Der Einfluß der Kavitation auf die Profileigenschaften von Propellerblattschnitten

Von Dr.-Ing. F. Gutsche, Berlin

Institut für Schiffbau, Rostock (SVA-Bericht Nr. 335)

1. Einleitung

Der vorliegende Bericht verfolgt das Ziel, die Rechenmethoden und die bei ihrer Anwendung zu benutzenden experimentellen Erfahrungswerte für die analytische Nachrechnung oder den Entwurf von kavitierenden Schiffsschrauben auf eine möglichst sichere Basis zu stellen.

Außer der kritischen Sichtung der bekannt gewordenen Empfehlungen und Richtlinien zur Vermeidung der Kavitation wird erstmalig ein Rechenverfahren vorgeschlagen zur Analyse von Propellern, die mit voller Saugseitenkavitation arbeiten. Hinweise für die zweckmäßige Auswahl der Profilschnitte in diesem Betriebszustand sowie ein Näherungsverfahren zur Extrapolation der Versuchsergebnisse vollkavitierender Propeller auf die Bereiche kleiner Fortschrittsziffern vervollständigen die Berechnungsunterlagen für kavitierende Schiffsschrauben, die bereits in einer vorangegangenen Forschungsarbeit zusammengestellt waren.[1])

2.1. Stand der technischen Entwicklung

Um zunächst den gegenwärtigen Stand der technischen Entwicklung zu kennzeichnen, werden in der nachfolgenden Übersicht Umfang und Ergebnisse der bisher veröffentlichten einschlägigen Arbeiten kurz umrissen.

Nach den von *Lerbs* [1] bereits im Jahre 1936 veröffentlichten Ergebnissen einiger systematischer Versuchsreihen mit Schraubenmodellen, die den früher viel benutzten systematischen Schaffran-Propellern entsprachen, erschien erst im Jahre 1947 eine englische Arbeit von *Bell* [2] über das Verhalten einiger Modellpropeller mit gleichbleibender Steigung ($P/D = 1{,}33$), Flügelzahl ($z = 3$), Flügeldicke $t_i/D = 0{,}06$ und Blattprofilen, deren Flächenverhältnis sich innerhalb der Grenzen von $A_D/A_0 = 0{,}399$ bis $A_D/A_0 = 0{,}956$ bewegte. Die Grundform dieser verschiedenen Schrauben mit kreisabschnittförmigen Blattschnitten entspricht der Schraube eines Zerstörers.

Im Jahre 1953 berichtete *Burrill* [3] über die Ergebnisse einiger Versuche im Kavitationskanal, die mit zwei Gruppen von je vier Modellschrauben mit jeweils gleichbleibendem Flächenverhältnis einmal bei Variation der Flügelzahl ($z = 3$; $z = 4$; $z = 5$) und zum anderen bei Variation der Blattschnittprofile durchgeführt wurden. Während die innerhalb der Versuchsreihe mit vier vierflügligen Modellschrauben mit einem Flächenverhältnis $A_D/A_0 = 0{,}5$ vorgenommene Variation der Flügelblattschnitte keine merklichen Änderungen der Propellereigenschaften in Abhängigkeit von der Kavitation zeigte, führte die zweite Versuchsreihe mit der Variation der Flügelzahl im ganzen zu einer Überlegenheit des bei gleichem Flächenverhältnis mit den breitesten Flügelblättern ausgestatteten dreiflügligen Propellers, die vor allem bei Erhöhung der Propellerbelastung in rauhem Wetter gegenüber den vier- und fünfflügligen Schiffsschrauben noch deutlicher wird (vergl. auch Bild 2).

[1]) Vergleiche vorstehend abgedruckte „Berechnungsunterlagen für kavitierende Propeller" (SVA-Bericht Nr. 103).

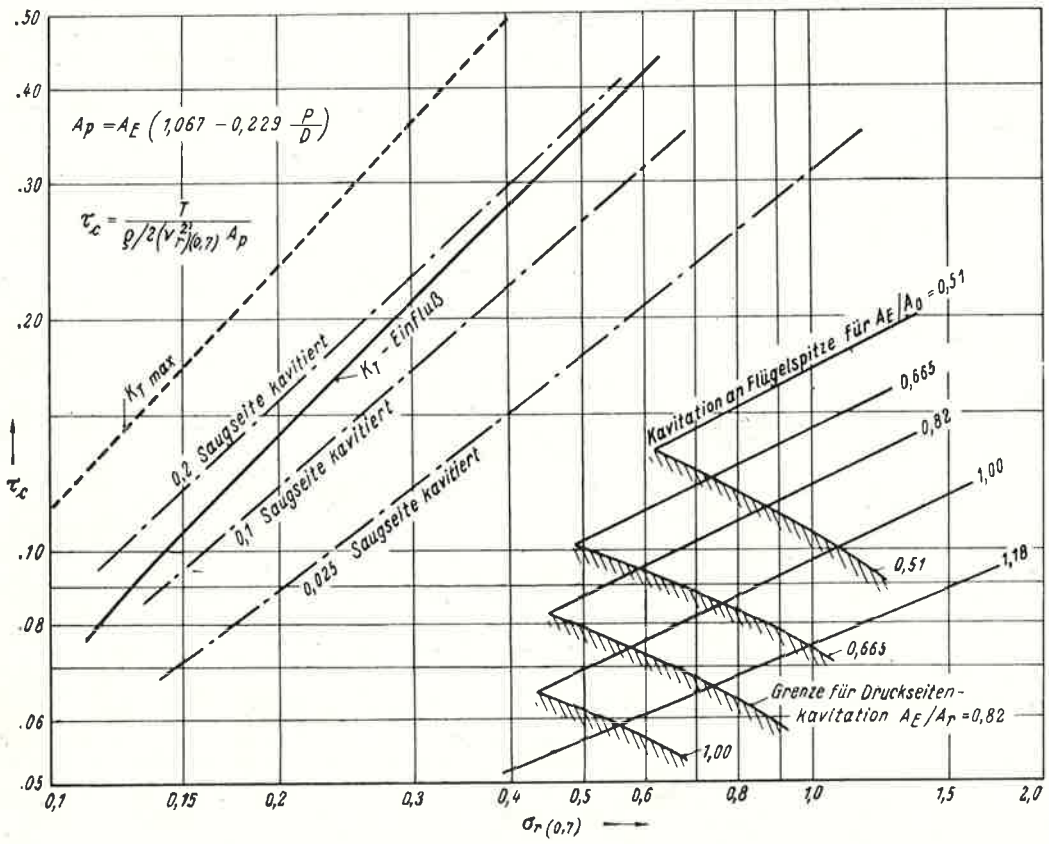


Bild 1
Einsatz und Ausbreitung der Kavitation an dreiflügligen Schiffsschrauben nach *Gawn-Burrill* [4]

Die bis heute umfassendste Darstellung von systematischen Versuchsbeobachtungen an Schiffsschrauben bei Kavitation enthält der Bericht von *Gawn* und *Burrill* [4] über die Eigenschaften einer systematisch entwickelten dreiflügligen Propellerreihe, deren Grundform im wesentlichen der vorher erwähnten Form der Zerstörerschraube von *Bell* [2] entspricht, allerdings mit etwas verringertem Dickenverhältnis der Flügel ($t_i/D = 0{,}045$). Diese Versuchsreihe umfaßt im ganzen 30 Modellpropeller mit einer Variation des Steigungsverhältnisses im Bereich von $P/D = 0{,}6$ bis $P/D = 2{,}0$ und einer Variation des Flächenverhältnisses von $A_D/A_0 = 0{,}5$ bis 1,1. Die Versuche an diesen Schraubenmodellen wurden bei Kavitationszahlen $\sigma = 0{,}5;\ 0{,}75;\ 1{,}0;\ 1{,}5;\ 2{,}0$ und bei Atmosphärendruck durchgeführt.

Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Einzeldarstellungen für den Schubbeiwert K_T, den Drehmomentenbeiwert K_Q und den Wirkungsgrad η_0 jeweils für eine Kavitationszahl σ zusammengefaßt.

Für eine Abschätzung der Kavitationserscheinungen ist in einem Diagramm Bild 1 der Einsatz und die Ausbreitung der Kavitationszone über den Propellerflügel in Abhängigkeit von der Kavitationszahl

$$\sigma = \frac{p - p_v}{\frac{\varrho}{2} v_r^2}$$

und der spezifischen Flächenbelastung

$$\tau = \frac{T}{\frac{\varrho}{2} v_r^2 \cdot A_p}$$

dargestellt, wobei $v_r = \sqrt{v^2 + (0{,}7\, D\, \pi\, n)^2}$ die resultierende Geschwindigkeit am Blattschnitt $r = 0{,}7\, R$ ohne Berücksichtigung der induzierten Zusatzgeschwindigkeit bedeutet. Diese Darstellung gilt nach *Burrill* als allgemeine Näherung zur Abschätzung für alle Flächen- und Steigungsverhältnisse. Das Diagramm ist also verwendbar zur Prüfung der Frage, ob ein dreiflügliger Propeller der untersuchten Bauart bei einer bestimmten Belastung den Einsatz von Kavitation auf Saug- oder Druckseite erwarten läßt, bzw. ein wie großer Anteil der Flügelfläche durch Kavitationsblasen bedeckt ist. Außerdem ist in diesem Diagramm eine Grenzkurze angegeben, die den Beginn der Schubabweichung gegenüber der kavitationsfreien Arbeitsweise erkennen läßt. Das Diagramm selbst, wie auch die zahlreichen Einzeldarstellungen für die Schub- und Drehmomentenbeiwerte bzw. den Wirkungsgrad lassen nicht erkennen, wann etwa volle Saugseitenkavitation zu erwarten ist.

Der jüngste Bericht auf diesem Gebiet von *Newton* und *Rader* [5] beschränkt sich zwar in dem Bereich der untersuchten Propeller auf drei Flächen ($A_D/A_0 = 0{,}48;\ 0{,}71;\ 0{,}95$) und vier Steigungsverhältnisse ($P/D = 1{,}05;\ 1{,}25;\ 1{,}66;\ 2{,}06$), dehnt jedoch die Untersuchung dieser 12 Modellpropeller auf eine gegenüber den bisher erwähnten Versuchen gesteigerte Anzahl von kleinen Kavitationszahlen vor allem auch bei kleineren Werten der Fortschrittsziffer $J = \frac{v}{n \cdot D}$ aus. Von den im Bericht [4] untersuchten Propellern unterscheiden sich diese Modellschrauben durch die vornehmlich im äußeren Flügelbereich ausgeprägten Kreissichelprofile mit hohler Druckseite.

Auch in dieser Veröffentlichung sind keine direkten Angaben über die gebietsweise Erstreckung der Kavitationsblase und damit auch nicht über die Grenze gemacht, bei deren Überschreiten volle Saugseitenkavitation vorhanden ist. Sowohl den Versuchsergebnissen als auch den zu diesem Bericht zugehörigen Berechnungen nach zu urteilen, wird dieser Kavitationszustand in den Grenzfällen dieser Versuchsreihe erreicht.[2])

Soweit überhaupt aus den Darstellungen der vorgenannten Berichte möglich, läßt sich die Grenze des Kavitationseintritts nach Bild 1 lediglich für dreiflüglige Propeller abschätzen.

Für andere Flügelzahlen mag nachfolgende Betrachtung einen groben Anhalt bieten.

Aus dem Diagramm Bild 1 erhält man in Abhängigkeit von dem vorgegebenen Schub T und der Kavitationszahl σ eine minimale projizierte Fläche A_P und damit auch eine minimale abgewickelte Fläche A_D, die nicht unterschritten werden darf, wenn Kavitationseinsatz vermieden werden soll.

Bezeichnen in der nachfolgenden Betrachtung für den Blattschnitt $r = 0{,}7\, R$ C_L den Auftriebsbeiwert, c die Blattschnittlänge, t die größte Blattdicke und z die Flügelzahl, so muß nach der Wirbeltheorie der Propeller das Produkt $C_L \cdot c \cdot z$ für gleichbleibenden Schub bei gleicher Fortschrittsziffer J für Propeller mit verschiedener Flügelzahl z konstant bleiben. Mit Benutzung des Diagrammes Bild 1 erhält man die minimal zulässige abgewickelte Fläche A_D, die ihrerseits proportional ist dem Produkt $c \cdot z = k_2 \cdot A_D$, so daß $c = \frac{k_2}{z} A_D$.

Da die Dicke der Flügelblätter t bei gleicher zulässiger Beanspruchung und gleichbleibender Gesamtbelastung des Propellers für gleich große Flächenverhältnisse in erster Näherung unabhängig von der Flügelzahl gleich groß bleibt, wird das Blattdickenverhältnis einander entsprechender Blattschnitte

$$(r/R = \text{const.})\quad \frac{t}{c} = \frac{t}{k_2\, A_D} \cdot z.$$

Nimmt man als Beispiel an, daß der Auftriebsbeiwert des dreiflügligen Propellers für den Blattschnitt auf $r = 0{,}7\, R$ mit einem willkürlich angenommenen Dickenverhältnis $t/c_3 = 0{,}04$ den Wert $C_L = 0{,}2$ erreicht, dann erhält man aus den Druckmessungen der VWS-Profile 1 bis 6 in Bild 14 ein kritisches Druckminimum auf der Saugseite $\frac{\Delta p_s}{q}\ (3) = 0{,}265$. Für einen vierflügligen Propeller mit gleichem Durchmesser und gleicher abgewickelter Fläche A_D erhält man bei gleichem Schub und wegen der hiermit bedingten Konstanz des Produktes $C_L \cdot c \cdot z$ dementsprechend auch bei gleichem Auftriebsbeiwert C_L des Schnittes mit dem Dickenverhältnis $\frac{t}{c_4} = \frac{4}{3} \cdot \frac{t}{c_3} = 0{,}053$ das kritische Druckminimum

$$\frac{\Delta p_s}{q}\ (4) = 0{,}33.$$

Entsprechend ergibt sich für den fünfflügligen Propeller mit gleichem Durchmesser und gleicher abgewickelter Fläche bei gleichem Schub für den entsprechenden Schnitt mit dem Dickenverhältnis

$$\frac{t}{c_5} = \frac{5}{3} \cdot \frac{t}{c_3} = 0{,}0667$$

[2]) Die im Schiffbautechnischen Handbuch für den Einsatz von voller Saugseitenkavitation [21] für die Kavitationszahl σ wiedergegebenen Werte liegen nach den Beobachtungen von *Walchner* bei weitem zu niedrig. Entsprechend den in Anhang 1 genannten Zahlenwerten für die örtliche Kavitationszahl ist mit der Ausbildung voller Saugseitenkavitation bei Fortschrittsziffer $J = 1$ etwa bei einer Kavitationszahl $\sigma = \frac{p - p_v}{q} = 0{,}3$ zu rechnen. Offensichtlich muß in der Kopfzeile der Tafel 2.46 auf S. 477 des Schiffbautechnischen Handbuches Bd. 1 (2. Auflage) die örtliche Kavitationszahl genannt werden, die auf den Staudruck der Relativströmung $w = \sqrt{(r\omega)^2 + v_e^2}$ bezogen ist. Aber auch dann bleibt noch eine gewisse Diskrepanz bestehen zu den in Anhang 1 erwähnten Zahlenwerten.

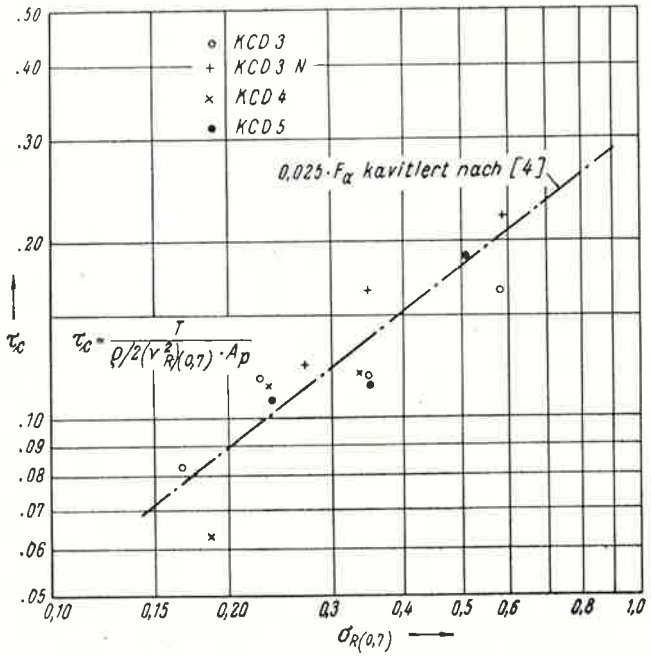


Bild 2. Vergleich einiger Einzelbeobachtungen für den Kavitationseinsatz mit der entsprechenden Kurve nach Bild 1

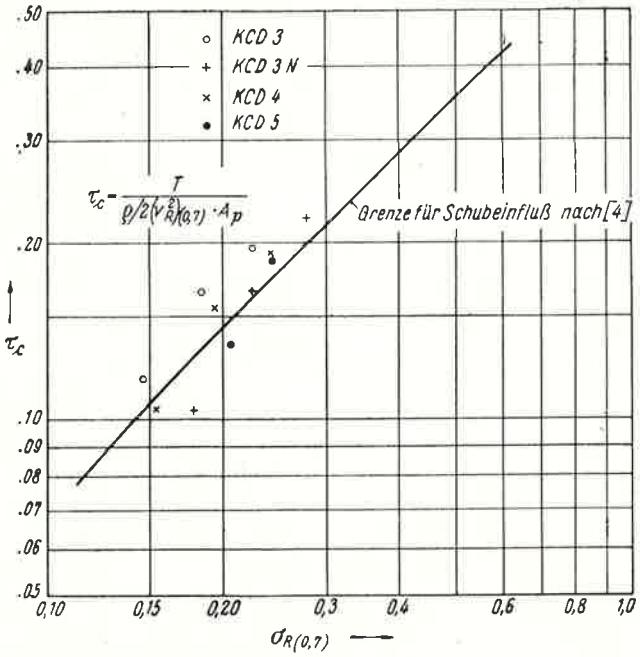


Bild 3. Vergleich einiger Einzelbeobachtungen für beginnende Schubbeeinflussung mit der entsprechenden Kurve nach Bild 1

das kritische Druckminimum

$$\frac{\Delta p_s}{q}(5) = 0{,}39.$$

Den für den Blattschnitt $r = 0{,}7\,R$ als Beispiel genannten Zahlenwerten

$$\frac{\Delta p_s}{q}$$

entsprechen nun Kavitationszahlen $\sigma = (\text{const})\ \frac{\Delta p_s}{q}$, die nicht unterschritten werden dürfen, um den Kavitationseinsatz zu vermeiden.

Vergleicht man die oben als Beispiel genannten Zahlenwerte $\frac{\Delta p_s}{q}$ untereinander und setzt die Kavitationszahl für den dreiflügligen Propeller vergleichsweise gleich eins, dann stehen die zur Verhütung des Kavitationseinsatzes bei dem vier- und fünfflügligen Propeller im vorliegenden Fall einzuhaltenden Kavitationszahlen in dem nachfolgend angegebenen Verhältnis zu der Kavitationszahl des dreiflügligen Propellers (für $C_L = 0{,}15$ gelten die eingeklammerten Werte der zweiten Zeile).

z =	3	4	5	
$\frac{\sigma_z}{\sigma_3}$ =	1,0	$\frac{0{,}33}{0{,}265} = 1{,}25$	$\frac{0{,}39}{0{,}265} = 1{,}47$	für $C_L = 0{,}2$
=	(1,0)	$\left(\frac{0{,}305}{0{,}24} = 1{,}27\right)$	$\left(\frac{0{,}375}{0{,}24} = 1{,}57\right)$	für $C_L = 0{,}15$.

Aus dieser Gegenüberstellung wird klar, daß die Benutzung des Diagrammes Bild 1 bei Abweichung der Flügelzahl z von der für das Diagramm geltenden Zahl $z = 3$ in diesem Fall nur durch Einführung entsprechender Korrekturfaktoren der Kavitationszahl σ möglich wird. Wird das Diagramm also für die Beurteilung von Schrauben mit z Flügeln benutzt, dann wäre die Ablesung bei einer Kavitationszahl σ' vorzunehmen, die mit der üblichen Kavitationszahl σ im vorliegenden Fall durch folgende Beziehung verknüpft ist:

$$\sigma' = \sigma \cdot \frac{\sigma_3}{\sigma_z}.$$

Ein mit dieser Betrachtung weitgehend übereinstimmendes Ergebnis erhält man bei dem Vergleich der von *Lerbs* untersuchten drei- und vierflügligen Modellpropeller etwa mit Benutzung der vom Verfasser gegebenen Darstellung [6].

An der Gültigkeit der vorstehenden Betrachtung ändert auch die Tatsache kaum etwas, daß die als Ordinate im Burrill-Diagramm benutzte Zahl

$$\tau_c = \frac{T}{\frac{\varrho}{2} A_p\, v^2_r}$$

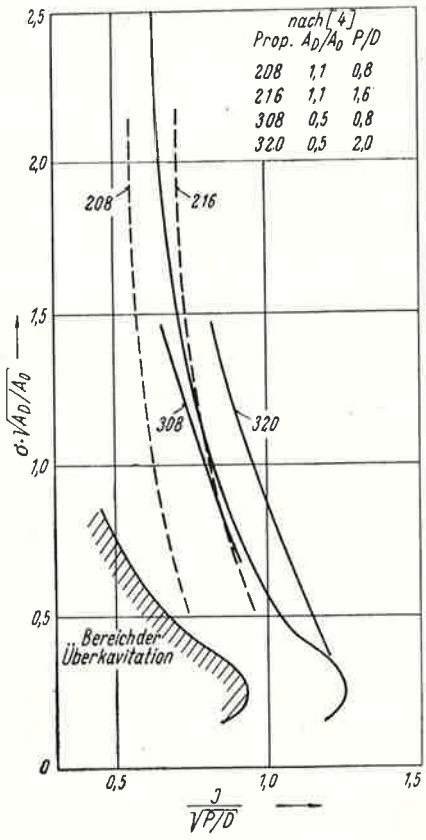


Bild 4 Vergleich einiger Einzelbeobachtungen für beginnenden Schubeinfluß nach [4] mit den Grenzkurven nach *Schmidt-Stiebitz* [21]

nicht unmittelbar durch

$$\tau'_c = \frac{T}{\frac{\varrho}{2} v^2_r \cdot A_D}$$

ersetzt werden kann, sondern nur mit Beachtung der Beziehung $A_p = A_D\,(1{,}067 - 0{,}229\ P/D)$.

Ein Vergleich der aus systematischen Propellerversuchen für drei-, vier- und fünfflüglige Schrauben zusammengestellten Beziehung $J = f(P/D)$ für konstante Werte des Schubbeiwertes K_T zeigt nämlich für gleiche Fortschrittsziffern J nur geringfügige Unterschiede im Steigungsverhältnis P/D, so daß der Wert τ_c weitgehend proportional dem Zahlenwert τ'_c wird und damit die Konstanz des Produktes $C_L \cdot c \cdot z$ für gleichen Schubbeiwert des Propellers K_T bei gleichbleibender Fortschrittsziffer J tatsächlich der Konstanz der Belastungszahl τ_c nach *Burrill* entspricht (vergl. auch Gl. (5) und (6)).

Zu einer mit der vorstehenden Darstellung sachlich übereinstimmenden Folgerung kommt auch *Lindgren* [14], indem er angibt, daß der Anstellwinkel des äquivalenten Propellerprofiles für gleiche K_T-Werte mehr oder weniger der gleiche bleibt, unabhängig vom Steigungsverhältnis. Das gleiche gilt für die Propeller innerhalb ein und desselben Flächenverhältnisses. Da zwischen dem Anstellwinkel α und dem Auftriebsbeiwert C_L ein und desselben Profils ein eindeutiger Zusammenhang besteht, ist damit auch die Konstanz des Auftriebsbeiwertes C_L für gleichen Schubbeiwert K_T gemeint.

Eine Prüfung, wie weit das der Arbeit von *Gawn* und *Burrill* [4] entnommene Diagramm Bild 1 geeignet ist, die Verhältnisse bei auftretender Kavitation zutreffend wiederzugeben, läßt sich stichprobenweise mit den von *Burrill* in [3] wiedergegebenen Beobachtungsergebnissen durchführen. Zu diesem Zweck sind in Bild 2 die gemäß den Definitionen für σ_r und τ_c aus den zeichnerischen Darstellungen der Arbeit [3] bestimmten Werte für den Kavitationseinsatz an drei Propellern mit gleichem Flächenverhältnis $A_D/A_0 = 0{,}59$ und verschiedener Flügelzahl $z = 3$, 4 und 5 sowie einem weiteren dreiflügligen Propeller mit kleinerem Flächenverhältnis $A_D/A_0 = 0{,}44$ als Beispiel dargestellt.

Die Gegenüberstellung dieser Werte mit der aus Bild 1 übernommenen Kurve nach [4] für 2,5%-kavitierender Flügelfläche läßt eine gute allgemeine Übereinstimmung erkennen. Es zeigt sich weiterhin ein Einfluß der Flügelzahl, der tendenzmäßig zwar mit den oben gemachten Angaben übereinstimmt, in der Größe jedoch bedeutend kleiner ausfällt.

In Bild 3 sind die entsprechenden Werte für die beginnende Schubbeeinflussung nach den Beobachtungen der gleichen Quelle der mittleren Kurve nach [4] gegenübergestellt. In dieser Darstellung macht sich der Einfluß der Flügelzahl deutlicher bemerkbar. Auch der Einfluß des Flächenverhältnisses zwischen den beiden dreiflügligen Propellern scheint durch die Wahl der Belastungszahl τ_c als Ordinate nicht völlig eliminiert. Die Streuung der Beobachtungswerte gegenüber den Mittelkurven liegt, abgesehen von einigen ausgefallenen Punkten, etwa im Bereich von $\pm 20\%$.

