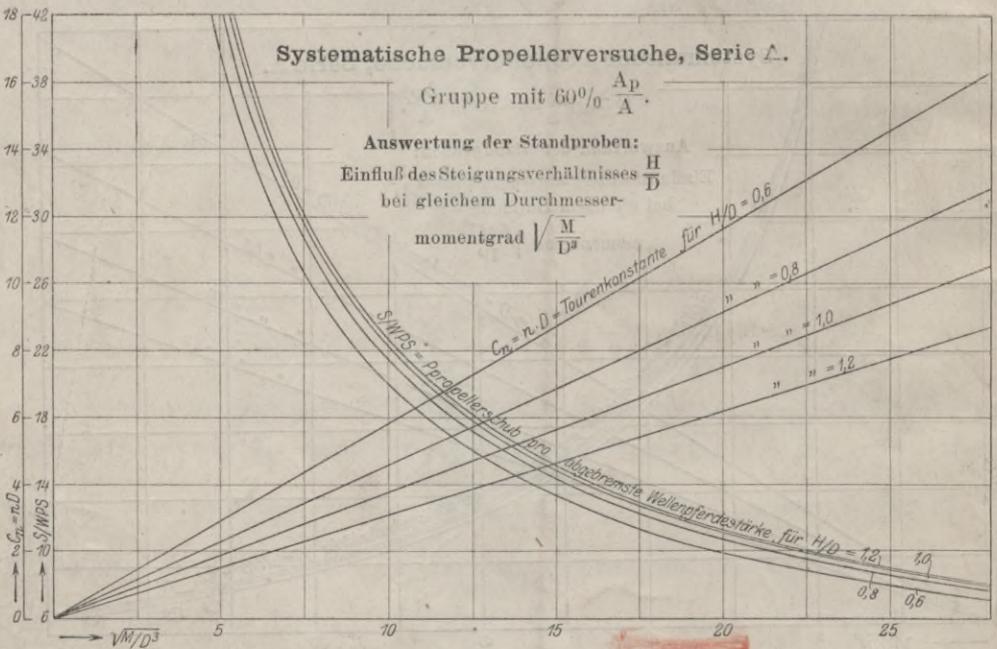


Abb. 60.

S. 61