Auf eine analoge Darstellung der für die Druckseitenkavitation beobachteten Werte wird verzichtet. Die Abweichungen der beobachteten Werte von den als Richtlinien angegebenen Kurven ist offensichtlich größer und unterliegt anscheinend Einflüssen der Formgebung, deren Anteile in Abhängigkeit von der allgemeinen Dimensionierung (Flächenverhältnis, Steigungsverhältnis und Flügelzahl) und von der Ausbildung der Blattschnittprofile, insbesondere der Flügelvorderkante selbst bei der untersuchten Propellergröße von 400 mm noch nicht klar genug erkennbar sind. Die Grenzkurven der Druckseitenkavitation sind indessen so gewählt, daß sie auch für alle Beobachtungswerte nach [4] gültig bleiben.

Entsprechende Vergleiche wurden auch mit einigen anderen Darstellungsarten der Kavitationsversuche durchgeführt, ohne daß sich hierbei ein entscheidender Vorzug einer bestimmten Darstellungsweise ergab. In das in Bild 4 nach *Schmidt-Stiebitz* [21] wiedergegebene Diagramm sind beispielsweise einige Beobachtungspunkte nach den Ergebnissen von *Gawn* und *Burrill* eingetragen. Es zeigt sich, daß auch diese Darstellungsweise keine größere Allgemeingültigkeit besitzt.

Der Bereich der ausgebildeten Saugseitenkavitation wurde in den letzten Jahren besonders intensiv in den USA bearbeitet. Neben den theoretischen Abhandlungen von *Tulin* [7] und *Wu* [8] gaben die experimentellen Arbeiten von *Parkin* [9], *Waid* und *Lindberg* [10], *Tachmindji* und *Morgan* [11] umfangreiches Material, das geeignet erscheint, einerseits unmittelbar für den Entwurf von vollkavitierenden Schrauben (engl. supercavitating propeller) eingesetzt oder aber für die Prüfung vorhandener Entwurfs- und Rechenunterlagen benutzt zu werden.

In dem von *Tachmindji* und *Morgan* zusammengestellten Rechenverfahren [11] wird das übliche Entwurfsverfahren für Propeller nach der Wirbellehre beibehalten und dem Strömungszustand der voll ausgebildeten Saugseitenkavitation dadurch Rechnung getragen, daß für die Formgebung der Flügelblätter die Eigenschaften der von *Tulin* und *Wu* theoretisch ermittelten „vollkavitierenden Profile" (SC-Profile) benutzt werden. Für die Bestimmung des Anstellwinkels und der damit verknüpften Wölbung der Druckseitensehne werden gewisse Empfehlungen nach den bisherigen Erfahrungen gegeben, die in der Einhaltung folgender Beziehung bestehen:

Auftriebsbeiwert	Anstellwinkel
$0 < C_L \leq 0{,}0548$	$\alpha = 36{,}5\ C_L$
$0{,}0548 \leq C_L \leq 0{,}2$	$\alpha = 2°$
$0{,}2 \leq C_L$	$\alpha = 10\ C_L$.

Berücksichtigt man weiter die Bestimmungsgleichung für die Pfeilhöhe der gewölbten Druckseitensehne

$$f/c = 0{,}1553 \quad C_L - 0{,}004\ 26\ \alpha,$$

so ergeben sich für die als Beispiel nachfolgend gewählten Auftriebsbeiwerte C_L die als günstig bezeichneten Pfeilhöhen f

$0 < C_L \leq 0{,}0548$	$f/c = 0$ (ebene Druckseite)
$C_L = 0{,}1$	$f/c = 0{,}00701$
$0{,}15$	$0{,}01479$
$0{,}2$	$0{,}02254$
$0{,}3$	$0{,}03381$.

Es wird späterhin an Hand der Darstellung für die Gleitzahl ε in Abhängigkeit von dem Auftriebsbeiwert C_L und dem Wölbungspfeil f, ausgedrückt durch den Zentriwinkel 2γ des untersuchten Kreisbogenprofils für die Kavitationszahl $\sigma = 0$ gezeigt werden, wie sich diese empirisch gefundene Beziehung zwischen Auftriebsbeiwert C_L und der Druckseitenwölbung zwanglos aus den theoretisch errechneten Profileigenschaften mit Berücksichtigung der aus den Walchner-Versuchen abgeleiteten Grenzen für die Gültigkeit der theoretischen Werte ergibt (vergl. Bild 25). Ebenso wird die Größe des optimal genannten Auftriebsbeiwertes $C_L \sim 0{,}16$ für die Kavitationszahl $\sigma = 0$ im wesentlichen bestätigt.

Für die Festlegung der Blattbreiten und der Steigungen werden in Abhängigkeit von dem Flächenverhältnis und von der Höhe der Kavitationszahl σ_r für den Blattschnitt $r = 0{,}7\ R$ mehrere Korrekturverfahren

nicht unmittelbar durch

$$\tau'_c = \frac{T}{\frac{\varrho}{2} v^2_r \cdot A_D}$$

ersetzt werden kann, sondern nur mit Beachtung der Beziehung $A_p = A_D\,(1{,}067 - 0{,}229\ P/D)$.

Ein Vergleich der aus systematischen Propellerversuchen für drei-, vier- und fünfflüglige Schrauben zusammengestellten Beziehung $J = f(P/D)$ für konstante Werte des Schubbeiwertes K_T zeigt nämlich für gleiche Fortschrittsziffern J nur geringfügige Unterschiede im Steigungsverhältnis P/D, so daß der Wert τ_c weitgehend proportional dem Zahlenwert τ'_c wird und damit die Konstanz des Produktes $C_L \cdot c \cdot z$ für gleichen Schubbeiwert des Propellers K_T bei gleichbleibender Fortschrittsziffer J tatsächlich der Konstanz der Belastungszahl τ_c nach *Burrill* entspricht (vergl. auch Gl. (5) und (6)).

Zu einer mit der vorstehenden Darstellung sachlich übereinstimmenden Folgerung kommt auch *Lindgren* [14], indem er angibt, daß der Anstellwinkel des äquivalenten Propellerprofiles für gleiche K_T-Werte mehr oder weniger der gleiche bleibt, unabhängig vom Steigungsverhältnis. Das gleiche gilt für die Propeller innerhalb ein und desselben Flächenverhältnisses. Da zwischen dem Anstellwinkel α und dem Auftriebsbeiwert C_L ein und desselben Profils ein eindeutiger Zusammenhang besteht, ist damit auch die Konstanz des Auftriebsbeiwertes C_L für gleichen Schubbeiwert K_T gemeint.

Eine Prüfung, wie weit das der Arbeit von *Gawn* und *Burrill* [4] entnommene Diagramm Bild 1 geeignet ist, die Verhältnisse bei auftretender Kavitation zutreffend wiederzugeben, läßt sich stichprobenweise mit den von *Burrill* in [3] wiedergegebenen Beobachtungsergebnissen durchführen. Zu diesem Zweck sind in Bild 2 die gemäß den Definitionen für σ_r und τ_c aus den zeichnerischen Darstellungen der Arbeit [3] bestimmten Werte für den Kavitationseinsatz an drei Propellern mit gleichem Flächenverhältnis $A_D/A_0 = 0{,}59$ und verschiedener Flügelzahl $z = 3$, 4 und 5 sowie einem weiteren dreiflügligen Propeller mit kleinerem Flächenverhältnis $A_D/A_0 = 0{,}44$ als Beispiel dargestellt.

Die Gegenüberstellung dieser Werte mit der aus Bild 1 übernommenen Kurve nach [4] für 2,5%-kavitierender Flügelfläche läßt eine gute allgemeine Übereinstimmung erkennen. Es zeigt sich weiterhin ein Einfluß der Flügelzahl, der tendenzmäßig zwar mit den oben gemachten Angaben übereinstimmt, in der Größe jedoch bedeutend kleiner ausfällt.

In Bild 3 sind die entsprechenden Werte für die beginnende Schubbeeinflussung nach den Beobachtungen der gleichen Quelle der mittleren Kurve nach [4] gegenübergestellt. In dieser Darstellung macht sich der Einfluß der Flügelzahl deutlicher bemerkbar. Auch der Einfluß des Flächenverhältnisses zwischen den beiden dreiflügligen Propellern scheint durch die Wahl der Belastungszahl τ_c als Ordinate nicht völlig eliminiert. Die Streuung der Beobachtungswerte gegenüber den Mittelkurven liegt, abgesehen von einigen ausgefallenen Punkten, etwa im Bereich von $\pm 20\%$.

Auf eine analoge Darstellung der für die Druckseitenkavitation beobachteten Werte wird verzichtet. Die Abweichungen der beobachteten Werte von den als Richtlinien angegebenen Kurven ist offensichtlich größer und unterliegt anscheinend Einflüssen der Formgebung, deren Anteile in Abhängigkeit von der allgemeinen Dimensionierung (Flächenverhältnis, Steigungsverhältnis und Flügelzahl) und von der Ausbildung der Blattschnittprofile, insbesondere der Flügelvorderkante selbst bei der untersuchten Propellergröße von 400 mm noch nicht klar genug erkennbar sind. Die Grenzkurven der Druckseitenkavitation sind indessen so gewählt, daß sie auch für alle Beobachtungswerte nach [4] gültig bleiben.

Entsprechende Vergleiche wurden auch mit einigen anderen Darstellungsarten der Kavitationsversuche durchgeführt, ohne daß sich hierbei ein entscheidender Vorzug einer bestimmten Darstellungsweise ergab. In das in Bild 4 nach *Schmidt-Stiebitz* [21] wiedergegebene Diagramm sind beispielsweise einige Beobachtungspunkte nach den Ergebnissen von *Gawn* und *Burrill* eingetragen. Es zeigt sich, daß auch diese Darstellungsweise keine größere Allgemeingültigkeit besitzt.

Der Bereich der ausgebildeten Saugseitenkavitation wurde in den letzten Jahren besonders intensiv in den USA bearbeitet. Neben den theoretischen Abhandlungen von *Tulin* [7] und *Wu* [8] gaben die experimentellen Arbeiten von *Parkin* [9], *Waid* und *Lindberg* [10], *Tachmindji* und *Morgan* [11] umfangreiches Material, das geeignet erscheint, einerseits unmittelbar für den Entwurf von vollkavitierenden Schrauben (engl. supercavitating propeller) eingesetzt oder aber für die Prüfung vorhandener Entwurfs- und Rechenunterlagen benutzt zu werden.

In dem von *Tachmindji* und *Morgan* zusammengestellten Rechenverfahren [11] wird das übliche Entwurfsverfahren für Propeller nach der Wirbellehre beibehalten und dem Strömungszustand der voll ausgebildeten Saugseitenkavitation dadurch Rechnung getragen, daß für die Formgebung der Flügelblätter die Eigenschaften der von *Tulin* und *Wu* theoretisch ermittelten „vollkavitierenden Profile" (SC-Profile) benutzt werden. Für die Bestimmung des Anstellwinkels und der damit verknüpften Wölbung der Druckseitensehne werden gewisse Empfehlungen nach den bisherigen Erfahrungen gegeben, die in der Einhaltung folgender Beziehung bestehen:

Auftriebsbeiwert	Anstellwinkel
$0 < C_L \leq 0{,}0548$	$\alpha = 36{,}5\ C_L$
$0{,}0548 \leq C_L \leq 0{,}2$	$\alpha = 2°$
$0{,}2 \leq C_L$	$\alpha = 10\ C_L$.

Berücksichtigt man weiter die Bestimmungsgleichung für die Pfeilhöhe der gewölbten Druckseitensehne

$$f/c = 0{,}1553 \quad C_L - 0{,}004\ 26\ \alpha,$$

so ergeben sich für die als Beispiel nachfolgend gewählten Auftriebsbeiwerte C_L die als günstig bezeichneten Pfeilhöhen f

$0 < C_L \leq 0{,}0548$	$f/c = 0$ (ebene Druckseite)
$C_L = 0{,}1$	$f/c = 0{,}00701$
$0{,}15$	$0{,}01479$
$0{,}2$	$0{,}02254$
$0{,}3$	$0{,}03381$.

Es wird späterhin an Hand der Darstellung für die Gleitzahl ε in Abhängigkeit von dem Auftriebsbeiwert C_L und dem Wölbungspfeil f, ausgedrückt durch den Zentriwinkel 2γ des untersuchten Kreisbogenprofils für die Kavitationszahl $\sigma = 0$ gezeigt werden, wie sich diese empirisch gefundene Beziehung zwischen Auftriebsbeiwert C_L und der Druckseitenwölbung zwanglos aus den theoretisch errechneten Profileigenschaften mit Berücksichtigung der aus den Walchner-Versuchen abgeleiteten Grenzen für die Gültigkeit der theoretischen Werte ergibt (vergl. Bild 25). Ebenso wird die Größe des optimal genannten Auftriebsbeiwertes $C_L \sim 0{,}16$ für die Kavitationszahl $\sigma = 0$ im wesentlichen bestätigt.

Für die Festlegung der Blattbreiten und der Steigungen werden in Abhängigkeit von dem Flächenverhältnis und von der Höhe der Kavitationszahl σ_r für den Blattschnitt $r = 0{,}7\ R$ mehrere Korrekturverfahren

eingeführt, deren Abhängigkeit von den beiden genannten Größen und deren quantitativer Einfluß auf die Formgebung besonders wegen ihrer summarischen Anwendung etwa in gleicher prozentualer Größe auf alle Blattschnitte undurchsichtig und sehr problematisch erscheint.

Besonders auffällig ist die Beibehaltung der SC-Profile bis zur Nabe und die große Länge des Wurzelschnittes, dessen Formgebung bei Wahl von Kreisabschnittprofilen oder ähnlichen Karman-Trefftz-Profilen in diesem Flügelbereich möglicherweise gewisse Vorteile mit sich brächte, zumal gerade an der Flügelwurzel der Zusammenbruch der Kavitationsblasen auf dem Flügelblatt und damit die Gefahr der Flügelerosion vermieden werden muß.

Gliedert man die Kavitationserscheinungen nach dem Grad ihrer Auswirkung, so lassen sich im wesentlichen drei Phasen unterscheiden:

Phase 1 *Einsatz der Kavitation* an der Flügelspitze, auf der Flügelsaugseite, und zwar am Profilkopf oder auf dem Blattrücken, auf der Druckseite und auf der Nabe.

Phase 2 *Beeinflussung* des Schub- und Momentenbeiwertes sowie des Wirkungsgrades durch Kavitationserscheinungen verteilt über gewisse Anteile der Flügelblätter. Zusammenbruch der Kavitationsblasen auf der Flügeloberfläche und damit Gefahr der Erosion.

Phase 3 *Starke Änderung* der Propellereigenschaften infolge voller Saugseiten- bzw. voller Druckseitenkavitation (Supercavitation), Zusammenbruch der Kavitationsblasen hinter der Flügelhinterkante und damit Verhütung der Erosion.

Nach allgemeiner Beurteilung der bisher bekanntgewordenen Beobachtungen scheinen die Ergebnisse zur Festlegung der Schubbeeinflussung aus den verschiedenen Quellen eine einigermaßen zufriedenstellende Übereinstimmung zu zeigen, während die Angaben über den Einsatz der Kavitation noch sehr stark schwanken. Über den Zustand der voll ausgebildeten Saugseitenkavitation mit den zugehörigen Änderungen der Propellereigenschaften bestehen dagegen nur einige wenige Versuchsangaben. Diese hatten dann im wesentlichen die Aufgabe, die Zuverlässigkeit rechnerischer Entwürfe nachzuweisen.

Bei dieser Sachlage erschien es daher vom Standpunkt sowohl der Strömungsforschung in den Schiffbau-Versuchsanstalten als auch der praktischen Entwurfsingenieure in den Konstruktionsbüros interessant, das Verfahren des Propellerentwurfs sowie das seiner Nachrechnung nach der Schraubenwirbeltheorie auf den Betriebszustand bei voller Saugseitenkavitation auszudehnen.

Die Anfänge dieser Untersuchungen reichen bereits etwas über ein Jahrzehnt zurück, doch hielt es der Verfasser für ratsam, mit ihrer Bekanntgabe solange zu warten, bis Beobachtungsergebnisse vorlagen, die für die Bestätigung der theoretischen Betrachtungen nützlich erschienen.

2.2. Nachrechnungsverfahren von Propellern

Das in der vorliegenden Arbeit benutzte Verfahren zur Nachrechnung des Betriebsverhaltens des Propellers analysiert die Strömungsverhältnisse der einzelnen Blattschnitte in den zylindrischen Flüssigkeitsschichten derart, daß der zugehörige Blattschnitt als Teil einer ebenen Tragfläche in einer ebenen Strömung angesehen wird. Hierbei erscheinen die einzelnen Flügelschnitte als die Glieder einer nach beiden Seiten unendlich sich fortsetzenden Gitterreihe mit der Teilung $\tau = \frac{2\,\pi\,r}{z}$, die auf der Anströmseite unter dem Gitterwinkel

$$\beta_i = \arctan \frac{v + c_a/2}{r\omega - c_u/2}$$

angeströmt wird.

Die Anwendung dieser Betrachtungsweise auf das vorliegende Problem setzt voraus, daß sich innerhalb der jeweiligen zylindrischen Strömungsschicht ein Drucksprung ausbilden kann, dessen Gesamtwirkung über die ganze Schraubenfläche gleich dem Propellerschub wird. Für den in einer druckfesten Ummantelung (Rohr oder Düse) arbeitenden Propeller bleibt diese Annahme physikalisch sinnvoll. Für den ohne Ummantelung arbeitenden Propeller wird diese Vorstellung jedoch widersinnig, da die Ausbildung eines entsprechenden Drucksprunges bei der freien Berandung des Propellerstrahles nicht möglich ist. Statt dessen tritt bei dem ohne Ummantelung arbeitenden Propeller eine Steigerung der Axialgeschwindigkeit auf, die wegen der Kontinuitätsbedingung für ein und dieselbe Stromröhre mit einer entsprechenden Kontraktion des Schraubenstrahles verknüpft ist. Aus der Kutta-Youkowsky-Gleichung folgt, daß die auf den Schraubenflügel übertragenen Kräfte bei gleicher Zirkulation, entsprechend gleicher Anströmgeschwindigkeit und gleichem Profilanstellwinkel des Blattelementes in beiden genannten Fällen gleich groß werden [15], so daß die Zirkulationstheorie für beide Fälle gleich gut verwendbar wird mit Benutzung der bei gleicher Zirkulation in ebener Anströmung — etwa an ebenen Tragflügelmodellen im Windkanal — beobachteten Profileigenschaften.

Für die Abschätzung der Auftriebs- und Widerstandsbeiwerte von Profilen mit ebener Druckseite bei voll ausgebildeter Saugseitenkavitation gab *Betz* im Jahre 1933 auf dem 3. Internationalen Kongreß für Mechanik [16] eine Näherungsbetrachtung, die sich auf die Behandlung von Strömungen um Körper mit freien Strahlgrenzen nach dem Verfahren von *Helmholtz* und *Kirchhoff* stützt. Mit Beachtung der Randbedingung an der Strahlgrenze v = constant ergibt sich hiernach für eine ebene, schräg angeströmte Platte bei kleinen Anstellwinkeln α eine Auftriebsziffer

$$C_{LV} = \frac{2\,\pi\,\alpha}{4 + \pi\,\alpha} \cong \frac{\pi}{2}\,\alpha\,.$$

Hierbei ist vorausgesetzt, daß im Totwasser zwischen den freien Strahlgrenzen der statische Druck gleich dem Druck im Unendlichen ist. Der vorstehend durch die Auftriebsziffer C_{LV} gekennzeichnete Auftrieb stellt also die Reaktionskraft an der schräg angeströmten Platte dar, die bei der Ablenkung der anströmenden Wassermasse als Impulsänderung quer zur Anströmrichtung entsteht. Ihr entsprechender Anteil am Gesamtauftriebsbeiwert C_L ist mit dem Index v gekennzeichnet, um damit den physikalischen Zusammenhang des Anteiles C_{LV} mit der Geschwindigkeitsänderung hervorzuheben (gemeint ist die Geschwindigkeitsänderung v. = tan α quer zur Anströmrichtung!). Da der Druck in der Kavitationsblase bei voll ausgebildeter Saugseitenkavitation unter dem statischen Druck p der auf der

Zu nebenstehenden Bildern

Bild 5a und *b*. Vergleich der nach SVA-Bericht Nr. 103 errechneten Profilbeiwerte mit den von *Walchner* angegebenen Meßwerten für das Dickenverhältnis $\frac{t}{c} = 0{,}0385$

Bild 6a und *b*. Vergleich der nach SVA-Bericht Nr. 103 errechneten Profilbeiwerte mit den von *Walchner* angegebenen Meßwerten für das Dickenverhältnis $\frac{t}{c} = 0{,}0735$

Bild 7a und *b*. Vergleich der nach SVA-Bericht Nr. 103 errechneten Profilbeiwerte mit den von *Walchner* angegebenen Meßwerten für das Dickenverhältnis $\frac{t}{c} = 0{,}1475$

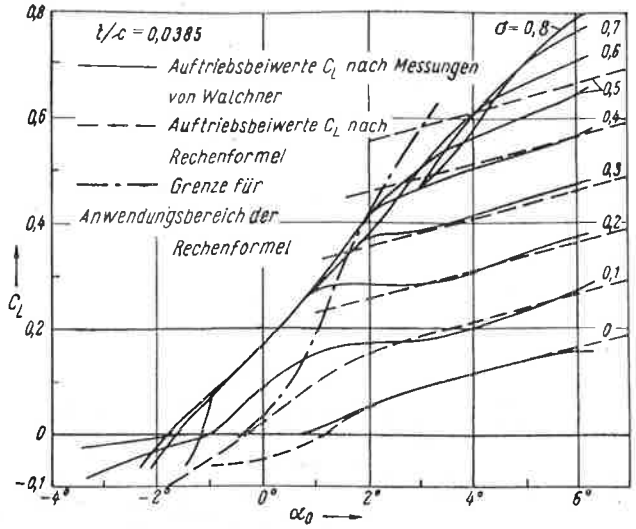


Bild 5a

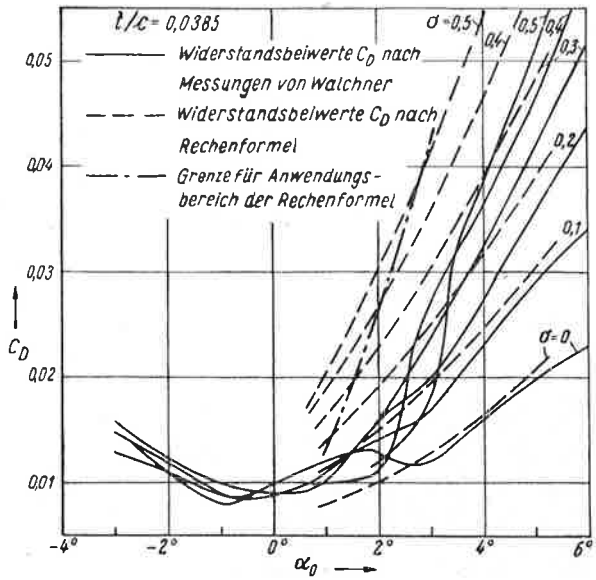


Bild 5b

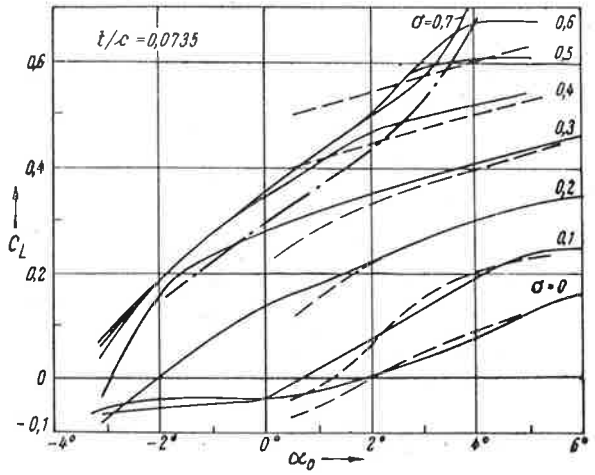


Bild 6a

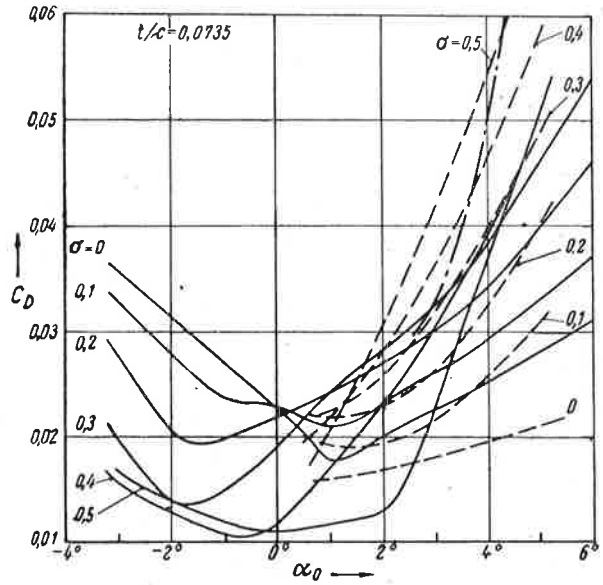


Bild 6b

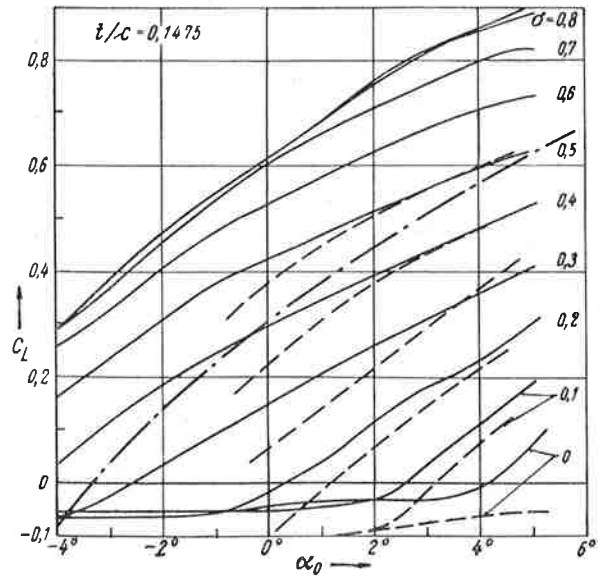


Bild 7a

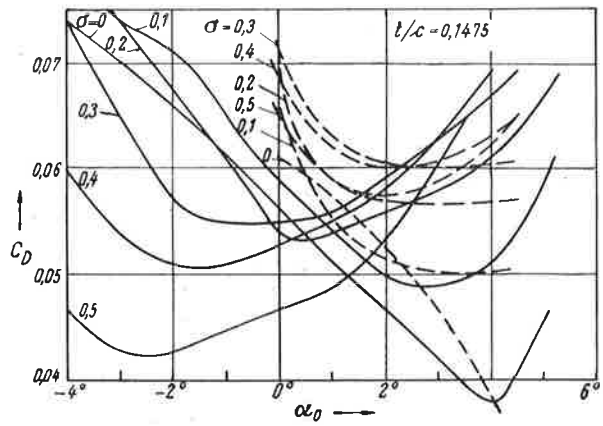


Bild 7b

Druckseite anliegenden Strömung liegt, entsteht an der schräg angeströmten Platte durch den Druckunterschied ein zusätzlicher Druckanteil des Auftriebes

$$C_{LP} = \frac{p_\infty - p_v}{q},$$

dessen Wert bei Vernachlässigung des Unterschiedes zwischen dem mittleren statischen Druck auf der Druckseite und dem statischen Druck im Unendlichen gleich der Kavitationszahl σ wird, so daß der Gesamtauftriebsbeiwert der ebenen Platte angenähert wird:

$$C_L = C_{LV} + C_{LP} = \frac{\pi}{2}\,\alpha + \sigma.$$

die in diesem Fall durch die Kavitationsblase auf der Druckseite verringerte Profiltiefe $c - x_a$ eingesetzt.

Bei dem Vergleich der hiernach für unendlich dünne Tragflächen errechneten Widerstände mit den experimentell beobachteten Werten ergibt sich eine Differenz, die sich auf den Einfluß der endlich dicken Kanten als Ablösungswiderstandsanteil am Gesamtwiderstand bemerkbar macht. Seine Größe wird im Profilwiderstandsbeiwert durch den Summand K berücksichtigt.

Das Ergebnis dieser Betrachtungen ist gemeinsam mit einer erläuternden Darstellung der Kavitationsblasen auf Saug- und Druckseite in einigen Formeln in Bild 3 des SVA-Berichts Nr. 103 zusammengefaßt.

Bild 8. An Profilkante entstehende Kavitationsblase mit Kondensationszone auf Mitte Saugseite (Teilkavitation mit Erosionsgefahr)

Bild 9. An Profilkante entstehende Kavitationsblase mit Kondensationszone hinter dem Flügel (voll ausgebildete Saugseitenkavitation ohne Erosionsgefahr)

Für den Profilwiderstandsbeiwert der schräg angeströmten Platte liefert diese Betrachtung den Wert

$$C_D = C_L \cdot \alpha + C_F.$$

Die späterhin von *Walchner* veröffentlichten Versuchsergebnisse [16] bestätigten im allgemeinen die Gültigkeit dieser Näherungsbetrachtung, in besonderem Maße jedoch für dünne Kreisabschnittprofile im Bereich voll ausgebildeter Saugseitenkavitation.

Da der Bericht von *Walchner* außer den Angaben über die Kraftmessung auch Beobachtungsergebnisse über die Ausbildung der Kavitationsblase in Abhängigkeit vom Anstellwinkel und der Kavitationszahl enthält, war die Möglichkeit gegeben, mit Benutzung dieser Angaben das Verhalten beliebig dicker Kreisabschnittprofile durch Interpolation abzuschätzen und für den Bereich voll ausgebildeter Saugseitenkavitation die Auftriebs- und Widerstandsbeiwerte entsprechend der von *Betz* angegebenen Näherungsbetrachtung zu bestimmen. Bereits *Betz* hatte in seinem Bericht darauf hingewiesen, daß die Gültigkeit der Näherungswerte bei kleinen Anstellwinkeln dadurch in Frage gestellt sei, daß die Kavitationsblase auf der gewölbten Saugseite in zahlreichen Fällen erst auf halber Profiltiefe beginnt und daher der Einfluß der davor liegenden benetzten Profilsaugseite nicht richtig erfaßt werden kann.

In Übereinstimmung mit dieser Betrachtung erweiterte der Verfasser die Näherungsbetrachtung von *Betz* und benutzte die für die Druckseitenströmung mit freier Strahlgrenze genannte Lösung in entsprechender Weise auch für den vor der Kavitationsblase liegenden Teil der Profilsaugseite. Der innerhalb dieses Bereiches benetzte Teil der Saugseite wird näherungsweise als ebene Fläche angesehen, die mit der Druckseite einen Winkel einschließt gleich der Tangentenneigung auf halber Tiefe der benetzten Länge x_s'. Für die Bestimmung der Benetzungslänge wurde nach den Beobachtungen von *Walchner* eine empirische Beziehung aufgestellt

$$x_s' = \left[0{,}15\left(1 - \frac{\sigma}{7\,t/c} - \frac{\alpha_0}{\varphi_0}\right)\right] c,$$

aus der sich die Neigung der benetzten Saugseitenfläche gegenüber der Anströmrichtung ergibt

$$\varphi' = \left(1 - \frac{x_s'}{c}\right)\frac{\varphi_0}{2} - \alpha_0.$$

Um auch den Einfluß der in vielen Fällen bei voller Saugseitenkavitation gleichzeitig auftretenden Druckseitenkavitation rechnerisch erfassen zu können, wird

Die Brauchbarkeit dieser Formeln zur Bestimmung des Auftriebs- und Widerstandsbeiwertes innerhalb des für sie in einer besonderen Darstellung angegebenen Gültigkeitsbereiches (vergl. SVA-Bericht Nr. 103), zeigen die Vergleiche der für die drei Walchner-Profile errechneten Werte mit den im Versuch gefundenen Meßwerten in Bild 5 bis 7. Für die Ermittlung des Reibungswiderstandsanteils wurde ein Beiwert $C_F = 0{,}004$ für den Anteil des Kantenwiderstandes $K = 0{,}005$ benutzt. Eine nähere Prüfung ergibt, daß die Wiedergabe der Meßwerte durch die rechnerischen Ergebnisse vor allem für die beiden untersuchten dünnen Profile innerhalb des Gültigkeitsbereiches recht zufriedenstellend ist. Es kann daher angenommen werden, daß die wesentlichen Einflüsse der Kavitationserscheinungen in ausreichender Weise erfaßt sind.

Eine bildliche Darstellung der verschiedenartigen Ausbildung der Kavitationsblase geben Bild 8 und 9, wobei auch auf andere Aufnahmen aus dem Schrifttum aufmerksam gemacht werden soll, die bei einer Blickrichtung senkrecht zur Saugseitenfläche vor allem im Bereich kleiner Anstellwinkel durchaus keine einfach festliegenden Grenzen der Kavitationsblase aufweisen, sondern in diesem Bereich häufig dicht nebeneinander Zonen ausgebildeter Kavitation und Zonen nichtkavitierender Strömung zeigen (vergl. [10] Fig. 26 bis 33). Hierauf sind offensichtlich auch die Schwankungen und Streuungen zurückzuführen, die zwischen den Ergebnissen verschiedener Beobachter für die Festlegung des Kavitationseinsatzes bestehen.

2.3. *Anwendung der Beobachtungswerte des kavitierenden Einzelflügels für die Berechnung von Propellerflügelschnitten*

Setzt man für die Berechnung der Kräfte an den Flügelblättern eines Propellers, die man sich entsprechend den für die Berechnung gewählten zylindrischen Strömungsflächen aus vielen von der Nabe bis zur Blattspitze aufeinanderfolgenden Gitterreihen ersetzt denken kann, die Werte des Einzelflügels ein, so muß nachgeprüft werden, wie weit die Werte des Einzelflügels für unendlich großes Streckungsverhältnis auf die Verhältnisse der breiten Schiffspropellerflügel mit verhältnismäßig kleinem Streckungsverhältnis im Gitterverband anwendbar sind oder berichtigt werden müssen.

Bei nichtkavitierender Strömung sind für die Berichtigung zwei Methoden üblich.

Nach der einen, von *Prandtl* und *Betz* angegebenen, von *Horn* und vom Verfasser weiterentwickelten Me-

thode werden gemäß der Theorie der tragenden Linie die Werte der Profile mit unendlich großem Streckungsverhältnis auch für die breitflügligen Propellerflügel benutzt und lediglich die Einflüsse der Gitterstellung durch experimentell ermittelte Berichtigungswerte [18] für den Nullanstellwinkel bei verschwindender Zirkulation sowie für den Einfluß der gebundenen Wirbel bei von Null verschiedener Zirkulation in Abhängigkeit der für jede zylindrische Strömungsschicht ermittelten Gitterstellung (Gitterwinkel und Gitterteilung) und dem Dickenverhältnis der Profilschnitte ermittelt.

Bei der von *Ginzel* und *Ludwieg* entwickelten Methode der tragenden Fläche [26] wird die durch die Krümmung

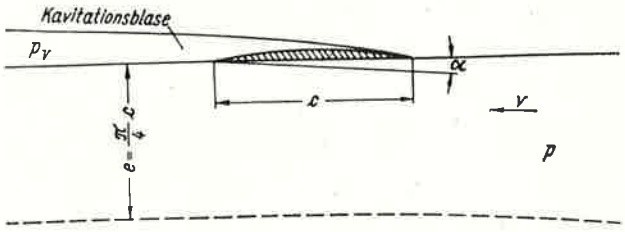


Bild 10. Dicke der Wasserschicht am kavitierenden Einzelflügel zur Erzeugung des Auftriebsanteiles C_{LV} (Geschwindigkeitsanteil) bei Annahme gleicher Ablenkung innerhalb der Schicht (hypothetisch)

der Propellerströmung am Ort des Flügels verursachte Verminderung der effektiven Wölbung und damit der wirksamen Zirkulation in Abhängigkeit von der radialen Verteilung der Zirkulation, der Flügelzahl, der Steigung der freien Wirbelflächen, der Blattumrandung und dem Flächenverhältnis bestimmt. Es hat sich gezeigt, daß darüber hinaus auch noch der Anstellwinkel um einen gewissen Betrag erhöht werden muß, um die Rechenergebnisse dieser Methode mit den Versuchsergebnissen in Einklang zu bringen [18].

Physikalisch betrachtet, suchen beide Methoden das gleiche Ziel zu erreichen: Die Bestimmung der effektiven Anstellung eines vorgegebenen Profils und damit auch die Ermittlung der Auftriebserzeugung bzw. der Auftriebsänderung durch die genannten Einflüsse. Entsprechend dem Näherungscharakter beider Verfahren entscheidet über die Zweckmäßigkeit der Wahl eines von beiden die Güte der Treffsicherheit, der Aufwand an Rechenarbeit und die Grenze der Anwendbarkeit.

Bei Strömung mit Kavitation werden die Bedingungen für die Anwendung der Ergebnisse von Einzelflügeln in ebener Anströmung im Gitterverband der Flügelblattquerschnitte besonders dadurch erschwert, daß sich die Strömung durch das Gitter infolge der vom Profilrücken ausgehenden Kavitationsblasen mit konstantem Dampfdruck in einzelne Strömungsschichten aufgliedert, auf die weder die Strömungsvorgänge eines kavitierenden Einzelflügels noch die Einflußfaktoren der Gitterstellung auf nichtkavitierende Einzelflügel anwendbar sind.

Um die hier auftretenden Unterschiede deutlich zu machen, werden die Strömungsvorgänge an einem einzelnen Flügel bei Kavitation den entsprechenden Vorgängen einer aus den gleichen Flügeln bestehenden Gitterreihe gegenübergestellt.

Gliedert man den Gesamtauftriebsbeiwert C_L in die bereits weiter oben erläuterten Anteile, den Geschwindigkeitsanteil C_{LV} und den Druckanteil C_{LP} auf, dann entspräche dem Einzelflügel zur Erzeugung des Geschwindigkeitsanteils C_{LV} eine Wasserschicht von der

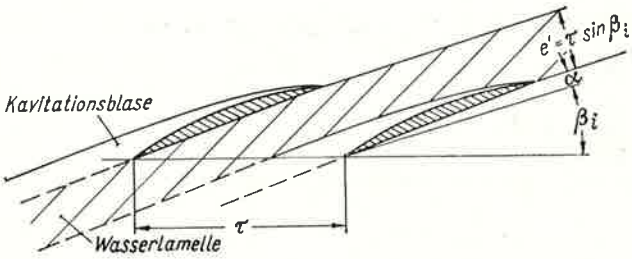


Bild 12. Strömung durch eine ebene Gitterreihe bei voll ausgebildeter Saugseitenkavitation (schematisch)

Dicke $e = \frac{\pi}{4} \cdot c$, die den ebenen Tragflügel an der Hinterkante mit dem über die ganze Dicke der Schicht gleichbleibenden Winkel α (= Anstellwinkel) verläßt[3]) (vergl. Bild 10 und 11).

Nimmt man an, daß die Strömung durch die Gitterreihe mit am Profilkopf der Flügelelemente ansetzenden Kavitationsblasen die Gitterebene in unmittelbarer Nähe der Profildruckseite in Richtung der Flügeldruckseiten verläßt (vergl. Bild 12), am Rande der Kavitationsblasen hingegen wegen der Bedingung gleichbleibender Geschwindigkeit keine Ablenkung durch das benachbarte Profil erfährt, dann erhält man für den Geschwindigkeitsanteil des Auftriebes dL_v eines Gitterflügels mit der Dicke der zwischen zwei Profilen hindurchströmenden Wasserschicht $e' = \tau \cdot \sin \beta_i$ und dem mittleren Ablenkungswinkel $\frac{\alpha}{2}$ den Anteil

$$dL_v = \varrho w \cdot \tau \sin \beta_i \, dr \cdot w \cdot \frac{\alpha}{2} . \qquad (1)$$

[3]) Drückt man den Auftrieb des Flügels mit der Flügeltiefe c und der Breite dr einmal als Strömungskraft dL_1 mit dem Auftriebsbeiwert $C_L = \frac{\pi \alpha}{2}$ aus und ein andermal als Impuls L_2 der Wasserschicht mit dem Querschnitt $e_1 \cdot dr$, die um den Anstellwinkel α nach unten abgelenkt wird, und setzt beide Werte einander gleich, so erhält man

$\frac{\varrho}{2} v^2 \cdot \frac{\pi}{2} \alpha \cdot c \cdot dr = \varrho \cdot v \cdot v \cdot \alpha \cdot e_1 \cdot dr$ und somit $\frac{\pi}{4} c = e_1$.

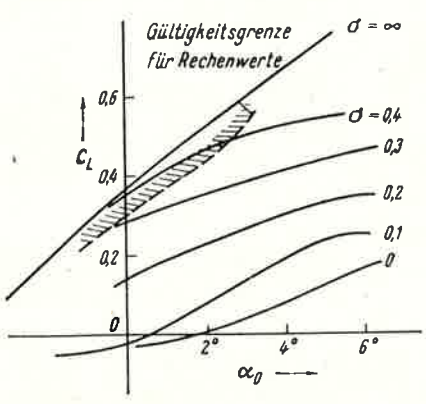


Bild 11. Auftriebsbeiwert C_L für vollkavitierenden Einzelflügel (t/c = 0,0735) bei verschiedenen Kavitationszahlen σ (nach Beobachtungen von *Walchner* [16])

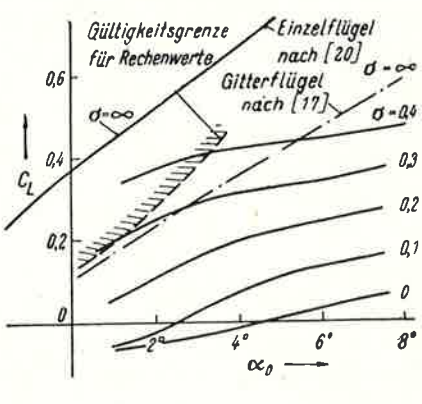


Bild 13. Auftriebsbeiwert C_L für vollkavitierenden Gitterflügel (t/c = 0,0735) bei verschiedenen Kavitationszahlen σ in Gitterstellung $\tau/c = 1$; $\beta_i = 20°$ nach Gl. (3a)

Setzt man diesen Impuls gleich dem entsprechenden Anteil der Strömungskraft des Flügels, dann erhält man für den zugehörigen Auftriebsbeiwert des Flügelelements den Wert

$$C_{LV} = \frac{\tau}{c} \sin \beta_i \cdot \alpha , \qquad (2)$$

oder für den Gesamtauftriebsbeiwert des Flügelelementes

$$C_L = C_{LV} + C_{LP} = \alpha \frac{\tau}{c} \sin \beta_i + \frac{p - p_v}{(\varrho/2)\, w^2}$$

$$= \alpha \cdot \frac{\tau}{c} \sin \beta_i + \sigma_r , \qquad (3)$$

worin die örtliche Kavitationszahl σ_r bei Vernachlässigung der induzierten Zusatzgeschwindigkeiten

$$\sigma_r = \frac{\sigma}{1 + \left(\frac{r}{R} \frac{\pi}{J}\right)^2} \qquad (4)$$

wird.

In Bild 13 sind die hiernach für das gleiche Profil wie in Bild 11 ($t/c = 0{,}0735$) für verschiedene Kavitationszahlen σ bei einer Gitteranordnung $\tau/c = 1$; $\beta = 20°$ errechneten Auftriebsbeiwerte in Abhängigkeit vom Anstellwinkel im Gitterverband dargestellt.

Die Gl. (3) besagt also, daß der Geschwindigkeitsanteil des Auftriebsbeiwertes C_{LV} für einen Gitterflügel in Abhängigkeit von der Gitterteilung τ/c und dem hydrodynamischen Anstellwinkel β_i erheblich kleiner werden kann als der entsprechende Anteil des Einzelflügels (vergl. die geringere Steilheit der Kurven in Bild 13 gegenüber den entsprechenden Kurven in Bild 11).

Zusätzlich sind noch zwei weitere Einflüsse möglich, deren Größenordnung jedoch sehr schwer abzuschätzen ist. Es sind dies

1. die Unterschiede der Strömungsschichtdicke zwischen Flügeldruckseite und Kavitationsblase, die sich aus der verschiedenartigen Gestalt der Kavitationsblase ergeben können (Einfluß auf den Geschwindigkeitsanteil C_{LV} des Auftriebsbeiwertes);
2. die Änderung des statischen Druckes innerhalb der Strömungsschicht zwischen der Ein- und Austrittsebene des Gitters unter dem Einfluß der freien Blasenoberfläche und dem gleichbleibenden statischen Druck innerhalb der Kavitationsblase (Einfluß auf den Druckanteil C_{LP} des Auftriebsbeiwertes).

2.4. Ergebnisse bei Anwendung vorstehender Rechenunterlagen

Bevor über die Ergebnisse der Schraubenberechnungen nach dem in Anhang 2 skizzierten Verfahren unter Benutzung der vorstehend dargelegten Einflüsse für die Kavitation berichtet wird, sollen einige bei Anwendung des gleichen Rechenverfahrens für kavitationsfrei arbeitende Schrauben erhaltene Ergebnisse mit den entsprechenden Versuchswerten verglichen werden. Von älteren Ergebnissen stehen lediglich einige Zahlenwerte aus dem Bericht [17] zur Verfügung, die sich auf kleine Modellschrauben der Serie *Schaffran* B_2 ($z = 3$; $t_l/D = 0{,}05$; $A_D/A_0 = 0{,}42$) mit einem Durchmesser $D = 0{,}12$ m beziehen. Für drei Schrauben dieser Modellpropellerreihe wurde in dem Bericht [17] die nachfolgende Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch ermittelt.

$\frac{P}{D}$	$J = \frac{v}{n \cdot D}$	$\frac{K_T \text{ Rechnung}}{K_T \text{ Versuch}}$	$\frac{\eta \text{ Rechnung}}{\eta \text{ Versuch}}$
0,6	0,3	0,955	0,995
1,5	0,75	0,988	1,063
2,4	1,2	1,015	1,042.

Im Zusammenhang mit der vorliegenden Arbeit wurden mehrere Modellschrauben der im Jahre 1953 von *Gawn* veröffentlichten Propellerserie [19] bei einigen Fortschrittsziffern J nachgerechnet. Diese dreiflügligen Propeller mit kreissegmentförmigen Blattschnitten entsprechen den von *Bell* [2] im Kavitationskanal untersuchten Modellschrauben, so daß ein Vergleich der im Schlepptank oder im Kavitationskanal bei Atmosphärendruck erhaltenen Resultate möglich ist. Da die Versuche von *Bell* [2] mit Modellschrauben mit dem Steigungsverhältnis $\frac{P}{D} = 1{,}331$ durchgeführt worden waren, wurde dieses Steigungsverhältnis auch für die übrigen in diesem Zusammenhang nachgerechneten Modellpropeller beibehalten und die zugehörigen Versuchswerte aus den veröffentlichten Freifahrkurven interpoliert.

Die Ergebnisse dieser Ermittlung sind in Form der Schubbeiwerte K_T und des Wirkungsgrades η für den freifahrenden Propeller in der Zahlentafel 1 zusammengestellt. Um den Einfluß der verschiedenartigen Werte $\varkappa$ für die Zirkulationsminderung infolge der endlichen

Tafel 1. Vergleich der Rechnungswerte mit den experimentellen Werten nach *Bell* [2] und *Gawn* [19] für Propeller mit dem Steigungsverhältnis $\frac{P}{D} = 1{,}331$

A_D/A_0	0,2		0,3	0,399					0,65	0,877				1,1	
J	1,0		1,0	0,6	0,8	1,0	1,2	1,0	1,0	0,6	0,8	1,0	1,2	1,0	
$\varkappa$ [1])	*G.*	*Pr.*	*G.*	*Pr.*	*Pr.*	*Pr.*	*Pr.*	*G.*	*G.*	*Pr.*	*Pr.*	*Pr.*	*Pr.*	*G.*	*Pr.*
K_{TV}	0,194		0,191	0,333	0,263	0,190	0,114	0,190	0,190	0,433	0,317	0,205	0,101	0,233	
K_{TR}	0,1942	0,2033	0,2139	0,356	0,2923	0,2179	0,1359	0,2126	0,2056	0,4089	0,3143	0,2117	0,0978	0,197	0,2092
K_{TR}/K_{TV}	1,001	1,048	1,12	1,07	1,112	1,147	1,19	1,12	1,081	0,945	0,993	1,031	0,968	0,846	0,898
η_V	0,742		0,740	0,495	0,630	0,734	0,755	0,734	0,702	0,4525	0,583	0,683	0,685	0,670	
η_R	0,736	0,745	0,7355	0,507	0,636	0,725	0,738	0,716	0,705	0,466	0,58	0,681	0,624	0,632	0,636
η_R/η_V	0,992	1,003	0,995	0,975	0,990	1,012	1,023	0,975	1,003	0,970	0,995	0,996	0,912	0,943	0,950
$K_{TV(Bell)}$					0,284	0,200	0,122				0,342	0,211	0,092		
$K_{TR}/K_{TV(Bell)}$					1,03	1,089	1,114				0,919	1,003	1,063		
$\eta_{V(Bell)}$					0,617	0,725	0,745				0,595	0,675	0,65		
$\eta_R/\eta_{V(Bell)}$					1,030	1,000	0,990				0,985	1,010	0,959		
$\frac{K_{TV(Bell)}}{K_{TV(Gawn)}}$					1,08	1,053	1,07				1,08	1,03	0,91		
$K_{0,7}$	1,39	1,40	1,57	1,365	1,488	1,56	1,585		1,63	1,394	1,494	1,614	1,58	1,54	1,55

[1]) Bemerkung: Die Buchstaben *G.* und *Pr.* deuten auf die Benutzung der $\varkappa$-Werte nach *Goldstein* bzw. *Prandtl* hin. K_{TV} = Schubbeiwert nach Versuch; K_{TR} = Schubbeiwert nach Rechnung; η_V = Wirkungsgrad nach Versuch; η_R = Wirkungsgrad nach Rechnung.

Flügelzahl nach *Prandtl* oder nach *Goldstein* zu prüfen, wurden einige Ermittlungen mit beiden Werten durchgeführt.

Die Gegenüberstellung der einzelnen Zahlenwerte in Tafel 1 zeigt, daß der Unterschied der Benutzung der beiden verschiedenen Zirkulationsminderungsfaktoren im Hinblick auf die erreichbare Treffsicherheit innerhalb der untersuchten Werte von untergeordneter Bedeutung ist.

Aus den Quotienten K_{TR}/K_{TV} erkennt man mit zunehmendem Flächenverhältnis A_D/A_0 eine leichte Abnahme von einem etwas zu hohen Wert bei kleinen Flächenverhältnissen zu einem etwas zu niedrigen Wert bei dem größten Flächenverhältnis. Diese Tendenz deutet darauf hin, daß das für den Gittereinfluß benutzte Korrekturverfahren bei kleinem Teilungsverhältnis τ/c etwas zu niedrige Werte liefert. Im allgemeinen kann jedoch die Übereinstimmung der rechnerischen Werte mit den gemessenen Werten als gut bezeichnet werden.

Tafel 2. Vergleich der Rechnungswerte mit experimentellen Werten für die Modellpropeller Nr. 1024 bis 1029 der Schiffbau-Versuchsanstalt

A_D/A_0	0,35			0,80		
P/D	0,5	1,0	1,5	0,5	1,0	1,5
J	0,429	0,691	0,892	0,387	0,6667	0,9015
K_{TV} [1])	0,068	0,168	0,281	0,057	0,187	0,325
K_{TR}	0,072	0,187	0,293	0,059	0,1902	0,301
K_{TR}/K_{TV}	1,058	1,112	1,042	1,035	1,017	0,926
η_V	0,546	0,649	0,614	0,345	0,5695	0,555
η_R	0,560	0,649	0,613	0,371	0,55	0,54
η_R/η_V	1,025	1,00	0,999	1,075	0,966	0,972
$K_{0,7}$	1,49	1,46	1,38	1,74	1,59	1,51

[1]) Zeichenerklärung siehe Bemerkung zu Zahlentafel 1.

Zur Kennzeichnung der überhaupt erreichbaren Übereinstimmung sind in diese Zahlentafel als experimentelle Beobachtungswerte außer den Werten nach *Gawn* [19] auch die Werte nach *Bell* [2] eingetragen. Beide Zahlenwerte müßten eigentlich miteinander übereinstimmen. Die Größe der tatsächlich auftretenden Unterschiede zwischen diesen beiden Versuchswerten ist von derselben Ordnung wie die Unterschiede zwischen den rechnerischen und den Versuchswerten; zwar stammen die Werte nach *Bell* [2] aus Versuchen im Kavitationskanal, während die von *Gawn* [19] aus Versuchen im Schleppkanal ermittelt wurden. Im vorliegenden Fall interessiert jedenfalls nicht der Unterschied zwischen diesen beiden Versuchswerten, sondern ihre Zuverlässigkeit an sich.

Eine weitere Vergleichsmöglichkeit zwischen Rechnung und Versuch bieten die Ergebnisse einer in Arbeit befindlichen Forschungsarbeit, von denen die in diesem Zusammenhang interessierenden Vergleichszahlen in Tafel 2 zusammengestellt sind. Auch bei diesen Vergleichszahlen, die alle einem Schubbelastungsgrad der dreiflügligen Schraube

$$C_T = \frac{T}{\frac{\varrho}{2} v^2 \cdot D^2 \frac{\pi}{4}} = 1$$

entsprechen, weisen die Abweichungen vom Wert eins in etwa die gleiche Größenordnung auf wie bei den Zahlenwerten der Zahlentafel 1.

Im Hinblick auf den Umfang der durchgeführten Vergleiche (Variation des Flächenverhältnisses, des Steigungsverhältnisses und der Fortschrittsziffer bzw. des Belastungsgrades) muß die Übereinstimmung allgemein als zufriedenstellend bezeichnet werden.

Setzt man in der Bestimmungsgleichung (5) für den Schubbeiwert K_T nach der Wirbeltheorie die resultierende Anströmgeschwindigkeit des Flügelblattschnittes näherungsweise

$$w = \sqrt{(r\omega)^2 + v^2},$$

so läßt sich die exakte Gleichung (vergl. etwa Anhang I in [20])

$$K_T = J^2 \frac{z}{4} \int \left(\frac{w}{v}\right)^2 C_L \cdot \frac{c}{D} (1 - \varepsilon \lambda r_i) \cos \beta_i \, d\left(\frac{r}{R}\right) \quad (5)$$

näherungsweise in folgender Form schreiben

$$K_T \sim \frac{z}{4} \int \left[\left(\frac{r}{R}\pi\right)^2 + J^2\right] C_L \cdot \frac{c}{D} \cdot \overline{K} \cdot d\left(\frac{r}{R}\right). \quad (6)$$

Da in der vorstehenden Gleichung die in der rechteckigen Klammer stehende Summe im Bereich der üblichen Betriebszustände nur unwesentlich durch die Fortschrittsziffer J beeinflußt wird, der Faktor $\overline{K}$ keine zu großen Schwankungen aufweist und der Charakter der Zirkulationsverteilungskurven über den Radius in weiten Grenzen untereinander ähnlich bleibt, kann man annehmen, daß in erster Näherung eine Proportionalitätsbeziehung zwischen dem Schubbeiwert K_T und dem Auftriebsbeiwert $C_{L_{0,7}}$ des für die Kennzeichnung des ganzen Propellers willkürlich gewählten Blattschnittes $r = 0{,}7\,R$ besteht.

$$K_T \sim k_{0,7} \cdot C_{L_{0,7}} \cdot z \cdot \frac{c}{D}, \quad (7)$$

worin $k_{0,7}$ einen Faktor bedeutet, der in weiten Grenzen einen gleichbleibenden Wert erwarten läßt.

Ersetzt man das Produkt $z \cdot \frac{c}{D}$ weiterhin durch den verhältnisgleichen Quotienten A_D/A_0, so wird

$$K_T \sim k_{0,7} \cdot C_{L_{0,7}} \cdot A_D/A_0 . \quad (8)$$

Die Nachprüfung dieser Vermutung an Hand der in den Zahlentafeln 1 und 2 zusammengestellten Ergebnisse ergab die in der Schlußzeile der Zahlentafeln angegebenen Zahlenwerte für den Proportionalitätsfaktor $k_{0,7}$. Eine Durchsicht der errechneten Zahlenwerte $k_{0,7}$ führt zu der Feststellung, daß seine Größe etwa zwischen den Werten 1,4 und 1,6 schwankt, wobei die untere Grenze den kleinen und die obere Grenze den großen Flächenverhältnissen zugeordnet ist. Dadurch wird die eingangs ausgesprochene Vermutung recht gut bestätigt und eine Möglichkeit erschlossen, die Prüfung der Kavitationsgefahr von Propellern auf verhältnismäßig einfache Weise mit Benutzung bekannter Profildurchmessungen durchzuführen.

2.5. *Verfahren zur Abschätzung des Kavitationseinsatzes an Propellern*

Mit Benutzung der in Gl. (8) angegebenen Beziehung zwischen dem Schubbeiwert K_T und dem Auftriebsbeiwert $C_{L_{0,7}}$ für den Blattschnitt auf dem Radius $r = 0{,}7\,R$ ist es möglich, für einen durch seine Profilart (Kreissegment oder Tragflügel) und sein Dickenverhältnis t/c gekennzeichneten Blattschnitt die Kavitationszahl $\sigma_r = \frac{p - p_v}{\varrho/2\, w^2}$ anzugeben, bei deren Unterschreitung Kavitation an Saug- oder Druckseite einsetzt.

Unter Benutzung der seinerzeit von *Schoenherr* [24] in dieser Darstellung erstmalig veröffentlichten Beobachtungsergebnisse des Verfassers für eine Gruppe von Kreissegment- und Tragflügelprofilen genügt es, zur Abschätzung der Kavitationsgefahr des auf $r = 0{,}7\,R$ vorhandenen Blattschnittes mit dem Dickenverhältnis t/c für den nach Gl. (8) ermittelten Auftriebsbeiwert die Druckbeiwerte $\frac{\Delta p}{q}$ für die Saug- und Druckseite zu

bestimmen, um zu entscheiden, ob bei diesem Auftriebsbeiwert $C_{L_{0,7}}$ bzw. Schubbeiwert K_T auf der Saug- oder Druckseite Kavitation zu erwarten ist. Ist der Druckbeiwert $\frac{\Delta p}{q}$ nach diesem Diagramm kleiner als die Kavitationszahl des Blattschnittes

$$\sigma_{r\,0,7} = \frac{\sigma}{1 + \left(0{,}7\,\frac{\pi}{J}\right)^2},$$

so ist keine Kavitation zu erwarten und umgekehrt.

Im Hinblick auf die Genauigkeitsanforderungen, die an diese Abschätzung vernünftigerweise zu stellen sind, erscheint es zulässig, $k_{0,7} = 1{,}5$ zu setzen.

Mit Hilfe des vorstehend skizzierten Verfahrens gelingt es also, verhältnismäßig einfach und schnell, die Gefahr des Kavitationseinsatzes abzuschätzen, ohne daß eine Analyse der Propellerflügelbelastung in einer langwierigen Nachrechnung durchgeführt wird. Erforderlich sind für diese Abschätzung die Kenntnis des Schubbeiwertes K_T, des Schnittdickenverhältnisses t/c, des Flächenverhältnisses A_D/A_0, der Kavitationszahl σ sowie der Fortschrittsziffer J.

Die von *Schoenherr* veröffentlichten und von anderen Autoren übernommenen Diagramme stimmen in Einzelheiten nicht mit all den Werten überein, die der Verfasser mit Berücksichtigung nachfolgender Profilmessungen in einer eigenen Darstellung unabhängig von der ihm erst einige Jahre nach der Veröffentlichung bekannt gewordenen Schoenherrschen Darstellung zusammenstellte. Es erscheint daher zweckmäßig, für die Prüfungen des Kavitationseinsatzes die diesem Bericht am Schluß auf Tafel 3 und 4 beigefügten Diagramme Bild 14 und 15 zu benutzen, in denen alle vom Verfasser erhaltenen Beobachtungsergebnisse berücksichtigt sind.

In das Diagramm für die Kreissegmentgruppe (Bild 14) ist zur besseren Orientierung zusätzlich eine Gerade eingetragen, die der stoßfreien Anströmung dieser Profilschnitte in Richtung der geraden Druckseite entspricht: $C_L = 2\,\pi \cdot t'/c$ mit dem strömungstechnisch wirksamen Dickenverhältnis $t'/c = t/c - 0{,}008$ (der Zahlenwert 0,008 ist bei abweichender Kantendicke der Profile entsprechend zu ändern; vergl. [20]).

Für die Benutzung dieser Diagramme zur Beurteilung des Kavitationseinsatzes sind außer den Grundskalen t/c für die Ordinate und C_L für die Abszisse an beide weitere Hilfsskalen angefügt, die die Benutzung dieser Diagramme für die allgemeine Abschätzung der Kavitationsgefahr sehr erleichtern.

Ausgehend von einer Länge des Flügelblattschnittes c auf $r = 0{,}7\,R$, die in Anlehnung an die Abmessungen der Wageninger Propellerserien $\frac{c}{D} = \frac{2{,}2}{z} \cdot \frac{A_D}{A_0}$ gewählt wurde, ist der Ordinatenmaßstab t/c ergänzt durch zwei weitere Differentialmaßstäbe zu beiden Seiten des eigentlichen Diagrammes, die diesem Maßstab entsprechende Flächenverhältnisse für zwei-, drei-, vier- und fünfflüglige Propeller bei Einhaltung eines bestimmten Dickenverhältnisses t_i/D auf der Propellerachse angeben. Für die Zuordnung gilt folgende Beziehung

$$\frac{t_i}{c} = \left(\frac{t_i}{D} - 0{,}003\right)(1 - 0{,}7)\,\frac{D}{c} \qquad (9)$$

$$= \left(\frac{t_i}{D} - 0{,}003\right)\frac{0{,}3}{2{,}2} \cdot \frac{A_0}{A_D} \cdot z. \qquad (9\,a)$$

Der Abszissenmaßstab C_L ist ergänzt durch eine graphische Darstellung der Beziehung

$$\frac{A_D}{A_0} = f\,(C_{L_{0,7}};\ K_T)$$

entsprechend der bereits angegebenen Gl. (8)

$$C_{L_{0,7}} = \frac{K_T}{k_{0,7} \cdot A_D/A_0}. \qquad (10)$$

Da nun sehr viele Propeller der Praxis auf $r = 0{,}7\,R$ eine andere Blattdicke aufweisen, als sie sich aus den oben genannten Beziehungen Gl. (9) ergibt, wird es zweckmäßig sein, in diesen Fällen das Blattdickenverhältnis t/c unmittelbar aus den Konstruktions- oder Abnahmemaßen zu ermitteln. Für die Bestimmung des Auftriebsbeiwertes $C_{L_{0,7}}$ dagegen, dürfte die unter der Abszisse gegebene Darstellung gemäß Gl. (10) für alle Fälle genügen.

Die Anwendung der beiden Diagramme zur Bestimmung der Kavitationsgefahr auf Saug- und Druckseite erfordert nach Ermittlung des Blattdickenverhältnisses t/c für den Radius $r = 0{,}7\,R$ sowie nach der Bestimmung der örtlichen Kavitationszahl $\sigma_{r_{0,7}}$ und des Auftriebsbeiwertes $C_{L_{0,7}}$ lediglich den Vergleich des im Diagramm gefundenen Wertes $\frac{\Delta p}{q}$ mit dem Zahlenwert $\sigma_{r_{0,7}}$.

Kavitationsgefahr besteht für den Fall

$$\frac{\Delta p}{q} > \sigma_{r_{0,7}}.$$

Bei Benutzung der Diagramme zur Bestimmung des kleinstmöglichen Flächenverhältnisses beim Entwurf einer Schraube wird zuerst die örtliche Kavitationszahl $\sigma_{r_{0,7}}$ bestimmt und dann im Diagramm die Lösung gesucht, die weder Druck- noch Saugseitenkavitation erwarten läßt, gleichzeitig aber auch auf andere Gesichtspunkte (Flügelzahl und Dickenverhältnis) Rücksicht nimmt. Zweckmäßig wird man wohl von dem Schnittpunkt der Geraden für den stoßfreien Eintritt mit der Saugseiten-Druckminimakurve ausgehen, deren Parameter mit der örtlichen Kavitationszahl übereinstimmt.

Möglich sind aber auch alle anderen Lösungen, die auf dieser Kurve innerhalb ihres Bereiches bis zum Schnittpunkt mit der entsprechenden Druckminimakurve der Druckseite liegt.

Beispielsweise ergeben sich dann die Ergebnisse der Zahlentafel 3 für Propeller mit Kreisabschnitten bei einem Dickenverhältnis $t_i/D = 0{,}05$ für eine örtliche Kavitationszahl $\sigma_{r_{0,7}} = 0{,}3$, die auf Druck- und Saugseite kavitationssicher sind und aus denen das zweckmäßige Flächenverhältnis bestimmt werden kann.

Tafel 3. Auswahldaten für kavitationsfreie Propeller für ein Dickenverhältnis $t_i = 0{,}05\,D$ und eine örtliche Kavitationszahl $\sigma_{r_{0,7}} = 0{,}3$

(Werte aus Bild 14 entnommen)

$\frac{t}{D}$ $(r = 0{,}7\,R)$		0,049	0,046	0,042	0,035
C_L $(r = 0{,}7\,R)$		0,195	0,23	0,25	0,22
$Z = 2$	A_D/A_0	0,27	0,28	0,30	0,37
	K_T	0,077	0,095	0,12	0,124
$Z = 3$	A_D/A_0	0,48	0,50	0,55	0,66
	K_T	0,14	0,174	0,205	0,22
$Z = 4$	A_D/A_0	0,62	0,67	0,73	0,88
	K_T	0,18	0,23	0,272	0,28
$Z = 5$	A_D/A_0	0,80	0,86	0,92	1,10
	K_T	0,23	0,29	0,34	0,36

Man kann weiterhin unter Festlegung eines bestimmten Dickenverhältnisses t_i/D mit Benutzung des Diagrammes für Kreissegmentschnitte und unter Aus-

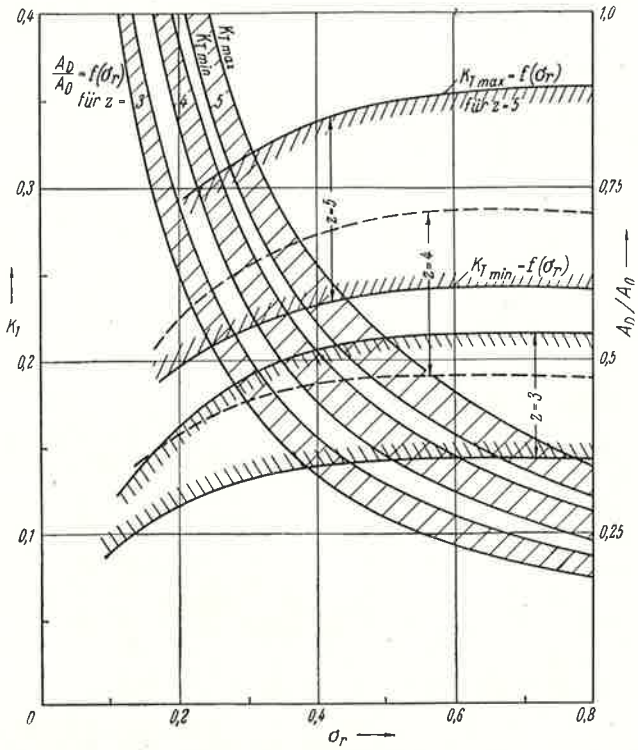


Bild 16. Kavitationsfreie Arbeitsbereiche für Propeller mit Kreissegmentprofilen und einem Dickenverhältnis $t_i/D = 0{,}05$

nutzung der Saugseiten-Druckminima-Kurve vom Schnittpunkt mit der Druckseiten-Druckminima-Kurve bis zum maximal erreichbaren Auftriebsbeiwert C_L den Bereich der möglichen Schubbeiwerte K_T in Abhängigkeit von der örtlichen Kavitationszahl $\sigma_{r_{0,7}}$ für Propeller mit verschiedener Flügelzahl z bestimmen. Eine derartige spezielle Darstellung für das Dickenverhältnis $t_i/D = 0{,}05$ beispielsweise zeigt Bild 16. In diesem Bild sind die Bereiche der Schubbeiwerte K_T dargestellt, in denen ein kavitationsfreier Betrieb möglich ist. Bei Unterschreitung der durch die untere Grenze festgelegten Schubbeiwerte tritt Druckseitenkavitation und bei Überschreitung der durch die obere Grenze gegebenen Werte für K_T tritt Saugseitenkavitation auf. Außerdem sind Kurven für die den Grenzen entsprechenden Flächenverhältnisse A_D/A_0 eingezeichnet.

Aus dieser Darstellung ergeben sich folgende Feststellungen:

1. Die Höhe des in kavitationsfreiem Betriebe erreichbaren Schubbeiwertes K_T steigt mit der Flügelzahl z an.
2. In gewissen Bereichen des Schubbeiwertes kann man die Flügelzahl z zwischen zwei Werten wählen, in anderen Bereichen dagegen ist man zur Gewährleistung der Kavitationsfreiheit auf Saug- und Druckseite an eine Flügelzahl gebunden.
3. Die Werte für die Propeller mit fünf Flügeln liegen so hoch, daß wegen der üblichen Belastungsverhältnisse

$$\left(C_T = \frac{8}{\pi} \cdot \frac{K_T}{J^2} \sim 1 \quad \text{oder} \quad K_T = \frac{1}{8}\,\pi \cdot 0{,}7^2 = 0{,}19\right)$$

bei Annäherung an kleinere Kavitationszahlen kaum mit kavitationsfreiem Betrieb zu rechnen sein wird.

Bei der Erörterung der in Bild 16 dargestellten Verhältnisse muß beachtet werden, daß diese Werte z. T. der für die spezielle Darstellung gemachten Einschränkung ($t_i/D = 0{,}05$) zuzuschreiben sind. Möglicherweise ergeben sich bei Freistellung des Dickenverhältnisses andere Abhängigkeiten. Diese Möglichkeiten sind jedoch zweckmäßigerweise mit Benutzung der Diagramme Bild 14 und 15 zu untersuchen.

2.6. Darstellung zur Kennzeichnung der bei Kavitationsfreiheit erreichbaren Belastungsgrenzen

Die von einigen Autoren angegebenen Kriterien zur Beurteilung der Kavitationsgefahr benutzen Leitzahlen, die in mehr oder weniger modifizierter Form den Schubbeiwert K_T in Abhängigkeit von der örtlichen Kavitationszahl σ_r darstellen.

Die von *Burrill* [3] benutzten Leitzahlen zeigen folgenden Aufbau:

$$\text{Abszisse} \quad \sigma_r = \frac{p - p_v}{\frac{\varrho}{2}\left[v^2 + (0{,}7\,D\,\pi\,n)^2\right]} = \frac{p - p_v}{\frac{\varrho}{2}\,v^2\left[1 + (0{,}7\,\pi)^2 \cdot \left(\frac{D\,n}{v}\right)^2\right]} = \frac{\sigma}{1 + \frac{4{,}84}{J^2}} = \sigma \cdot \frac{J^2}{J^2 + 4{,}84}.$$

$$\text{Ordinate} \quad \tau_c = \frac{T}{\frac{\varrho}{2}\,A_p\left[v^2 + (0{,}7\,D\,\pi\,n)^2\right]} = \frac{T}{\frac{\varrho}{2}\,v^2\,A_p\left[1 + \frac{4{,}84}{J^2}\right]} = \frac{T}{\varrho\,n^2\,D^4} \cdot \frac{1}{\left(\frac{v}{n \cdot D}\right)^2\left[1 + \frac{4{,}84}{J^2}\right] A_p\,\frac{\pi}{4}} = \frac{K_T}{J^2 + 4{,}84} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \frac{A_0}{A_p}.$$

Schoenherr [25] benutzt als Leitzahl zur Kennzeichnung des Kavitationszustandes den Ausdruck

$$K_c = \frac{p_s\ (\text{Exp. A})}{\varrho\,n^2\,D^4} = \frac{p - p_v}{\frac{\varrho}{2}\,v^2} \cdot \frac{v^2}{n^2\,D^2} \cdot \frac{A_E}{D^2\,\frac{\pi}{4}} \cdot \frac{\pi}{8} = \frac{\pi}{8} \cdot \sigma \cdot J^2 \cdot A_E.$$

Diese Leitzahl wird durch je eine Kurve mit gleichbleibendem Zahlenwert P/D als Parameter in Abhängigkeit von der Fortschrittsziffer J und der Flügelzahl z dargestellt.

Der Verfasser stellte die Ergebnisse der Versuche von *Lerbs* als Schubbeiwerte K_T in Abhängigkeit von der Leitzahl σ_n dar, deren Aufbau in Übereinstimmung mit den beiden vorgenannten Leitzahlen das Produkt $\sigma \cdot J^2$ enthält [6]

$$\sigma_n = \sigma \cdot J^2 \cdot \frac{A_D}{A_0} \cdot \frac{0{,}05}{t_i/D}.$$

Abweichend von diesen Darstellungsweisen, deren Leitzahlen sich lediglich durch einige Faktoren voneinander unterscheiden, schlug *Schmidt-Stiebitz* [21] eine Darstellung der Werte

$$\sigma\,\sqrt{A_D/A_0} \ \text{ in Abhängigkeit von } \frac{J}{\sqrt{P/D}} \ \text{ vor.}$$

Die Benutzung dieser empirisch gefundenen Darstellungsart zeigt gegenüber den oben genannten Verfahren keinerlei Vorzüge, läßt darüber hinaus aber jede direkte Beziehung zu den physikalischen Vorgängen vermissen.

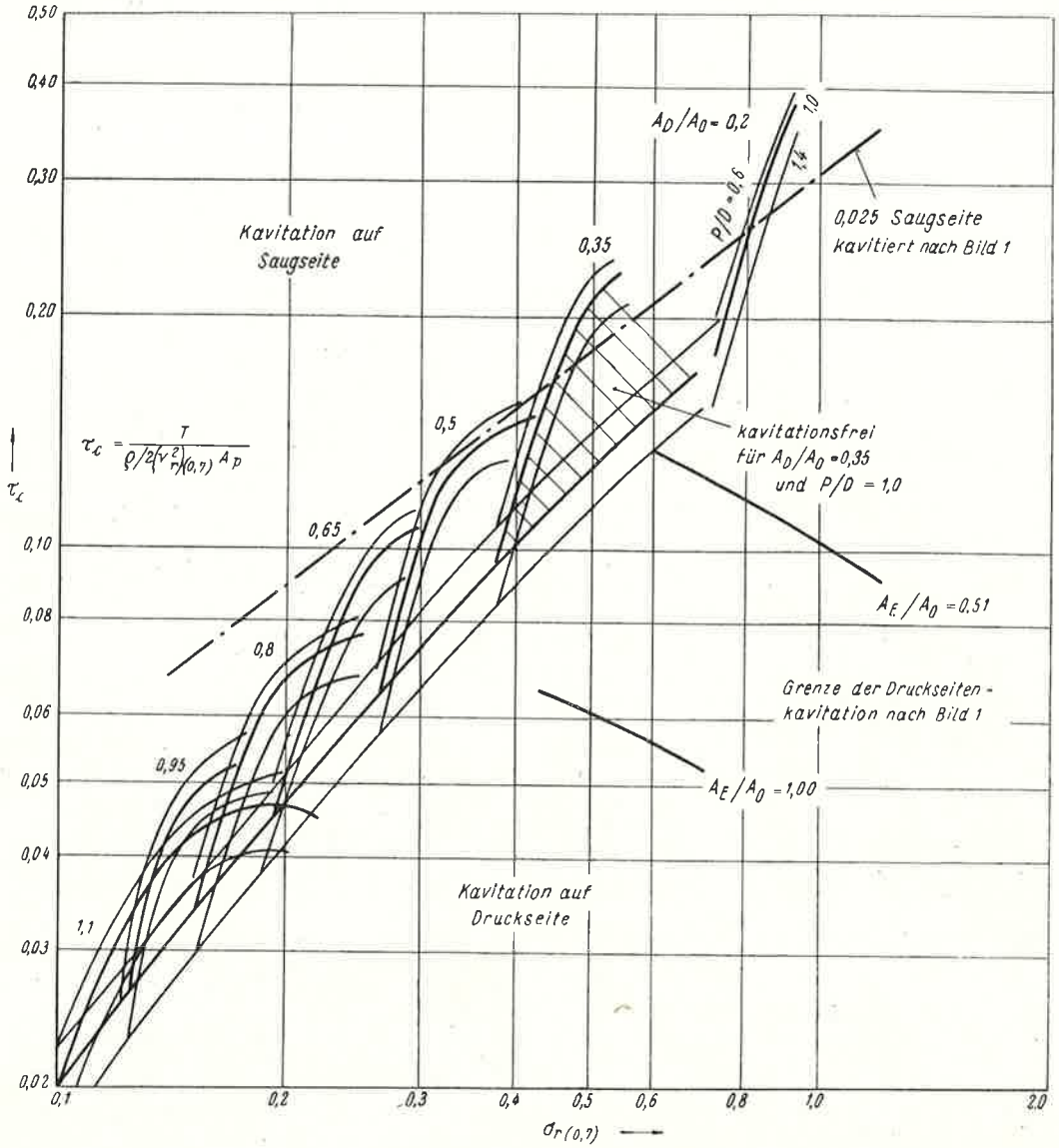


Bild 17
Einsatz der Kavitation für dreiflüglige Propeller mit Kreissegmentprofilen und mit einem Dickenverhältnis $t_i/D = 0{,}05$

Mit Benutzung der bereits vorher angegebenen Zusammenhänge zwischen dem Auftriebsbeiwert $C_{L_{0,7}}$, dem Schubbeiwert K_T und dem Flächenverhältnis A_D/A_0 sowie den durch Bild 14 und 15 gegebenen Zusammenhängen zwischen $\sigma_r = \frac{\Delta p}{q}$, C_L und t/c läßt sich analog dem Burrill-Diagramm Bild 1 ein Diagramm aufzeichnen, in dem die Abhängigkeit für τ_c von σ_r für den Bereich der Druckminima auf der Saugseite der Darstellung in Bild 14 vom Schnittpunkt dieser Kurven mit der zugehörigen Kurve der Druckminima auf der Druckseite bis zum jeweilig höchsten C_L-Wert dargestellt ist.

Berücksichtigt man weiterhin die Abhängigkeit, die sich zwischen Schubbeiwert K_T und der Fortschrittsziffer J aus den üblichen Freifahrversuchen für das Steigungsverhältnis P/D ergibt und benutzt außerdem die Beziehung zwischen projizierter und abgewickelter Flügelfläche $A_p = A_D\left(1{,}067 - 0{,}229\,\frac{P}{D}\right)$, so läßt sich noch ein gewisser Einfluß des Steigungsverhältnisses P/D auf die Lage der so ermittelten Kavitationsgrenzen nachweisen.

Das Ergebnis der vorstehenden Ermittlung ist in der gleichen Darstellungsart wie von *Burrill* für dreiflüglige Propeller mit einem Dickenverhältnis $\frac{t_i}{D} = 0{,}05$ mit Einbeziehung der von ihm angegebenen Grenzkurve für 2,5%-kavitierender Flügelfläche in Bild 17 wiedergegeben. Der Vergleich zeigt, daß die aus dem bekannten Diagramm Bild 14 ermittelten Grenzen für den Einsatz der Saugseitenkavitation einigermaßen mit der von *Burrill* nach direkten Beobachtungen aufgestellten Grenzkurve übereinstimmen. Die Grenze für den Einsatz der Druckseitenkavitation liegt nach Bild 17 offensichtlich näher an der Grenze für Saugseitenkavitation als nach dem dreiflügligen Propeller mit einem Dickenverhältnis $\frac{t_i}{D} = 0{,}045$, so daß der für völlig kavitationsfreien Betrieb zwischen den beiden Grenzkurven verbleibende Bereich der Belastung gegenüber den Angaben von *Burrill* kleiner wird. Hierbei scheinen jedoch die Einflüsse der Profilkopfkontur eine große Rolle zu spielen, so daß es unmöglich erscheint, eine zuverlässige Grenze anzugeben. Der Vergleich von Beobachtungswerten aus einem anderen Bericht von *Burrill* [3] mit dem von ihm in [4] angegebenen Diagramm läßt verhältnismäßig große Abweichungen erkennen. Auf eine zahlenmäßige oder zeichnerische Wiedergabe dieser Vergleiche wird im Rahmen dieses Berichtes verzichtet.

Damit scheint die Festlegung der Grenze für den Kavitationseintritt im wesentlichen auf die Nachprüfung der Frage zurückgeführt, ob der statische Druck an irgendeinem Punkt der Flügeloberfläche eines als Prototyp aus Kreissegmentschnitten aufgebauten Propellers unter den Dampfdruck p_v sinkt.

Nach den vorstehenden Betrachtungen und den mit Hilfe veröffentlichter Beobachtungsergebnisse durchgeführten Vergleichen muß der Benutzung der Diagramme in Bild 14 und 15 als allgemein gültiger Unterlagen zur Prüfung dieser Frage der Vorzug vor den bis z. Z. veröffentlichten Diagrammen aus jeweils einer begrenzten Zahl von Vergleichspropellern gegeben werden.

Es soll allerdings nicht der Eindruck erweckt werden, daß dies Verfahren eine unbedingte Sicherheit der Prüfung gegen den Kavitationseintritt bietet. Der Vergleich dieser Prüfungen mit einschlägigen Beobachtungen aus Modell- und Großversuchen muß und wird im Laufe der zunehmenden Erfahrung die Relationen zwischen den hier ermittelten und den im Großversuch tatsächlich auftretenden Belastungsgrenzen schaffen. Vor allem wird man auch bemüht bleiben, die in Bild 17 zutage tretenden Tendenzen der Grenzwerte in Abhängigkeit vom Flächenverhältnis und der Steigung zu prüfen. In jedem Fall wird man hierbei auch auf die Erscheinung des Kavitationsverzuges bei sehr kurzzeitig auftretenden starken Drucksenkungen sowie auf die Einflüsse des Luftgehaltes des Wassers Rücksicht nehmen müssen.

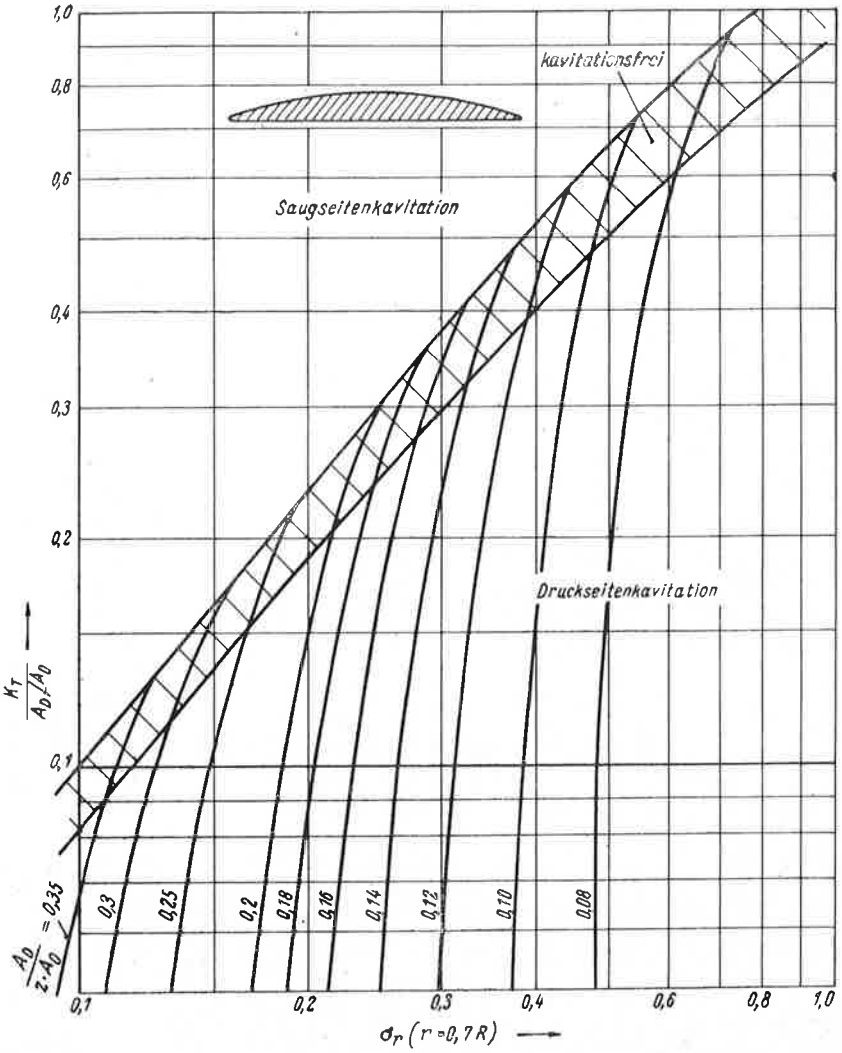
Auffallend ist beispielsweise der stärkere Abfall der Belastungsgrenze bei kleinen Kavitationszahlen σ_r in Bild 17 gegenüber den Angaben von *Burrill* sowie die Verlagerung der Mindestkavitationszahl σ_r für kavitationsfreien Betrieb zu absolut höheren Werten. Beide Abweichungen lassen sich qualitativ zwanglos aus der Entlüftung des Wassers im Versuchskanal bei kleinen Kavitationszahlen erklären.

Der Einfluß der verschiedenartigen Profilschnitte auf die optimal erreichbaren Belastungsgrenzen läßt sich qualitativ aus den in Bild 18 und 19 dargestellten Höchstwerten

$$\frac{K_T}{A_D/A_0}$$

in Abhängigkeit von σ_r abschätzen (Darstellung entspricht etwa dem Diagramm Bild 1).

Man erkennt aus dem Vergleich der beiden Diagramme Bild 18



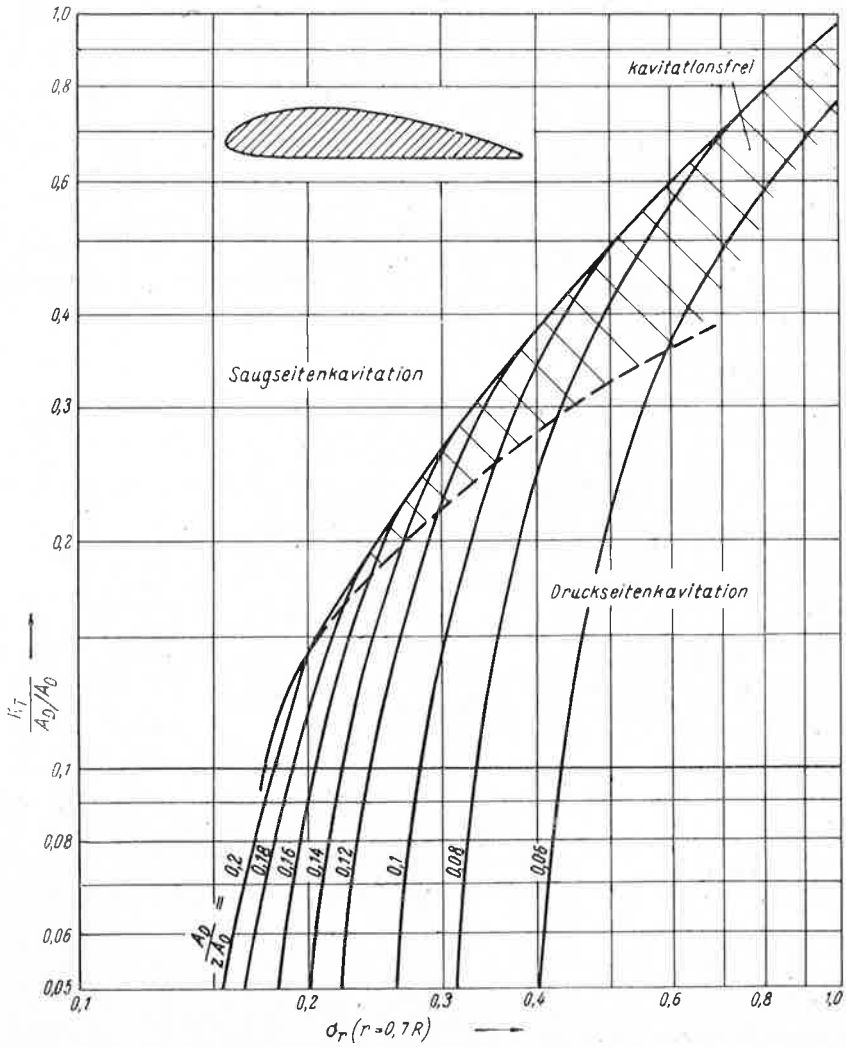


Bild 18 (oben)
Optimale Belastungsgrenzen für Propeller mit Kreissegmentschnitten und einem Dickenverhältnis $t_i = 0{,}05\ D$

Bild 19 (unten)
Optimale Belastungsgrenzen für Propeller mit Tragflügelschnitten und einem Dickenverhältnis $t_i = 0{,}05\ D$

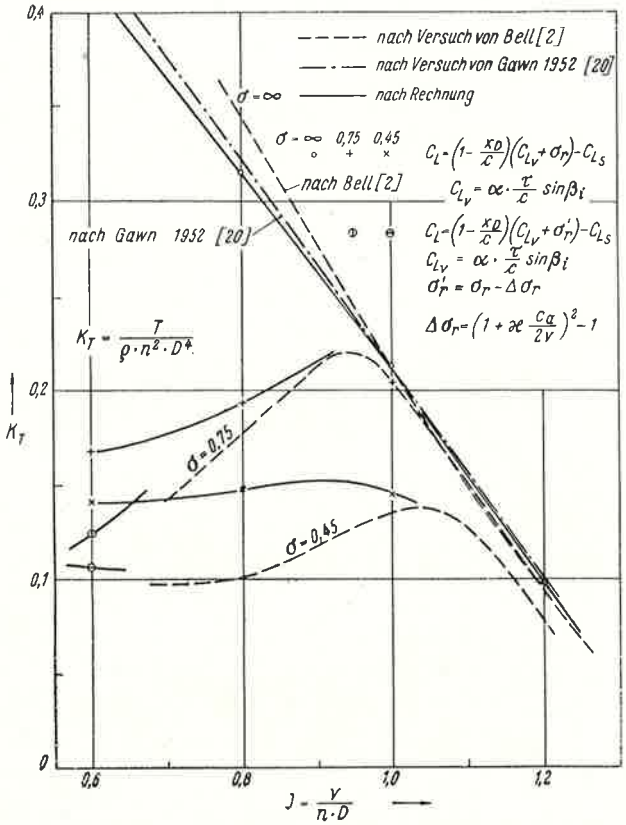


Bild 20. Schubbeiwert K_T eines dreiflügligen Propellers bei verschiedenen Kavitationszuständen σ in Abhängigkeit von der Fortschrittsziffer J.

$\left(\frac{P}{D} = 1{,}33;\ \frac{A_D}{A_0} = 0{,}877\right)$

und 19, daß die Belastungsgrenze für eine bestimmte Kavitationszahl σ_r für die Kreissegmentgruppe bedeutend höher liegt als für die Tragflügelgruppe. Außerdem ist auch der Spielraum für den K_T-Wert und damit auch für den Propellerschub selbst zwischen dem Einsatz der Kavitation auf Saug- und Druckseite bei der Kreissegmentgruppe größer.

Die bisher im Modellmaßstab durchgeführten Untersuchungen zur Feststellung des Einflusses der Profilschnitte lieferten keine merklichen Unterschiede der Beobachtungswerte [3]. Allerdings waren die Unterschiede in den Profilen der untersuchten Propellerflügel nur gering.

Auch die willkürliche Wahl des für die Prüfung benutzten Blattschnittes auf dem Radius $r = 0{,}7\ R$ kann gegebenenfalls zu einer Beeinflussung der Vergleichszahlen führen, so daß erst die zunehmende Erfahrung mit den für $r = 0{,}7\ R$ erhaltenen Vergleichswerten die Bestätigung für die unbeschränkte Anwendung dieser Ergebnisse liefern muß. Bis dahin kann es in Sonderfällen erforderlich werden, die Kavitationsprüfung über den ganzen Bereich der Flügelspitzen auszudehnen.

2.7. Betriebszustand der Propeller bei Teilkavitation

Wird die Kavitationszahl σ nach Einsatz der Kavitation an irgendeiner Stelle der Propellerflügel weiter gesenkt, oder wird bei gleicher Kavitationszahl σ die Fortschrittszahl

$$J = \frac{v}{n \cdot D}$$

erniedrigt, dann dehnt sich der Kavitationsbereich auf der Saugseite der Flügel weiter aus, um bei etwa 15 bis 20% Ausdehnung über die Flügelfläche zu einer Änderung der Schub- und Drehmomentbeiwerte gegenüber dem kavitationsfreien Betrieb zu führen.

Im allgemeinen ändert sich hierbei der Wirkungsgrad der Schraube etwas. Eine rechnerische Ermittlung der Beiwerte für Schub- und Drehmoment in diesem Arbeitsbereich stößt auf erhebliche Schwierigkeiten, da die Druckverteilung um die Flügelblattabschnitte und damit die für die Berechnung benötigten Profileigenschaften in mannigfaltiger Weise von den Eigenschaften bei kavitationsfreiem Betrieb abweichen.

Erst von dem Betriebszustand ab, in dem die Blattschnitte auf der ganzen Saugseite voll ausgebildete Kavitation aufweisen, ergibt sich wieder die Möglichkeit, die Beiwerte mit einem gewissen Grad von Zuverlässigkeit zu ermitteln. Es liegt in der Natur der Sache, daß diese Zuverlässigkeit wesentlich geringer ausfallen muß als bei kavitationsfreiem Betrieb. Es ist daher angebracht, die Rechnungen in diesem Bereich der vollen Saugseitenkavitation (supercavitation) nur als Schätzung zu bezeichnen.

2.8. Betriebszustand bei voller Saugseitenkavitation

Die Beurteilung der Frage, wieweit der Betriebszustand der Propellerflügel volle Saugseitenkavitation aufweist, läßt sich mit Benutzung der Beobachtungswerte von *Walchner* abschätzen. Es erscheint allerdings zumindest fraglich, ob die Zuverlässigkeit dieser Abschätzung ausreichend ist, um darauf eine Berechnung eines vollkavitierenden Propellers aufzubauen. Die Bestätigung für die Zulässigkeit dieses Verfahrens kann stets nur der Vergleich der Rechenwerte mit den Meßwerten liefern.

Als Beispiel für die Möglichkeit einer Abschätzung der Eigenschaften eines Propellers mit voller Saugseitenkavitation hatte der Verfasser vor einigen Jahren mit Benutzung der nach den Versuchsergebnissen von *Walchner* zusammengestellten Profileigenschaften für Kreissegmente die von *Bell* [2] veröffentlichten Meß-

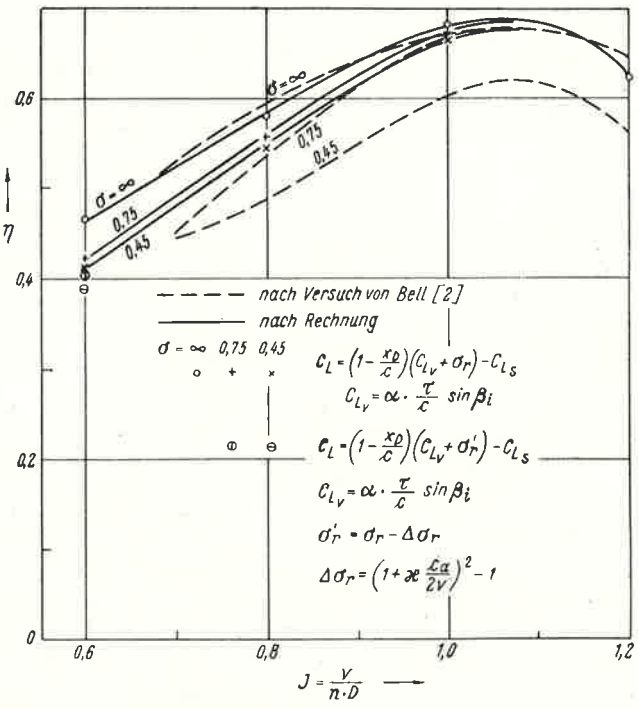


Bild 21. Wirkungsgrad η eines dreiflügligen Propellers bei verschiedenen Kavitationszuständen σ in Abhängigkeit von der Fortschrittsziffer J.

$\left(\frac{P}{D} = 1{,}33;\ \frac{A_D}{A_0} = 0{,}877\right)$

werte eines dreiflügligen Propellers mit einem Steigungsverhältnis $\frac{P}{D} = 1{,}33$ und mit einem Flächenverhältnis $\frac{A_D}{A_0} = 0{,}877$ bei kavitationsfreiem Betrieb ($\sigma = \infty$) und bei zwei weiteren Kavitationszuständen $\sigma = 0{,}75$ und $\sigma = 0{,}45$ untersucht.

Den Ausgangspunkt dieser Untersuchung bildete die Nachrechnung des genannten Modellpropellers in kavitationsfreiem Betrieb bei vier Fortschrittsziffern $J = 1{,}2;\ 1{,}0;\ 0{,}8$ und $0{,}6$. Das Ergebnis dieser Nachrechnung mit den von *Bell* angegebenen Werten (s. Seite 22 Tafel 1) kann trotz der etwas stärkeren Abweichung für $J = 0{,}8$ noch gut genannt werden. Da die Werte nach *Bell* aus Beobachtungsergebnissen stammen, die in einem Kavitationskanal mit umlaufendem Wasser unter Atmosphärendruck gewonnen wurden, außerdem für die Fortschrittsziffer $J = 0{,}6$ keine Werte angegeben waren, sind die Rechenwerte für diese Betriebszustände in Tafel 1 außerdem mit Zahlenwerten verglichen, die aus den Freifahrkurven der systematischen Propellerversuche von *Gawn* interpoliert wurden. Der Vergleich mit diesen Zahlenwerten einschließlich der Werte für $J = 0{,}6$ zeigt keine bessere Übereinstimmung als der mit den Werten nach *Bell*. Der Grund hierfür ist wohl im wesentlichen auf die Unsicherheit in der Bestimmung der Propellerfortschrittsgeschwindigkeit v_e im Kavitationskanal zurückzuführen.

Dieser Hinweis auf die mangelnde Übereinstimmung schon der Meßwerte nichtkavitierender Propeller sollte die Anforderungen, die man hiernach an die Übereinstimmung der weitaus schwieriger zu bestimmenden Werte im Kavitationsbereich stellen kann, auf ein vernünftiges Maß beschränken.

Die zeichnerische Darstellung der Versuchsergebnisse für die nichtkavitierenden Propeller nach den beiden Autoren *Bell* und *Gawn* in Bild 20 unterstreicht diese Feststellung.

Das Ergebnis der Nachrechnungen für den kavitierenden Propeller ist in Bild 20 und 21 für die drei Fortschrittsziffern $J = 1{,}0;\ 0{,}8$ und $0{,}6$ eingetragen. Die Nachrechnung wurde in der gleichen Weise durchgeführt wie bei dem kavitationsfrei arbeitenden Propeller. Für die Ermittlung der Auftriebs- und Widerstandsbeiwerte wurden die im SVA-Bericht Nr. 103 in Bild 3 wiedergegebenen Bestimmungsformeln benutzt, soweit nicht die Betrachtungsweise der kavitierenden Gitterströmung nach Gl. (3) einen kleineren Auftriebsbeiwert C_L vorschreibt. Obwohl die Tendenz des Kurvenverlaufes für den Schubbeiwert K_T nach Einsatz der vollen Saugseitenkavitation einigermaßen mit dem gestrichelt eingezeichneten Verlauf der Versuchsbeobachtungen nach *Bell* übereinstimmt, liegen die errechneten Werte noch beträchtlich über den experimentellen Werten.

Wie bereits vorher erwähnt, muß bei der Umströmung voll auf der Saugseite kavitierender Propellerflügel mit zwei weiteren Einflüssen gerechnet werden, die sich aus der Dicke der Kavitationsblasen und der Einwirkung des konstanten Blasendruckes ergeben.

Während über die Dicke der Kavitationsblase auf der Saugseite kaum näherungsweise Annahmen getroffen werden können, läßt sich der Einfluß des gleichbleibenden Druckes in der Kavitationsblase auf den durch die Druckdifferenz zwischen Saug- und Druckseite erzeugten Anteil des Auftriebsbeiwertes C_{LP} etwa durch folgende Hypothese erfassen.

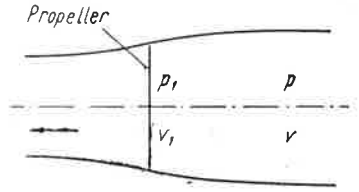
Unmittelbar nach Beginn der vollen Saugseitenkavitation, d. h. bei einem Strömungszustand, in dem die Kondensation der Kavitationsblase gerade über oder hinter der Flügelhinterkante einsetzt, bleibt der statische Druck in der an der Flügeldruckseite anliegenden Flüssigkeitslamelle unverändert gleich dem statischen Druck der anströmenden Flüssigkeit. Für die Ermittlung des Druckanteiles C_{PD} ist daher die örtliche Kavitationszahl

$$\sigma_r = \frac{p - p_v}{\varrho/2\ w^2}$$

einzusetzen.

Mit zunehmender Verlagerung der Kondensationszone stromabwärts gleicht sich der statische Druck in der Flüssigkeitslamelle mehr und mehr dem Druck an, der sich aus der Bernoullischen Gleichung für die zuströmende Flüssigkeit mit Berücksichtigung der Zusatzgeschwindigkeit ergibt.

Bild 21a



Bezeichnen in Bild 21 a p und v den statischen Druck, bzw. die Axialgeschwindigkeit weit vor dem Propeller und p_1 bzw. v_1 unmittelbar vor oder innerhalb des drucksprungfreien Gitters, dann wird

$$\Delta p = p - p_1 = \frac{\varrho}{2}\, v^2 \left[\left(\frac{v_1}{v}\right)^2 - 1\right] \tag{15}$$

und mit

$$\frac{v_1}{v} = \frac{v + \frac{\varkappa}{2}\, c_a}{v} = 1 + \frac{\varkappa\, c_a}{2\, v} \tag{16}$$

$$\Delta \sigma = \frac{\Delta p}{\varrho/2\ (v^2)} = \left(1 + \varkappa\, \frac{c_a}{2\, v}\right)^2 - 1\,, \tag{17}$$

worin $\varkappa c_a$ die mittlere Zusatzgeschwindigkeit in der zylindrischen Stromröhre der zum Radius r gehörenden Flüssigkeitsschicht bedeutet.

Mit der Benutzung dieser Annahme wird der Druckanteil des Auftriebsbeiwertes

$$C_{LP} = \sigma_r - \Delta\, \sigma_r\,, \tag{18}$$

wobei

$$\Delta\, \sigma_r = \frac{\Delta p}{(\varrho/2)\ w^2}\,.$$

Die Druckabsenkung kann den statischen Druck in der Flüssigkeitslamelle höchstenfalls bis zum Dampfdruck in der Kavitationsblase erniedrigen, bei Erreichen desselben wird dann der Druckanteil C_{LP} gleich Null.

Die vorstehende Druckberichtigung Δp ist also nicht einzuführen, wenn die Kondensationszone in unmittelbarer Nähe der Flügelhinterkante liegt, sie ist dagegen zu benutzen, wenn sich die Kavitationsblasen weit in den austretenden Propellerstrahl erstrecken. Diese Festlegung unterstreicht die Wahl der Bezeichnung „Abschätzung" für das dargelegte Rechenverfahren.

Die vorstehende Betrachtungsweise wird gestützt durch die im folgenden Absatz behandelten Einflüsse der Lage der Kondensationszone auf die Höhe des Profilwiderstandes und damit auf die Höhe der Gleitzahl.

In Bild 20 sind die Rechenergebnisse mit Berücksichtigung der Gl. (18) für den Betriebszustand des voll auf der Saugseite kavitierenden Propellers bei der Fortschrittsziffer $J = 0{,}6$ für die beiden Kavitationszahlen $\sigma = 0{,}45$ und $\sigma = 0{,}75$ eingetragen.

In diesem Zusammenhang sei auf das in Anhang 3 zusammengestellte Näherungsverfahren zur Extrapolation der Versuchsergebnisse vollkavitierender Propeller auf den Bereich niedriger Fortschrittsziffern verwiesen.

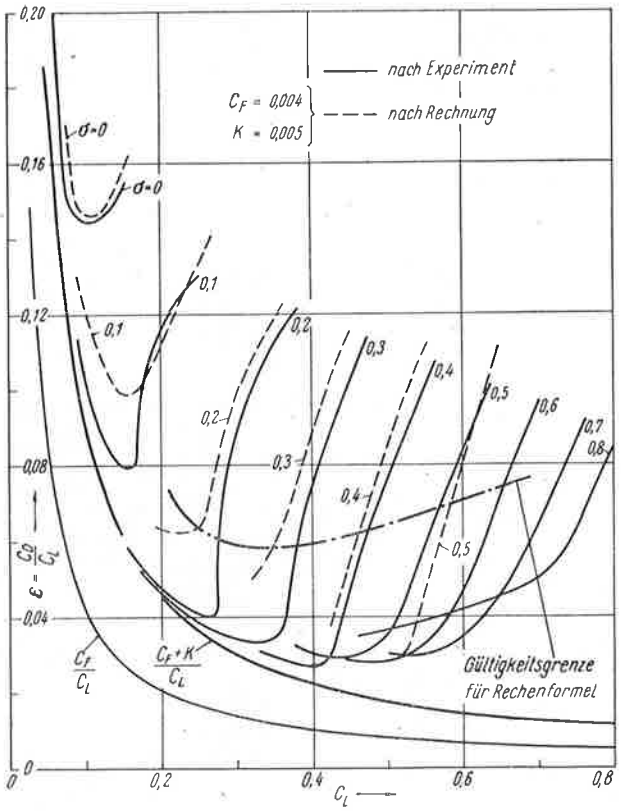


Bild 22. Gleitzahlen ε für ein Kreissegmentprofil nach *Walchner* [16] mit dem Dickenverhältnis $\frac{t}{c} = 0{,}0385$

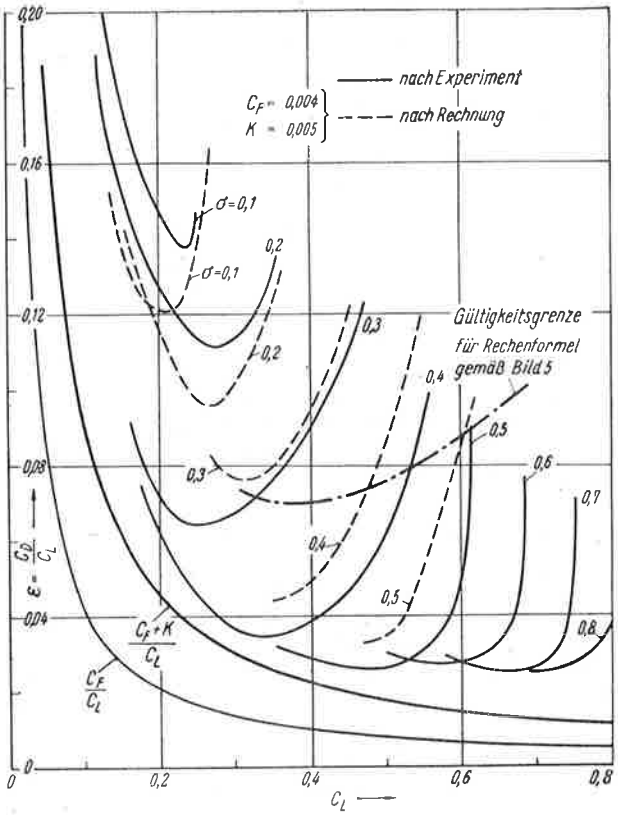


Bild 23. Gleitzahlen ε für ein Kreissegmentprofil nach *Walchner* [16] mit dem Dickenverhältnis $\frac{t}{c} = 0{,}0735$

Der Vergleich der gerechneten und beobachteten Wirkungsgrade zeigt für die Kavitationszahl $\sigma = 0{,}45$ noch größere Abweichungen, deren Ursache offensichtlich in gleichzeitig auftretender Druckseitenkavitation zu suchen ist. Diese Erscheinung deutet darauf hin, daß die Beurteilung der Kavitationsvorgänge nach dem im Anhang 2 wiedergegebenen Nachrechnungsverfahren die tatsächlichen Vorgänge nicht richtig erfaßt. Anscheinend würde die Ermittlung des Anstellwinkels am Profilkopf gemäß dem in Anhang 3 enthaltenen Näherungsverfahren bessere Übereinstimmung erwarten lassen. Von einer rechnerischen Prüfung dieser Annahme wurde jedoch abgesehen, da die Ablösungsvorgänge auf der Druckseite durch geringfügige Änderungen des Profilkopfes stark beeinflußt werden und daher ein derartiges rechnerisches Verfahren nur geringen praktischen Nutzen verspricht.

2.9. Betrachtungen über die Gleitzahlen verschiedener Profilarten

Für den Entwurf von vollkavitierenden[4]) Propellern sind außer den Kreisabschnittprofilen mit gerader Druckseite, Kreissichelprofile sowie Keilprofile mit hohler Druckseite [11] vorgeschlagen worden, die sich rein äußerlich zwar stark unterscheiden, strömungstechnisch jedoch untereinander sehr verwandt sind.

Da selbst in Fachkreisen über die Güte dieser Profile und letzten Endes über die mit diesen Profilen zu erreichenden Propellerwirkungsgrade z. T. unreale Vorstellungen bestehen [22], werden nachfolgend die Ergebnisse der bekannt gewordenen Beobachtungen gegenübergestellt.

2.9.1. Profile mit gerader Druckseite

Die aus den Versuchsbeobachtungen von *Walchner* [16] errechneten Gleitzahlen für Kreissegmentprofile

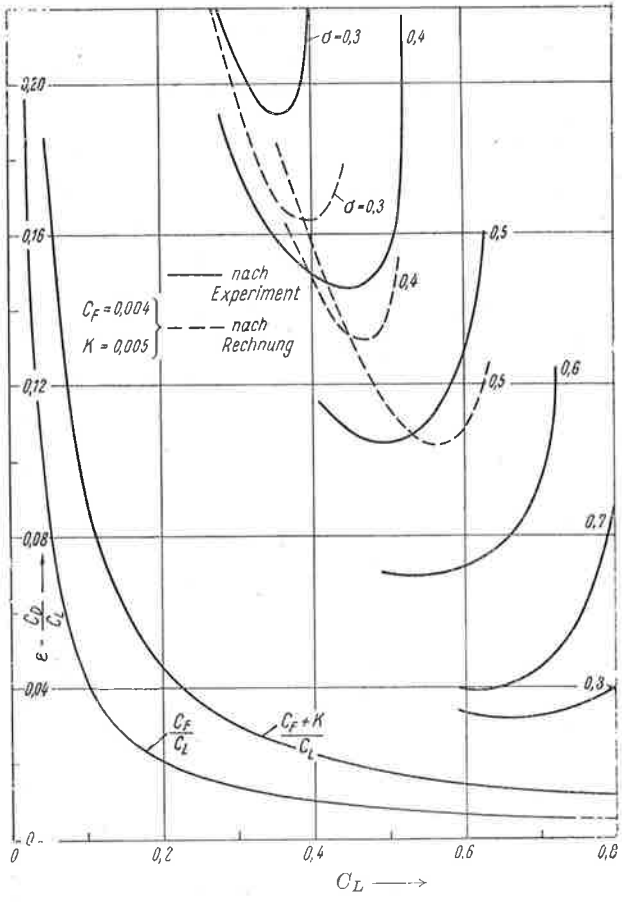


Bild 24. Gleitzahlen ε für ein Kreissegmentprofil nach *Walchner* [16] mit dem Dickenverhältnis $\frac{t}{c} = 0{,}1475$

[4]) Der Begriff „vollkavitierend" ist hier gleichbedeutend mit „voll auf der Saugseite kavitierend" entsprechend dem in englischer Sprache mit „supercavitation" bezeichneten Strömungszustand.

sind in Bild 22, 23 und 24 in Abhängigkeit von dem Auftriebsbeiwert C_L für konstante Kavitationszahlen als Parameter dargestellt. Man erkennt aus dieser Darstellung, daß die Gleitzahlen

$$\varepsilon = \frac{C_D}{C_L}$$

mit abnehmender Kavitationszahl σ besonders für die dickeren Kreissegmentschnitte stark ansteigen.

Als Anhaltspunkt für den Anwendungsbereich dieser Gleitzahlen sei darauf verwiesen, daß die örtliche Kavitationszahl für vollkavitierende Propeller etwa zwischen $\sigma_r = 0{,}03$ und $\sigma_r = 0{,}3$ schwankt.

Der starke Anstieg der Gleitzahl bei kleinen Auftriebsbeiwerten, die für unendlich dünne ebene Profile theoretisch mit dem Tangens des Anstellwinkels α übereinstimmt, wird durch die Größe der Oberflächenreibung und den Widerstandsanteil der für praktisch verwendbare Profile erforderlichen Vorkantendicke noch besonders verstärkt. Um diesen Einfluß abschätzen zu können, sind in den Darstellungen für die Profilgleitzahlen in Bild 22 bis 24 Grenzkurven eingetragen

$$\varepsilon = \frac{C_f + K}{C_L},$$

bei deren zahlenmäßiger Festlegung für den Reibungsanteil der benetzten Druckseite $C_f = 0{,}004$ und für den Anteil des Kantenwiderstandes $K = 0{,}005$ eingesetzt wurde. Aus der Übereinstimmung dieser Grenzkurve mit dem Verlauf der an den Profilen beobachteten Werte kann auf die Existenz eines Kanteneinflusses in der angenommenen Höhe geschlossen werden.

Die zum Vergleich in diese zeichnerischen Darstellungen gestrichelt mit aufgenommenen Werte der nach SVA-Bericht Nr. 103 rechnerisch bestimmten Gleitzahlen stimmen vor allem für die beiden dünneren Profile in ausreichendem Maße mit den Meßwerten überein. Die als Gültigkeitsgrenze für die Rechenformel eingetragene Kurve schneidet die Kurven $\sigma = \text{const.}$ in den Punkten, in denen die Kondensationszone der Kavitationsblase über der Profilhinterkante liegt. Bei Steigerung des Auftriebsbeiwertes C_L entfernt sich die Kondensationszone von der Profilhinterkante stromabwärts; bei Verringerung des Auftriebsbeiwertes wandert die Kondensationszone stromaufwärts auf die Saugseite des Profils und schafft die strömungstechnische Voraussetzung zur Erosion des Flügels. Abgesehen von der hierbei auftretenden Gefährdung des Flügelblattes zeigt der Vergleich der Gleitzahlen in diesem Bereich, daß die Meßwerte günstiger liegen als die rechnerischen Werte. Dies mag darin begründet sein, daß der in der Kondensationszone auftretende Druckanstieg am hinteren Ende der Saugseite eine der Strömungsrichtung entgegengesetzt gerichtete Kraftkomponente und damit eine Verringerung des Widerstandes erzeugt.

Sofern die Kavitationsblase unmittelbar an der Profilvorkante ansetzt, wäre zu erwarten, daß die Kurvenschar für die Gleitzahlen mit der gleichbleibenden Kavitationszahl als Parameter für Auftriebsbeiwerte $C_L = \sigma$ wegen der für unendlich dünne, reibungslose Flächen geltenden Beziehungen $\varepsilon' = \tan \alpha$ und

$$\alpha = \frac{C_L - \sigma}{\pi/2},$$

somit für $\alpha = 0$ und $\varepsilon' = 0$ unmittelbar in die Grenzkurve

$$\varepsilon = \frac{C_F + K}{C_L}$$

wie bei ebenen Flächen einmündet.

Bei gekrümmten Saugseiten liegt jedoch die Vorkante Kavitationsblase unterhalb eines von der Krümmung der Profilsaugseite abhängigen Anstellwinkels hinter der Profilkante.

Durch den Widerstandsanteil des vor der Kavitationsblase benetzten Teiles der Saugseite steigen daher die Gleitzahlen aller Profile mit gekrümmten Saugseiten für die Werte $x_s' > 0$ über die Gleitzahlen der entsprechenden ebenen Profile an. Diese Erscheinung prägt sich um so deutlicher aus, je stärker die Krümmung der Saugseite bzw. das Dickenverhältnis des Kreissegmentprofiles wird.

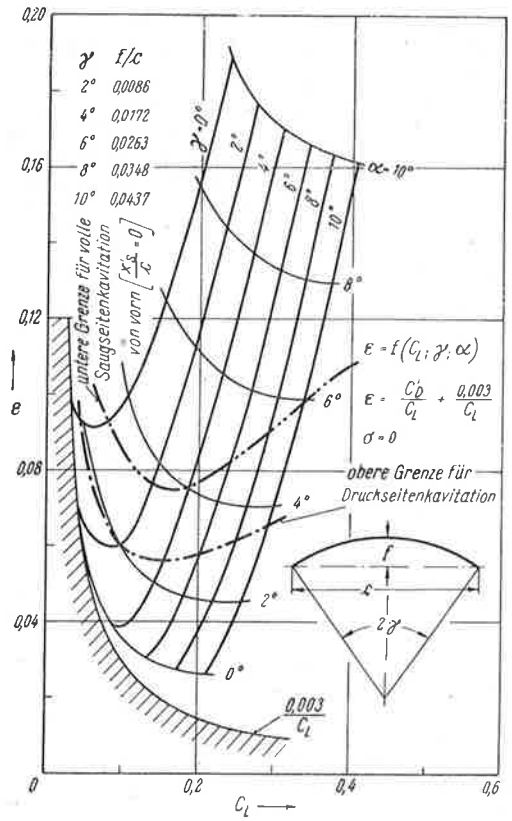


Bild 25. Gleitzahl ε für vollkavitierende Kreisbogenprofile nach *Wu* [23] zuzüglich Reibung ($C_F = 0{,}003$)

2.9.2.0. Profile mit hohler Druckseite

2.9.2.1. Kreisbogenprofile

Für unendlich dünne Kreisbogenprofile mit voller Saugseitenkavitation ist die von *Tulin* [7] und *Wu* [23] für diesen Fall ausgearbeitete Theorie der Strömung mit freien Strahlgrenzen bekannt. Gekennzeichnet sind die Profile durch den Zentriwinkel des Kreisbogens, der mit 2γ bezeichnet ist. Für $\gamma = 0$ geht die Lösung dieser Theorie in die bereits vorher erwähnte Näherungsformel von *Betz* unter. Die Auswertung der in Anhang 4 zusammengestellten Bestimmungsgleichungen für den Auftriebsbeiwert C_L und den Widerstandsbeiwert C_D im Grenzfall $\sigma = 0$ ist in Form der hier interessierenden Gleitzahlen ε in Bild 25 für einen kleinen Bereich der Zentriwinkel γ und der Anstellwinkel α dargestellt. Für die Ermittlung der Oberflächenreibung der voll benetzt angenommenen Druckseite ist ein Reibungsbeiwert $C_F = 0{,}003$ benutzt.

In die rechnerisch ermittelte Kurvenschar sind zwei Grenzkurven eingezeichnet, deren Lage nach den experimentellen Beobachtungen von *Walchner* in Abhängigkeit von der Saugseitenkrümmung und dem Anstellwinkel geschätzt wurde. Die untere der beiden Kurven grenzt den Bereich der Anstellwinkel α ab, bei dessen

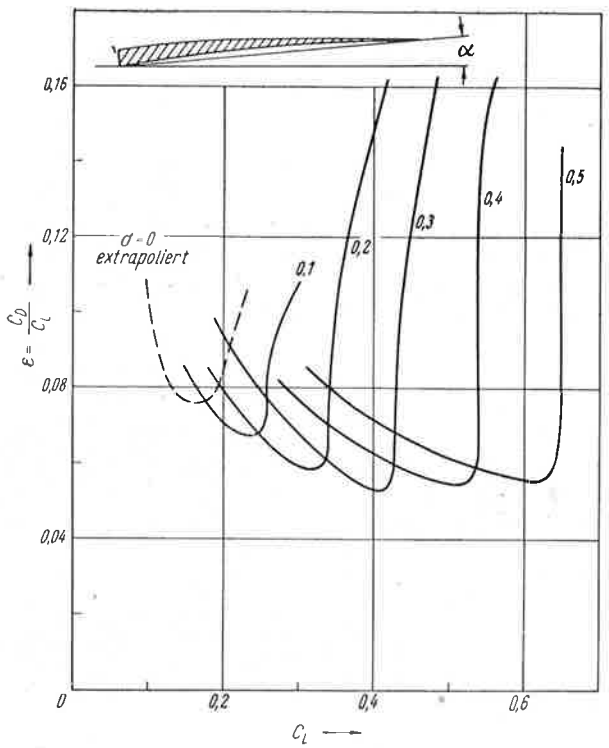


Bild 26. Gleitzahlen eines Kavitationsprofiles nach den Versuchen von *Waid* und *Lindberg* [10]

Unterschreitung auf der Druckseite mit Kavitation zu rechnen ist. Die obere Grenzkurve legt die untere Grenze der Anstellwinkel α fest, bei deren Unterschreitung die Kavitationsblase nicht unmittelbar an Profilvorkante, sondern erst in einem bestimmten Abstand dahinter ansetzt ($x_s' > 0$) und infolge der damit verbundenen Benetzung der vorderen Saugseite mit einer Reibungs- und einer Druckkraft in Anströmrichtung die Gleitzahl ε verschlechtert.

Damit ist der Gültigkeitsbereich der Kurvenschar in Bild 25 auf den Bereich der Anstellwinkel α oberhalb der Grenze für volle Saugseitenkavitation beschränkt. Durch den bei Profilen mit endlicher Kantendicke hervorgerufenen Widerstandsanteil wird zwar die Größe der Gleitzahlen ε vornehmlich im Bereich kleiner Auftriebsbeiwerte C_L etwas angehoben, so daß die Verschiebung der Kurvenschar einen gewissen Einfluß auf die Beurteilung der Gleitzahl ε in Abhängigkeit von der Profilwölbung (definiert durch den Zentriwinkel γ) und vom Anstellwinkel α ausübt. Grundsätzlich kann aber diese Darstellung dazu dienen, die Güteziffern vollkavitierender Profile mit verschieden starker Krümmung der Druckseite gegeneinander abzuschätzen.

Der Einfluß der Druckseitenkrümmung macht sich analog dem Wölbungspfeil von Tragflügeln in nichtkavitierender Strömung in der Weise geltend, daß zur Erzielung günstiger Gleitzahlen mit steigenden Auftriebsbeiwerten C_L zunehmende Druckseitenkrümmungen zweckmäßig erscheinen. Je nach der durch die allgemeinen Entwurfsbedingungen des Propellers festgelegten Belastung wird man entscheiden müssen, ob man für leichte Belastungen noch Profile mit gerader Druckseite und kleinen Auftriebsbeiwerten wählen will oder Propeller mit hohler Druckseite mit entsprechend höheren Auftriebsbeiwerten.

Bei dieser Entscheidung können außer dem Propellerwirkungsgrad gegebenenfalls noch andere Gesichtspunkte eine Rolle spielen, wobei insbesondere auf die Unterschiede der verschiedenartigen Profilschnitte im Manövrier- und Stoppverhalten hingewiesen sei, insbesondere bei den sich hierbei ergebenden verschieden großen Flächenverhältnissen sowie auf die Gefahr der intermittierenden Druckseitenkavitation bei Ungleichförmigkeit der Anströmung.

Während *Lerbs* und *Alef* in einer ähnlichen Betrachtung [22] zwischen Profilen mit gerader und hohler Druckseite bei Einhaltung des Auftriebsbeiwertes $C_L = 0{,}2$ bzw. 0,3 große Unterschiede zugunsten der hohlen Druckseite angeben, würde die freie Wahl der günstigsten Auftriebsbeiwerte C_L bei sonst gleichem Propellerschub und dementsprechend verschiedenem Flächenverhältnis die Vorteile der Profile mit hohler Druckseite demgegenüber stark einschränken.

Der Propellerwirkungsgrad setzt sich bekanntlich aus dem induzierten Wirkungsgrad η_i und dem Gütegrad ξ zusammen, von denen nur der letztere durch die Gleitzahl ε unmittelbar beeinflußt wird. Mit Benutzung der Gleitzahl ε des Flügelblattschnittes auf $r = 0{,}7\,R$ erhält man näherungsweise für den Gütegrad des ganzen Propellers

$$\xi = \frac{1 - 2\,\varepsilon\,\lambda_i}{1 + \frac{2}{3}\,\frac{\varepsilon}{\lambda_i}}\,. \tag{19}$$

Stellt man nun einem Propeller a mit gerader Flügeldruckseite und einem Flächenverhältnis $A_D/A_0 = 0{,}8$ mit einem Auftriebsbeiwert auf $r = 0{,}7\,R$ $C_{L_{(0,7)}} = 0{,}08$ den nach der in Bild 25 eingezeichneten Grenzkurve für volle Saugseitenkavitation bei gleichem Schubbelastungsgrad

$$\left(\text{bei } \lambda = 0{,}2 \text{ wird } \frac{T}{\frac{\varrho}{2}\,v^2\,A_0} = 0{,}7\right)$$

günstigen Propeller b mit hohler Druckseite (γ etwa 4°; $A_D/A_0 = 0{,}4$ und $C_{L_{(0,7)}} = 0{,}16$) gegenüber, so beeinflussen die beiden nach Bild 25 in die obige Gleichung einzusetzenden Gleitzahlen $\varepsilon_a = 0{,}093$ und $\varepsilon_b = 0{,}075$ den Wirkungsgrad für $\lambda = 0{,}2$ in folgender Weise

$$\xi_a = \frac{1 - 2 \cdot 0{,}093 \cdot 0{,}2}{1 + \frac{2}{3} \cdot \frac{0{,}093}{0{,}2}} = 0{,}735$$

$$\xi_b = \frac{1 - 2 \cdot 0{,}2 \cdot 0{,}075}{1 + \frac{2}{3} \cdot \frac{0{,}075}{0{,}2}} = 0{,}776\,.$$

Da der induzierte Wirkungsgrad η_i bei gleichem Schub der Propeller a und b unverändert bleibt, verhalten sich die Wirkungsgrade der beiden Propeller wie die Gütegrade, d. h.

$$\frac{\eta_b}{\eta_a} = \frac{0{,}776}{0{,}735} = 1{,}056\,.$$

In dem vorliegenden Fall, der ganz normalen Entwurfsbedingungen entspricht, erscheint es also möglich, den Wirkungsgrad einer üblichen Schiffsschraube mit großem Flächenverhältnis und gerader Druckseite durch Anwendung einer hohlen Druckseite mit entsprechend kleinerem Flächenverhältnis im günstigsten Fall um 5,6% zu erhöhen.

Würde man bei Anwendung von Schnitten mit hohler Druckseite das große Flächenverhältnis beibehalten, so geriete man wegen des kleinen Auftriebsbeiwertes in den Bereich der unvollkommenen Saugseitenkavitation mit verschlechterten Gleitzahlen (im Diagramm nicht dargestellt) oder sogar in den Bereich mit auftretender Druckseitenkavitation.

Der in Bild 25 durch die Gestalt der Grenzkurve für volle Saugseitenkavitation gezeigte günstigste Arbeits-

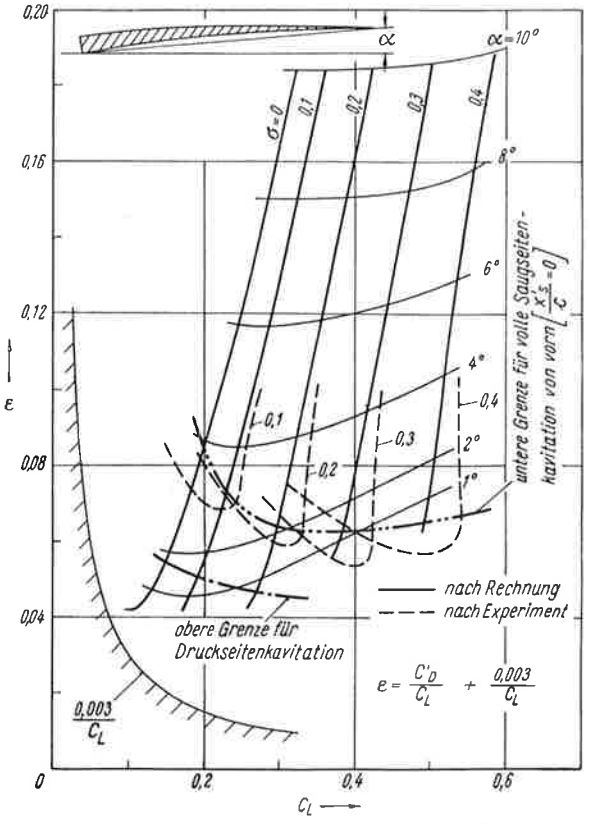


Bild 27. Vergleich der in Bild 26 dargestellten Gleitzahlen für ein Kavitationsprofil mit den rechnerischen Werten nach der Theorie von *Wu* (Anhang 4)

bereich um $C_L = 0{,}16$ entspricht im übrigen den Empfehlungen des DTMB für den Entwurf von Propellern in vollkavitierendem Betriebszustand [11].

Steigt die Propellerbelastung, durch irgendwelche Entwurfsforderungen bedingt, über die hier zum Vergleich herangezogenen üblichen Verhältnisse an, dann kann möglicherweise eine noch stärkere Krümmung der Druckseite vorteilhafter sein.

Im allgemeinen dürfte aber der günstigste Bereich zwischen den Krümmungen $2° < \gamma < 4°$ entsprechend den Wölbungen $0{,}0086 < \frac{f}{c} < 0{,}0172$ liegen.

Der Entwurf einer Schiffsschraube soll im allgemeinen nicht nur für die Aufnahme der vollen Antriebsleistung bei Höchstfahrt, sondern für den ganzen Betriebsbereich, also auch für die Marschfahrt und das Manövrieren, zweckentsprechend sein. Hierbei ist auf die Änderung der in der vorstehenden Betrachtung für $\sigma = 0$ angegebenen Wirkungsgrade durch die bei geringerer Schiffsgeschwindigkeit bzw. Propellerdrehzahl ansteigende Kavitationszahl σ zu achten. Es muß daher die angegebene Überlegenheit der schmalen Propellerflügel mit hohler Druckseite gegenüber den breiten Flügelblättern mit gerader Druckseite im Einzelfall unter Berücksichtigung der allgemeinen Anforderungen an das Fahrzeug sehr sorgfältig abgeschätzt werden.

2.9.2.2. Kavitationsprofil nach *Tulin* und *Wu* (Supercavitating hydrofoil)

Während im vorigen Absatz die Fragen vollkavitierender Profile am Beispiel unendlich dünner Kreisbogenprofile bei der Kavitationszahl $\sigma = 0$ erörtert und eine gewisse Auswahl der günstigsten Druckseitenkrümmung getroffen wurde, seien im folgenden einige Versuchsergebnisse mit einem nach dem Vorschlag von *Wu* angefertigten Kavitationsprofil bei mehreren Kavitationszahlen σ den nach der Theorie ermittelten Werten gegenübergestellt.

In Bild 26 sind die im Versuch von *Waid* und *Lindberg* [10] beobachteten Gleitzahlen eines Kavitationsprofiles nach *Wu* in Abhängigkeit von dem Auftriebsbeiwert C_L für konstante Kavitationszahlen σ dargestellt.

Die für $\sigma = 0$ gestrichelt eingetragene Kurve wurde extrapoliert und darf nur als Anhalt gewertet werden.

In Bild 27 sind die nach der Theorie von *Wu* errechneten Zahlenwerte ε in der gleichen Weise wie in Bild 26 eingezeichnet und dazu gestrichelt die in Bild 26 enthaltenen Kurven. Zusätzlich enthält diese Darstellung die Grenzkurven für volle Saugseitenkavitation und Druckseitenkavitation nach den Beobachtungen von *Walchner* in Abhängigkeit von Profilsaugseitenkrümmung, Kavitationszahl und Anstellwinkel.

Der Verlauf der im Versuch beobachteten Gleitzahlen bestätigt in ausgezeichneter Weise die nach den Versuchen von *Walchner* eingezeichnete Grenze für volle Saugseitenkavitation. Die unterhalb dieser Grenze aufgetragenen rechnerischen Werte haben keine physikalische Bedeutung. Die in das Kurvensystem der rechnerischen Werte eingetragene Grenze der Druckseitenkavitation ist entsprechend der veränderten Gestalt der Kurvenschar für die beobachteten Werte unter Beibehaltung der Anstellwinkel zu verschieben.

Bei einem Vergleich der Gleitzahlen für das Kavitationsprofil von *Wu* (Bild 26) mit den Gleitzahlen der von *Walchner* untersuchten Kreissegmentprofile (Bild 22 bis 24) fällt vor allem der große Unterschied der Zahlenwerte für höhere Auftriebsbeiwerte bei höheren Kavitationszahlen auf. Während bei einem

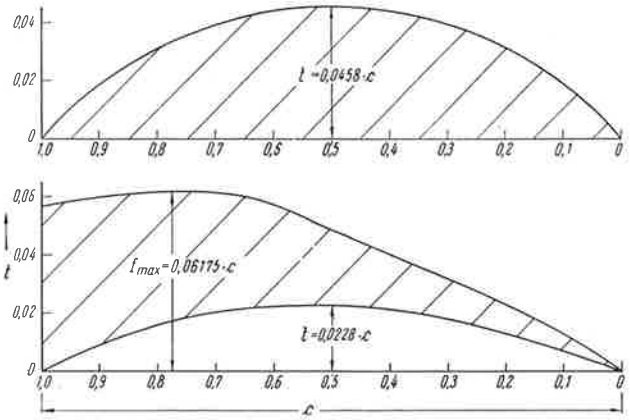


Bild 28. Profile gleicher Festigkeit (bezogen auf eine Achse parallel der Druckseitensehne)
unten: Kavitationsprofil nach *Wu* $t_{max} = 0{,}06175 \cdot c$
oben: Kreissegmentprofil $t_{max} = 0{,}0458 \cdot c$

Vergleich der beiden Profilarten für gleiches Dickenverhältnis $t/c = 0{,}06175$ (vergl. [8]) der etwa aus Bild 23 ersichtliche Vorteil der Kreissegmentprofile wegen der Gefahr der Flügelerosion im Bereich unvollkommener Saugseitenkavitation (s. Grenze für voll ausgebildete Saugseitenkavitation!) wieder illusorisch wird, erhält man bei einem Vergleich beider Profilarten für gleiche Festigkeitsanforderungen[5]) in gewissen Bereichen der Kavitationszahlen und Auftriebsbeiwerte Vorzüge der Kreissegmentprofile gegenüber den Kavitationsprofilen nach *Wu*. Gegebenenfalls könnten diese Besonderheiten der verschiedenartigen Profilgestaltung den Entwurf der Flügelblätter im Bereich der inneren Flügelteile beeinflussen.

[5]) Bei gleichem Widerstandsmoment entspricht dem in Bild 28 dargestellten Kavitationsprofil nach *Wu* ($t/c = 0{,}06175$) ein Kreissegmentprofil mit dem Dickenverhältnis $t/c = 0{,}0458$.

Im Hinblick auf die bei kavitierender Profilumströmung recht zahlreichen Einflüsse erscheint es unzweckmäßig und aussichtslos, allgemeingültige Richtlinien aufstellen zu wollen, die in jedem Fall zu dem optimalen Ergebnis führen (vergl. etwa Empfehlungen des Berichtes [11]).

Der Entwurf eines vollkavitierenden Propellers wird sich analog dem Entwurf eines nichtkavitierenden Propellers nach der Zirkulationstheorie auf der Basis der optimalen Zirkulationsverteilung nach *Betz* gleichbedeutend mit über dem Radius gleichbleibenden induzierten Wirkungsgrad aufbauen. Die Gestaltung des Flügels bzw. die der Blattschnitte auf den einzelnen Radien muß dann so vorgenommen werden, daß außer der Hauptbedingung der Entwurfsaufgabe, Übertragung der vorgesehenen Antriebsleistung bzw. Erzeugung des verlangten Propellerschubes, die beiden weiteren Nebenbedingungen erfüllt werden:

1. Die Kavitationsblase darf auf allen Radien erst hinter der Flügelhinterkante kondensieren;
2. die Festigkeit der Propellerflügel muß in allen Betriebszuständen gewährleistet sein.

Während für die Erfüllung der ersten Nebenbedingung einige Beobachtungen von *Walchner* an Einzelflügeln benutzt werden können, die vom Verfasser in zweckmäßig erscheinender Weise im SVA-Bericht Nr. 103 zusammengestellt wurden, bereitet die Erfüllung der zweiten Nebenbedingung nicht allein wegen der Unkenntnis der beim Betrieb vollkavitierender Propeller etwa beim Umsteuern vorkommenden Gesamtbelastung besondere Schwierigkeiten, sondern auch schon wegen der mangelnden Kenntnis der Lastverteilung über die einzelnen Profilschnitte, bei deren Ausbildung an der eintretenden Kante stets ein Kompromiß zwischen günstigster Formgebung für die Umströmung und ausreichender Festigkeit zur Aufnahme der Lastspitzen geschlossen werden muß.

Um diese Unterschiede zu veranschaulichen, sind in Bild 28 die in der Fußnote[5]) erwähnten Profile gleicher Festigkeit in für die Profildicken überhöhtem Maßstab übereinander dargestellt. Man beachte insbesondere die schärfere Ausbildung der Eintrittskante des Kavitationsprofiles nach *Wu* gegenüber der Ausbildung des Kreissegmentes.

Der Entwurf vollkavitierender Propeller steht erst am Beginn seiner Entwicklung. Für die Möglichkeit seines Einsatzes ist von *Tachmindji* und *Morgan* [11] ein Diagramm angegeben, das bei Annahme einer Kavitationszahl $\sigma_r = 0{,}045$ für $r = 0{,}7\,R$ voll ausgebildete Saugseitenkavitation auf dem ganzen Flügel gewährleisten soll (s. Anhang 1).

Es muß der weiteren theoretischen und experimentellen Bearbeitung der vorliegenden Probleme vorbehalten bleiben, die Gültigkeit des von den genannten Bearbeitern aufgestellten Diagrammes durch weitere Beobachtungen zu bestätigen oder durch eine geänderte Darstellung zu ersetzen. Zwar geben die nach den Beobachtungen von *Walchner* für die Ausdehnung der Kavitationszone aufgestellten Diagramme die Möglichkeit, die Bedingung der vollen Saugseitenkavitation nachzuprüfen bzw. im Entwurf einzuhalten. Ohne experimentellen Nachweis der Gültigkeit dieser Schlußfolgerung für die umlaufenden Propellerflügel durch Versuche im Kavitationskanal kann jedoch keine zuverlässige Angabe gemacht werden.

2.1.0. Ergebnisse der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gibt einen Überblick über den jüngsten Stand der Forschung auf dem Gebiet der Kavitationserscheinungen an Schiffspropellern. Außer einem Nachweis der für den Konstrukteur wichtigsten Quellen auf diesem Gebiet werden zur Beurteilung der Kavitationsgefahr zwei neue Diagramme für Kreissegment- und Tragflügelschnitte (beide mit gerader Druckseite) wiedergegeben, mit deren Hilfe es unter Anwendung eines Nachrechenverfahrens möglich ist, die Sicherheit gegen den Einsatz von Kavitation auf Saug- oder Druckseite für den ganzen Flügel zu berechnen.

Für die Abschätzung der Kavitationsgefahr wird mit Benutzung eines für alle Propeller im Bereich der üblichen Belastungsgrade unveränderlichen Proportionalitätsfaktors zwischen dem Schubbeiwert K_T und dem Auftriebsbeiwert des Flügelblattschnittes auf $r = 0{,}7\,R$ ein einfaches Verfahren angegeben, das die bisher übliche Rechen- und Abschätzmethode nach verschiedenen Diagrammen sehr vereinfacht.

Theoretische Betrachtungen führen zur Korrektur der am Einzelflügel bei voller Saugseitenkavitation beobachteten Eigenschaften, wenn dieser wie beim vollkavitierenden Schiffspropeller im Gitterverband arbeitet. Diese Korrektur ermöglicht es erstmalig, das Verhalten vollkavitierender Schiffsschrauben bei verschiedenen Kavitationszahlen und Belastungszuständen abzuschätzen.

Die vergleichende Betrachtung der Versuchsergebnisse verschiedener Profilarten liefert außer den für den praktischen Entwurf erforderlichen Zahlenwerten grundsätzliche Richtlinien für die Auswahl der zweckmäßigsten Profilart für den speziellen Propellerentwurf.

Im Anhang werden einige Rechenverfahren dargestellt, die als sogenannte „Nachrechnungsverfahren" zur Analyse des Schraubenflügels bei verschiedenen Belastungszuständen oder als Näherungsverfahren zur Extrapolation von Versuchsergebnissen vollkavitierender Propeller auf den Bereich niedriger Fortschrittsziffern angewendet werden.

Die Bestimmungsgleichungen für Auftrieb und Widerstand vollkavitierender Profile nach der Theorie von *Tulin* und *Wu* ermöglichen eine grundlegende Abschätzung des Wölbungseinflusses der Druckseite.

Es ist mir eine angenehme Pflicht, meinen beiden Mitarbeitern, Dipl.-Ing. *Müller* und Dipl.-Ing. *Schroeder*, für die Durchführung zahlreicher Rechenarbeiten meinen Dank auszusprechen.

Verwendete Symbole

(in Übereinstimmung mit dem von der 9. Tankleiterkonferenz in Paris 1960 gefaßten Beschluß)

		Dimension
$A_0 = \frac{\pi}{4} D^2$	Propellerkreisfläche	[m²]
A_D	abgewickelte Fläche der Propellerflügel (developed)	[m²]
A_E	gestreckte Fläche der Propellerflügel (expanded)	[m²]
A_P	auf die Propellerkreisfläche projizierte Fläche der Propellerflügel	[m²]
c	Länge des Profils, des Flügelblattschnittes	[m]
c_a	axiale Zusatzgeschwindigkeit im Propellerstrahl	[ms^{-1}]
c_u	tangentiale Zusatzgeschwindigkeit im Propellerstrahl	[ms^{-1}]
$C_D = \frac{D}{q \cdot A}$	Beiwert des Profilwiderstandes D (drag)	—
$C_F = \frac{R_F}{q \cdot A}$	Beiwert des Reibungswiderstandes R_F (frictional resistance)	—
$C_L = \frac{L}{q \cdot A}$	Beiwert des Profilauftriebes L (lift)	—

C_{LV}	Beiwert des Profilauftriebs L, verursacht durch Richtungsänderung der resultierenden Geschwindigkeit	—
C_{LP}	Beiwert des Profilauftriebes L, verursacht durch eine Druckdifferenz zwischen Druck- und Saugseite des Profils	—
$C_{L_{0,7}}$	Auftriebsbeiwert für den Blattschnitt $r = 0{,}7\ R$	—
$C_T = \frac{T'}{q \cdot A_0}$	Schubbelastungsgrad des Propellers	—
D	Profilwiderstand	[kp]
D	Propellerdurchmesser	[m]
e	Schichtdicke	[m]
f	Pfeilhöhe der gekrümmten Profilskelettlinie	[m]
$J = \frac{v_E}{n \cdot D}$	Fortschrittsziffer eines Propellers	—
$k_{0,7}$	Proportionalitätsfaktor für $r = 0{,}7\ R$	—
$K_T = \frac{T'}{\varrho\, n^2 D^4}$	Schubbeiwert eines Propellers	—
$K_Q = \frac{Q}{\varrho\, n^2 D^5}$	Momentbeiwert eines Propellers	—
L	Profilauftrieb (lift)	[kp]
n	Propellerdrehzahl	[s^{-1}]
P	Steigung der Propellerflügel	[m]
p	statischer Druck	[kpm^{-2}]
p_v	Druck des gesättigten Wasserdampfes	[kpm^{-2}]
Q	Propellerdrehmoment	[kpm]
$q = \varrho/2\ (v^2)$	Staudruck	[kpm^{-2}]
$R; r$	Radius der Flügelspitze, des Blattschnittes	[m]
t	Dicke des Profils bzw. Blattschnittes	[m]
t_i	Dicke des Propellerflügels, gemessen auf der Achse	[m]
T_p	Propellerschub	[kp]
T_D	Düsenschub	[kp]
v, w	Geschwindigkeiten	[ms^{-1}]
$v_E = v_A$	Anströmgeschwindigkeit	[ms^{-1}]
x	Länge	[m]
z	Flügelzahl	—
α	Anstellwinkel	—
β	geometrischer Steigungswinkel, Gitterwinkel	—
β_i	hydrodynamischer Steigungswinkel	—
γ	Zentriwinkel	—
$\varkappa$	Verminderungsfaktor für Zirkulation nach *Goldstein* oder *Prandtl*	—
$\varepsilon = \frac{C_D}{C_L}$	Gleitzahl	—
$\lambda_r = \frac{v}{r\,\omega}$	Fortschrittsgrad	—
$\lambda_{r_i} = \frac{\lambda_r}{\eta_i}$	induzierter Fortschrittsgrad	—
ω	Winkelgeschwindigkeit	[s^{-1}]
ϱ	Dichte	[$kpm^{-4}\ s^2$]
η	Wirkungsgrad	—
η_i	induzierter Wirkungsgrad	—
$\varphi_0; \varphi'$	Profilbogenwinkel	
$\sigma = \frac{p - p_v}{(\varrho/2)\, v_e^2}$	Kavitationszahl, bezogen auf die Anströmgeschwindigkeit v_e	—
$\sigma_r = \frac{p - p_v}{(\varrho/2)\, w_r^2}$	Kavitationszahl, bezogen auf die am Blattschnitt r wirksame Relativgeschwindigkeit w_r	—

Literatur

[1] *Lerbs, H.:* Untersuchung der Kavitation an Schraubenpropellern. 131. Mitteilung der HSVA Hamburg (1936).

[2] *Bell, L. G.:* Some model experiments on the effect of blade area on propeller cavitation. Trans. Inst. Nav. Architects Vol. 90, p. 79.

[3] *Burrill, L. C.:* Propeller Cavitation: Some observations from 16 in propeller tests in the new Kings College Cavitation Tunnel. Trans. North East Coast Inst. Vol. 70, p. 121.

[4] *Gawn, R. W. L.,* und *Burrill, L. C.:* Effect of cavitation on the performance of a series of 16 in model propellers. Trans. Inst. Nav. Architects. Vol. 99, p. 690.

[5] *Newton, R. N.,* und *Rader, H. P.:* Performance data of propellers for high speed craft. Trans. Inst. Nav. Architects 1960.

[6] *Gutsche, F.:* Schiffbaukalender 1939, S. 175.

[7] *Tulin, M. P.:* Supercavitating Flow Past Foils and Struts. Paper No. 16, Symposium on Cavitation in Hydrodynamics. National Physical Laboratory, Teddington, England (1955).

[8] *Plesset, M. S.,* und *Parkin, B. R.:* Hydrofoils in noncavitating and cavitating flow. Paper Nr. 15. Symposium on Cavitation in Hydrodynamics. National Physical Laboratory, Teddington, England (1955).

[9] *Parkin, B. R.:* Experiments on Circular Arc and Flat Plate Hydrofoils in Noncavitating and Full Cavity Flows. California Institute of Technology, Hydrodynamics Laboratory Report No. 47—6 (Februar 1956).

[10] *Waid, R. L.,* und *Lindberg, Z. M.:* Experimental und theoretical investigation of a Supercavitating hydrofoil. California Institute of Technology Hydrodynamics Laboratory Report No. 47—8 (April 1957).

[11] *Tachmindji, A. J.,* und *Morgan, W. B.:* The design and estimated performance of a series of supercavitating propellers. Second Symposium on Naval Hydrodynamics, 29. August 1958, David Taylor Model Basin.

[12] *Gutsche, F.:* Sammlung und Auswertung von Unterlagen über Kavitation und theoretische Propellerberechnung. SVA-Bericht Nr. 103 (Dezember 1956).

[13] *v. Manen:* Enige beschouwingen over cavitatie criteria. Ship en Werf. Heft 1 (1959) S. 10 bis 17.

[14] *Lindgren, H.:* Model tests with a family of three and five bladed propellers. Meddelanden fran Statens Skeppsprovningsanstalt Göteborg (1961) Nr. 47.

[15] *Gutsche, F.:* Düsenpropeller in Theorie und Experiment. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft (1959) Bd. 53, S. 145.

[16] *Walchner, O.:* Profilmessungen bei Kavitation. Hydromechanische Probleme des Schiffsantriebes (Hamburg 1932) Bd. 1, S. 256.

[17] *Gutsche, F.:* Einfluß der Gitterstellung auf die Eigenschaften der im Schiffsschraubenentwurf benutzten Blattschnitte. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft (1938) Bd. 39, S. 125.

[18] *Lerbs, H.:* Ergebnisse der angewandten Theorie des Schiffspropellers. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft (1955) Bd. 49.

[19] *Gawn, R. W. L.:* Effect of Pitch and Blade Width on Propeller Performance. Trans. INA 1953 — s. a. *Gutsche-Suhrbier* Entwurfsdiagramme für dreiflüglige Propeller nach Versuchen von *Gawn* 1952. Schiffbautechnik 7 (1957) H. 5, S. 297.

[20] *Gutsche, F.:* Versuche über die Profileigenschaften der Blattschnitte von Schiffsschrauben. Mitteilung der VWS Berlin (1933) H. 10.

[21] *Schmidt-Stiebitz, H.:* Kavitationsgrenzen. Schiffbautechnik 5 (1955) H. 3, S. 75.

[22] *Lerbs, H.,* und *Alef, W.:* Grenzen des Propellerwirkungsgrades infolge von Kavitation. Schiffstechnik, Bd. 4 (1957) H. 20, S. 69.

[23] *Wu, T. Yao-Tsu:* A free streamline theory for twodimensional fully cavitated hydrofoils. California Inst. of Technology, Hydrodynamics Laboratory, Report No. 21—17, July 1955.

[24] *Schoenherr, K.:* Recent developments in propeller design. Trans. Society Naval Architects and Marine Engineers (1934) S. 90.

[25] *Schoenherr, K.:* Selection of blade area in propeller design. Schiffstechnik Bd. 3 (1955/56) H. 14/15, S. 109.

[26] *Ginzel, J.,* und *Ludwieg, H.:* Zur Theorie der Breitblattschraube. Aerodynamische Versuchsanstalt Göttingen. Bericht 44/A/08 (15. April 1944).

[27] *Schmitz, G.:* Profilgleitzahlen und Wirkungsgrad von Schiffspropellern bei voller Saugseitenkavitation. Wissenschaftliche Zeitschrift der Universität Rostock. 9. Jg. 1959/60, Mathematisch-Naturwissenschaftliche Reihe, H. 1. SfA 3

Anhang 1

Anwendungsbereich vollkavitierender Propeller (zu SVA-Bericht Nr. 335)

Nach Ermittlungen von *Tachmindji* und *Morgan* [11] muß zur Gewährleistung der vollen Saugseitenkavitation auf dem ganzen Propellerflügel die örtliche Kavitationszahl auf dem Flügelblattschnitt $r = 0{,}7\ R$ etwa $\sigma_r = 0{,}045$ betragen. Mit Berücksichtigung dieser Bedingung entsteht das Diagramm Bild 29, dessen Ordinate in Abweichung von der Originaldarstellung nach [11] zwecks einheitlicher Darstellung in Einheiten der Kavitationszahl

$$\sigma = \frac{p - p_v}{(\varrho/2)\ V_a^2}$$

angegeben sind.

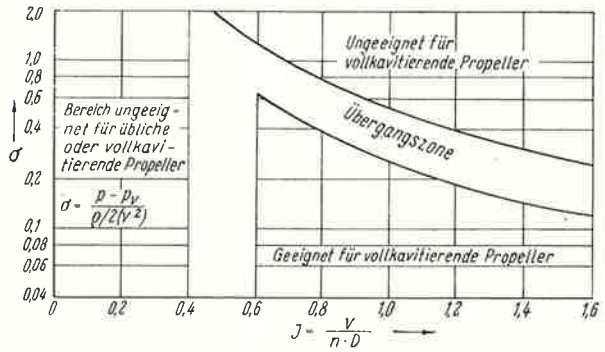


Bild 29. Diagramm für den praktischen Anwendungsbereich vollkavitierender Propeller

Die für die Blattschnitte geltende örtliche Kavitationszahl σ_r ergibt sich in erster Näherung bei der für nicht ummantelte Schiffsschrauben zulässigen Vernachlässigung der induzierten Zusatzgeschwindigkeiten mit

$$w^2 = v^2 + (2\,r\,\pi\,n)^2 = v^2 \left[1 + \left(\frac{r}{R}\,\frac{\pi}{J}\right)^2\right]$$

aus der Beziehung

$$\sigma_r = \frac{p - p_v}{\frac{\varrho}{2}\,w^2} = \frac{p - p_v}{\frac{\varrho}{2}\,v^2} \cdot \frac{v^2}{w^2} = \frac{\sigma}{1 + \left(\frac{r}{R}\,\frac{\pi}{J}\right)^2}\,.$$

Die als Beispiel nachstehend wiedergegebene Zahlentafel enthält die Verhältniszahlen $\frac{\sigma_r}{\sigma}$ für einige Werte J:

$\frac{r}{R} = 0{,}2$ $\frac{\sigma_r}{\sigma} =$	$J =$ 0,6	0,8	1,0
	0,478	0,619	0,717
0,3	0,289	0,419	0,530
0,4	0,186	0,289	0,388
0,5	0,127	0,206	0,289
0,6	0,092	0,153	0,220
0,7	0,069	0,117	0,172
0,8	0,054	0,092	0,137
0,9	0,043	0,074	0,111

Unter Benutzung der Werte dieser Zahlentafel erkennt man, daß die von *Tachmindji* und *Morgan* genannte Bedingung $\sigma_{(r\,=\,0{,}7\,R)} = 0{,}045$ bei einer Fortschrittsziffer $J = 1{,}0$ eine Kavitationszahl

$$\sigma = \frac{\sigma_r}{0{,}172} = 0{,}262$$

bedeutet.

Hierbei würden die örtlichen Kavitationszahlen

für $r = 0{,}2\ R$; $\sigma_r = 0{,}262 \cdot 0{,}717 = 0{,}18$ bzw.

für $r = 0{,}3\ R$; $\sigma_r = 0{,}262 \cdot 0{,}530 = 0{,}139$.

Nach den Beobachtungen von *Walchner* (vergl. SVA-Bericht Nr. 103, Bild 18) kann man vollkavitierende Saugseitenströmung bei wesentlich höheren örtlichen Kavitationszahlen erwarten (σ_r etwa 0,5 bis 0,6). Wenn sich diese Vermutungen im Experiment bestätigen sollten, könnte die von *Tachmindji* und *Morgan* angegebene Grenze für den Anwendungsbereich der vollkavitierenden Schrauben in entsprechender Weise verändert werden. Die genaue Lage dieser Grenze kann allerdings nur auf Grund zuverlässiger Beobachtungen der Strömungserscheinungen im Kavitationsversuch festgelegt werden. Möglicherweise stützen sich die Ermittlungen von *Tachmindji* und *Morgan* auf Untersuchungen von Modellschrauben, deren Flügelschnitte einheitlich das Supercavitating Profil nach *Tulin* und *Wu* von der Nabe bis zur Flügelspitze aufweisen, so daß ein Austausch dieser Profilform gegen das normale Kreissegmentprofil in den inneren Bereich der Flügelblätter möglicherweise eine Erweiterung des Anwendungsbereiches bringen könnte.

Anhang 2

Rechenfolge für Propellernachrechnung (zu SVA-Bericht Nr. 335)

a) **Auswahlrechnung**

(1) $\frac{r}{R}$ — Radienverhältnis

(2) $\frac{c}{D}$ — Profillänge/Durchmesser

(3) $\frac{t}{D}$ — Profildicke/Durchmesser

(4) $\delta = \frac{t}{c}$ — Profildicke/Profillänge

(5) $\frac{\tau}{c} = \frac{2\pi r}{z \cdot c}$ — Gitterteilung/Profillänge

(6) $\tan\beta = \frac{P/D}{\pi \cdot \frac{r}{R}}$ — Tangens des Steigungswinkels nach Konstruktion

(7) β — Steigungswinkel nach Konstruktion

(8) $\lambda_r = \frac{v_e}{r \cdot \omega} = \frac{v_e}{2\pi r n} = \frac{J}{\pi r/R}$ — Fortschrittsgrad für Radius r

$\eta_i = f(\lambda, C_T)$ — Ideeller Wirkungsgrad nach Kramer-Diagramm

(9) $\varkappa = f\left(\frac{r}{R}, \lambda_i\right)$ — Reduktionsfaktor für endliche Flügelzahl (nach *Goldstein* oder *Prandtl*)

(10) $\left(\frac{r}{R}\right)^2$

(11) Γ_a' $(\approx \Gamma_e')$ — Angenommene reduzierte Zirkulation; zunächst abschätzen nach Gl. (21) unter Annahme eines C_L-Wertes $\left(\Gamma' = \frac{\Gamma}{D \cdot R\,\omega}\right)$

(12) $\frac{c_u}{r\,\omega} = \frac{\Gamma_a'}{\varkappa \cdot \pi \cdot \left(\frac{r}{R}\right)^2}$ — Reduzierte Umfangsgeschwindigkeit

(13) $\beta_i = f\left(\frac{c_u}{r \cdot \omega};\ \lambda_r\right)$ — Hydrodynamischer Steigungswinkel (nach Diagramm)

(14) $\frac{w}{r \cdot \omega} = f\left(\frac{c_u}{r \cdot \omega};\ \lambda_r\right)$ — Reduzierte Profilanströmgeschwindigkeit (nach Diagramm)

(15) g [o] — Korrekturfaktor für Profilanstellwinkel im Gitter (nach Diagramm)

(16) $g \cdot \delta = \Delta\alpha$ [o] — Anstellwinkelkorrektur für Gittereinfluß

(17) $\beta_i + g\,\delta$ [o] — Korrigierter hydrodynamischer Steigungswinkel

(18) β — (17) $= \alpha_i$ [o] — Profilanströmwinkel

(19) $C_L = f\left(\alpha_0, \frac{t}{c}\right)$ — Auftriebsbeiwert (nach Diagramm, wobei $\alpha_i = \alpha_0$)

(20) $k_1; k_2$ — Korrektur für Zirkulation bzw. Auftrieb im Gitter (nach Diagramm)

(21) $\Gamma_e' = k \cdot C_L \cdot \frac{c}{D} \cdot \frac{w}{r \cdot \omega} \cdot \frac{r}{R} \cdot \frac{z}{2}$ — Errechnete reduzierte Zirkulation

$= (20)\,(19)\,(2)\,(14)\,(1) \cdot \frac{z}{2}$

Rechnungsgang (11) bis (21) solange wiederholen, bis $\Gamma_e' = \Gamma_a'$

b) **Schlußrechnung**

(22) $= (1)\ \frac{r}{R}$

(23) $= (10)\ \left(\frac{r}{R}\right)^2$

(24) $= (14)^2\ \left(\frac{w}{r\,\omega}\right)^2$

(25) $= (2)\ \frac{c}{D}$

(26) $= (19)\ C_L$

(27) $= (20) \cdot (26)\ C_{Lg} = k \cdot C_L$ — Korrigierter Auftriebsbeiwert im Gitter

(28) $\left(\frac{1}{K} - 1\right)$

(29) $\Delta\zeta_{wn} = \frac{C_{Lg}^2}{2\pi}\left(\frac{1}{K} - 1\right)$ — Widerstandsbeiwert-Korrektur für Gittereinfluß

(30) $\zeta_{wn} = f(\delta, C_L)$ — Normalwiderstandsbeiwert nach Diagramm

(31) $\frac{q'}{q} = f(\delta, C_{Lg})$ — Verhältnis des mittleren Staudrucks der Profilumströmung zum Staudruck der Anströmgeschwindigkeit (Formfaktor; nach Diagramm, wobei $C_{Lg} = \zeta_a$)

(32) $\frac{K}{c}$ — Relative Kornrauhigkeit

(33) $C_F = f(R_e)$ — Reibungswiderstandsbeiwert nach *Prandtl-Schlichting*

(34) $2\,\frac{q'}{q}\,C_F = 2 \cdot (31)\ (33)$

(35) $C_D = \zeta_{wn} + \Delta\zeta_{wn} + 2 \cdot \frac{q'}{q} \cdot C_F$ — Profilwiderstandsbeiwert

$= (30) + (29) + (34)$

(36) $\varepsilon = \frac{C_D}{C_L}$ — Profilgleitzahl

(37) $\lambda_{ri} = \frac{\lambda_r}{\eta_i}$ — Induzierter Fortschrittsgrad für Radius r

(38) $\varepsilon \cdot \lambda_{ri}$

(39) $1 - \varepsilon\,\lambda_{ri}$

(40) ε/λ_{ri}

(41) $\cos\beta_i$

Fortsetzung auf Seite 39

Anhang 3

Näherungsverfahren zur Extrapolation der Versuchsergebnisse vollkavitierender Propeller auf dem Bereich niedriger Fortschrittsziffern (zu SVA-Bericht Nr. 335)

Für die Darstellung der Meßergebnisse von Propulsionsversuchen bei Kavitation wird allgemeinem Übereinkommen gemäß der Einfluß der kritischen Druckgrenze, bei deren Überschreitung Hohlraumbildung am Propeller einsetzt, durch die Kavitationszahl

$$\sigma = \frac{p - p_v}{q}$$

gekennzeichnet, wo q den Staudruck der axialen Propelleranströmgeschwindigkeit bezeichnet. Aus der Technik der Versuchsdurchführung dieser Modellversuche in Kavitationskanälen ergibt sich die Tatsache, daß die Beobachtungswerte vor allem bei kleinen Kavitationszahlen σ nur einen sehr begrenzten Bereich der Fortschrittsziffern

$$J = \frac{v}{n \cdot D}$$

nach niedrigen Zahlenwerten hin bestreichen. Es erscheint daher, im Hinblick auf möglichst umfassende Kenntnis der Propellereigenschaften bei Kavitation und übersichtliche Darstellung der Beobachtungsergebnisse der Wunsch berechtigt, das Betriebsverhalten der Propeller bei gleichbleibender Kavitationszahl über die im Versuch erreichbaren Grenzen hinaus zu kleineren Fortschrittsziffern bzw. höheren Propellerbelastungen abzuschätzen.

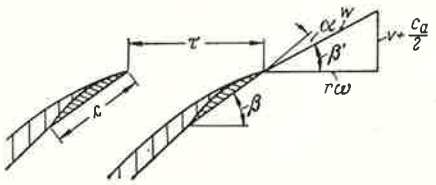


Bild 30 Geschwindigkeitsdreieck für die Anströmung vollkavitierender Gitterprofile (schematisch)

Geht man davon aus, daß es zur Beurteilung der Betriebseigenschaften des ganzen Propellers genügt, wenn man das Verhalten seines spezifischen Blattschnittes auf den Radius $r = 0{,}7\,R$ untersucht[1]), so erscheint es für deren Abschätzung in den versuchsmäßig nicht erfaßten Belastungszuständen ausreichend, wenn es gelingt, die Eigenschaften dieses Blattschnittes in den experimentell nicht untersuchten Zuständen einigermaßen sicher anzugeben. Erleichtert wird diese Abschätzung durch das Verhalten der Flügelblattschnitte bei voll ausgebildeter Saugseitenkavitation (Superkavitation), wobei der Auftriebsbeiwert C_L des Flügelschnittes aus zwei Anteilen, dem statischen Druckanteil C_{LP} und dem Geschwindigkeits(Impuls)-anteil C_{LV} besteht. Beide sind einer einigermaßen sicheren Bestimmung über den untersuchten Bereich hinaus zugänglich.

Stellt man den Strömungsvorgang eines vollkavitierenden Propellers innerhalb der zylindrischen Schicht auf dem Radius $r = 0{,}7\,R$ als in die Zeichenebene übertragene ebene Strömung dar, so erscheinen die Blattelemente der Propellerflügel als Profilelemente einer Gitterreihe mit der Gitterteilung

$$\tau = \frac{2\,\pi\,r}{z},$$

die von der Anströmseite her mit der Geschwindigkeit w unter dem Anströmwinkel β' angeströmt werden.[2])

Im Hinblick auf die bei nicht ummantelter Schraube verkümmerte Druckdifferenz der Strömung, die einer angenähert gleichbleibenden räumlichen Strömungsgeschwindigkeit, zumindest auf der Anströmseite entspricht, wurde für die Geschwindigkeit w die unendlich weit vor der Schraube von ihr noch unbeeinflußte Relativgeschwindigkeit

$$w = \sqrt{(r\omega)^2 + v^2} = r\omega\sqrt{1 + \left(\frac{v}{r\omega}\right)^2} \qquad (1)$$

eingesetzt.

Bei voller Saugseitenkavitation setzt an jeder Profilnase der Gitterprofile eine Kavitationsblase an, deren Hohlraum sich bis über die Hinterkante des Profils erstreckt. In diesem Hohlraum herrscht überall der gleiche Dampfdruck des Wassers p_v. Zwischen den Blasen und den vollbenetzten Druckseiten der Nachbarprofile strömt eine Wassermenge

$$dQ = z \cdot \tau \cdot \frac{v + c_a/2}{r\omega}\, w \cdot dr$$

durch die Ringfläche $2\pi r \cdot dr$ der Propellerkreisfläche, so daß die Anwendung des Impulssatzes auf diese ringförmige Schichtströmung den Schubanteil dT_v liefert, dessen Existenz auf die Geschwindigkeitsänderung bzw. auf die Richtungsänderung der Strömung der Wasserlamellen zurückzuführen ist

$$dT_v = \varrho \cdot dQ \cdot c_a\,. \qquad (2)$$

Die Zusatzgeschwindigkeit c_a läßt sich aus der Annahme bestimmen, daß die stromabwärts aus der Schraubenfläche austretenden z Wasserstrahlen die Schraubenebene unter dem Steigungswinkel β der benetzten Profildruckseiten verlassen

$$c_a = r\omega \cdot \tan\beta - v\,. \qquad (3)$$

Mit der vorstehenden Annahme, die sich in Wirklichkeit nur in mehr oder minder vollkommener Weise bestätigt, erhält man die Möglichkeit, den Geschwindigkeitsanteil C_{LV} des Gesamtauftriebsbeiwertes abzuschätzen.

Der dem Geschwindigkeitsanteil entsprechende Auftrieb des auf der Saugseite vollkavitierenden Gitterelementes in der ebenen Gitterströmung mit der Schichtdicke dr wird

$$d_{LV} = C_{LV} \cdot \frac{\varrho}{2}\, w^2 \cdot c \cdot dr\,. \qquad (4)$$

Nach dem Impulssatz ist der gleiche Auftriebsanteil gegeben durch die Gleichung (vergl. Bild 30)

$$d_{LV} = \varrho \cdot \tau \cdot \sin\beta' \cdot w \cdot w \cdot \alpha\,. \qquad (5)$$

Setzt man die beiden Gln. (4) und (5) einander gleich und berücksichtigt, daß

$$\alpha = \beta - \beta', \quad \text{so erhält man}$$

$$C_{LV} = 2\,\overline{\varkappa}\,\frac{\tau}{c}\,(\beta - \beta')\sin\beta', \qquad (6)$$

[1]) Der dem Verhalten des ganzen Propellers entsprechende „äquivalente" Blattschnitt liegt im allgemeinen etwas außerhalb des angenommenen Schnittes. Im Hinblick auf bessere Vergleichbarkeit und einheitliche Darstellung wurde jedoch hier dem Blattschnitt $r = 0{,}7\,R$ der Vorzug gegeben.

[2]) In Abweichung von der üblichen Kennzeichnung des hydrodynamischen Steigungswinkels $\beta_i = \arctan\dfrac{V + c_a/2}{r\omega - c_u/2}$ wurde für den bei Vernachlässigung der induzierten Umfangsgeschwindigkeit $c_u/2$ bestimmten Steigungswinkel die vorstehende Bezeichnung $\beta' = \arctan\dfrac{v + c_a/2}{r\omega}$ gewählt.

Diese Abweichung erscheint berechtigt, da es sich im vorliegenden Fall um die Ermittlung des hydrodynamischen Steigungswinkels β' an der Eintrittsseite des Profilgitters handelt. An dieser Stelle hat sich die axiale Zusatzgeschwindigkeit infolge der vor der Schraube entstehenden Druckabsenkung bereits auf ihren rechnerischen Betrag $c_a/2$ entwickelt. Die tangentiale Zusatzgeschwindigkeit dagegen hat im ganzen Strömungsgebiet vor der Schraube den Betrag Null und steigt erst bei der Durchströmung des Flügelgitters bis auf den vollen rechnerischen Betrag c_u in der Austrittsebene an.

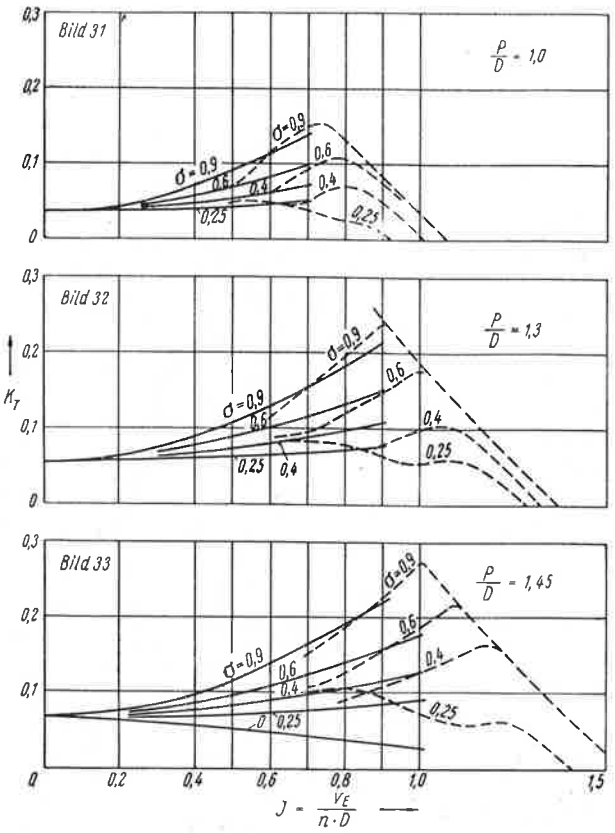


Bild 31. { Extrapolation der Versuchswerte vollkavitierender dreiflügliger
Bild 32. { Propeller bis zur Standprobe nach dem Abschätzungsverfahren
Bild 33. { in Anhang 3

$\frac{A_D}{A_0} = 0{,}9$; gerade Druckseite nach [14]

worin $\bar{\varkappa}$ einen Minderungsfaktor darstellen soll, dessen Größe von der mehr oder weniger guten Verwirklichung der obigen Annahme abhängt, daß die Gitterströmung die Gitteraustrittsebene in Richtung der Flügeldruckseite verläßt bzw. die Schichtdicke der Wasserlamelle den angenommenen Wert $\tau \cdot \sin \beta'$ erreicht.

Setzt man in die Bestimmungsgleichung für den hydrodynamischen Steigungswinkel

$$\beta' = \arctan \frac{v + c_a/2}{r\omega} \tag{7}$$

für c_a die rechte Seite der Gl. (3) ein, dann wird

$$\beta' = \arctan \frac{1}{r\omega} \left(v - \frac{v}{2} + \frac{r\omega}{2} \tan \beta \right) \tag{8}$$

$$\beta' = \arctan \frac{1}{2} (\lambda_r + \tan \beta). \tag{9}$$

Fortsetzung von Seite 37

(42) $$Z_s = \left(\frac{r}{R}\right)^2 \cdot \left(\frac{w}{r\omega}\right)^2 \cdot \frac{c}{D} \cdot C_{Lg} \cdot \cos \beta_i \cdot (1 - \varepsilon \lambda_{ri})$$
$$= (23) \cdot (24) \cdot (25) \cdot (27) \cdot (39) \cdot (41)$$

(43) $$Z_m = \left(\frac{r}{R}\right)^2 \cdot \left(\frac{w}{r\omega}\right)^2 \cdot \frac{c}{D} \cdot C_{Lg} \cdot \cos \beta_i \cdot \frac{r}{R} \left(1 + \frac{\varepsilon}{\lambda_{ri}}\right) \cdot \lambda_{ri}$$
$$= (23) \cdot (24) \cdot (25) \cdot (27) \cdot (41) \cdot (22) \cdot [1 + (40)]\ (37)$$

(44) $$K_T = \frac{\pi^2}{4} \cdot z \int Z_s \cdot d\left(\frac{r}{R}\right)$$ Schubbeiwert

(45) $$K_Q = \frac{\pi^2}{8} \cdot z \int Z_m \cdot d\left(\frac{r}{R}\right)$$ Momentenbeiwert

(46) $$\eta_p = \frac{K_T}{K_Q} \cdot \frac{J}{2\pi}$$ Propellerwirkungsgrad

Zwischen dem Schubbeiwert K_T und dem Auftriebsbeiwert $C_{L_{0,7}}$ des Propellerblattschnitts auf $r = 0{,}7\ R$ besteht, wie an anderer Stelle ausgeführt, eine für Zwecke der Abschätzung sehr brauchbare lineare Beziehung

$$K_T \sim k_{0,7} \cdot C_{L_{0,7}} \cdot A_D/A_0\,, \tag{10}$$

für deren Proportionalitätsfaktor $k_{0,7}$ gemäß dem Ergebnis eingehender Nachrechnungen im vorliegenden Fall bei vollkavitierender Saugseite $k = 1{,}63$ gesetzt werden kann. Mit Benutzung dieser Beziehung Gl. (10) läßt sich der Gesamtauftriebsbeiwert C_{L_0} aus dem bei voller Saugseitenkavitation bei der Kavitationszahl σ und der Fortschrittsziffer J_0 beobachteten Schubbeiwert K_{T_0} ermitteln

$$C_{L_0} = \frac{K_{T_0}}{k_{0,7}\, A_D/A_0}\,. \tag{11}$$

Wie bereits erwähnt, setzt sich der Gesamtauftriebsbeiwert C_L aus dem Druckanteil C_{LP} und dem Geschwindigkeitsanteil $\overline{C_{LV}}$ zusammen

$$C_L = C_{LP} + \overline{C_{LV}}\,. \tag{12}$$

Hierin ist

$$C_{LP} = \frac{p - p_v}{\varrho/2\ (v^2 + r^2\,\omega^2)} = \frac{p - p_v}{\varrho/2\ v^2 \left(1 + \frac{1}{\lambda_r{}^2}\right)} = \frac{\sigma}{1 + \frac{1}{\lambda_r{}^2}} \tag{13}$$

und für den Blattschnitt auf $r = 0{,}7\ R$ wird

$$C_{LP} = \frac{\sigma}{1 + \frac{4{,}84}{J^2}}\,. \tag{14}$$

Zieht man also von dem Gesamtauftriebsbeiwert C_L den nach Gl. (14) leicht zu ermittelnden Druckanteil C_{LP} ab, so erhält man als Rest den Geschwindigkeitsanteil $\overline{C_{LV}}$ aus Gl. (12).

Aus dem Vergleich der beiden Werte C_{LV} und $\overline{C_{LV}}$ ergibt sich der Minderungsfaktor

$$\bar{\varkappa} = \frac{\overline{C_{LV}}}{C_{LV}}\,,$$

dessen Größe in Abhängigkeit von der Gitterteilung entsprechend dem Flächenverhältnis $\frac{A_D}{A_0}$ und der Flügelzahl z sowie in Abhängigkeit vom Steigungsverhältnis $\frac{P}{D}$ bzw. dem geometrischen Steigungswinkel β zu bestimmen bleibt.

Die nach dem vorstehenden Verfahren extrapolierten Werte für drei Propeller der Göteburger Versuchsanstalt [14] sind in Bild 31 bis 33 dargestellt.

Wie bereits an anderer Stelle im Text des Abschlußberichtes erörtert wurde, kann diese Extrapolation nur eine Abschätzung der tatsächlichen Werte sein, da über die Vorgänge des Druckausgleiches zwischen der Kavitationsblase und der benachbarten Wasserlamelle keine sicheren Annahmen gemacht werden können.

Der Vergleich der in Bild 31 bis 33 ausgezogenen, rechnerisch extrapolierten Kurvenwerte mit den gestrichelt eingetragenen Versuchswerten deutet darauf hin, daß der Druckausgleich an den Grenzen des experimentell noch erfaßten Bereiches der Fortschrittsziffern bereits sehr wirksam war.

Anhang 4

Bestimmungsgleichungen für den Auftriebs- und Widerstandsbeiwert vollkavitierender Profile nach *Wu* (zu SVA-Bericht Nr. 335)

Nach *Wu* [23] ergeben sich für den Auftriebsbeiwert C_L und den Widerstandsbeiwert C'_D eines Kreisbogenprofiles mit dem Zentriwinkel $2 \cdot \gamma$ bei voller Saugseitenkavitation in Abhängigkeit von der Kavitationszahl σ und dem Profilanstellwinkel α folgende Werte (der Widerstandsbeiwert C'_D muß für den Vergleich mit Meßwerten um den Anteil der Oberflächenreibung und um den Anteil eines durch die endliche Kantendicke hervorgerufenen Widerstandes erhöht werden!):

$$C_L = \frac{2\pi}{J}\left(1 + \sigma + \frac{\varepsilon^2}{4} + \frac{\gamma^2}{6}\right)\left\{\left(\sin\beta\cos\beta + A_1\cos\beta + \frac{A_2}{2}\right) + \frac{\varepsilon^2}{4}\frac{\cos\beta}{\left(\sin\beta + \frac{A_1}{2}\right)^4}\left[\left(\sin\beta + \frac{A_1}{2}\right)^3 + \sin\beta\left(\sin\beta + \frac{A_1}{4}\right)\left(\frac{A_1}{2} + \frac{5}{4}A_2 + A_3\right)\right]\right\};$$

$$C_D = \frac{2\pi}{J}\left(1 + \sigma + \frac{\varepsilon^2}{6} + \frac{\gamma^2}{6}\right)\left(\sin\beta + \frac{A_1}{2}\right)^2;$$

worin

$$\beta = \alpha + \frac{\delta}{2} - \frac{\varepsilon^2}{4(\pi - \alpha + \gamma)} - \frac{\gamma}{(4 + \pi\sin\alpha)}\left\{\frac{\alpha + \gamma}{[(\alpha + \gamma)^2 + \varepsilon^2]^{1/2}}\cos^2\frac{\alpha}{2} - \sin^2\frac{\alpha}{2}\right\};$$

$$\delta = [(\alpha + \gamma)^2 + \varepsilon^2]^{1/2} - (\alpha + \gamma);$$

$$\varepsilon = \frac{1}{2}\log(1 + \sigma);$$

$$A_1 = \gamma\left\{1 + \frac{\pi\sin\alpha}{8(4 + \pi\sin\alpha)}\right\} + \frac{9}{16}\delta\left\{1 + \frac{\gamma(1 + \cos\alpha)}{9[(\alpha + \gamma)^2 + \varepsilon^2]^{1/2}}\right\} + \frac{9\varepsilon^2}{32(\pi - \alpha + \gamma)};$$

$$A_2 = \frac{\gamma}{4 + \pi(A_1 + \sin\beta)}\left\{\frac{\alpha + \gamma}{[(\alpha + \gamma)^2 + \varepsilon^2]^{1/2}}\cos^2\frac{\beta}{2} - \sin^2\frac{\beta}{2}\right\};$$

$$A_3 = \frac{1}{9}(\gamma - A_1) - \frac{\gamma}{9(4 + \pi\sin\alpha)}\left\{\pi\sin\beta + \frac{2\delta(1 + \cos\alpha)}{[(\alpha + \gamma)^2 + \varepsilon^2]^{1/2}}\right\};$$

$$J = 4 + \pi\sin\beta + A_1(\pi + \frac{8}{3}\sin\beta) + \frac{\pi}{2}A_2\cos\beta - \frac{8}{15}A_3\sin\beta.$$

Summary (SVA-Bericht Nr. 103)

Datas and general behaviour of propeller blade sections with regard to cavitation

The report gives a brief summary of the most important results of windtunnel tests with a series of ogival sections in the range of thickness ratio $t/c = 0{,}03$—$0{,}2$ and likewise with a series of airfoil sections used for ship propellers up to the present time. The results of these investigations, published in the meantime also by many foreign authors had been proved thoroughly by the present author and supplemented by further test results he got many years after the first publication. With regard to accuracy of results only the datas of this report may fulfil the demands of the shipbuilding engineers projecting ship propellers by the vortex-theory.

Cavitation tunnel tests with some ship model screws of different design and with various blade section profiles being made in the last years in several establishments showed the reliability of these fundamental datas and led to the conclusion, that small deviations from the investigated profiles did not alter the cavitation properties in a sensitive degree with exept of the incipient cavitation produced by the leading edge of the screw blades.

The most important part of this report has been devoted to analysing the results of the tests made by Walchner with three cavitating ogival sections. The endeavour of fixing a simple method in derivating the properties of cavitating profiles out of the results of the same profiles without cavitation led to a method fundamentally based on the theory of free streamline theory originated by Helmholtz and Kirchhoff and fitted to the present problem by Betz. With the aid of this method and with some other assumptions the validity of which being proved by the results of Walchner's observations it is possibly to determine the lift and drag coefficients of ogival sections with various thickness at various cavitation numbers dependent on the angle of attack.

Using this method of interpolation special limits have been fixed in accordance with Walchner's observations to secure the validity of the results.

The basic conception of the method may be outlined by the following: The upper and the lower side of the cavitating hydrofoil will be presented as independent parts of the foil. Contrary to the theory of supercavitating hydrofoils the streaming field of which is marked by the fact that only the pressure side of the foil is wetted, the method in this report takes regard also of the wetted parts on the suction side in front of the cavitation bubble at small angles of attack. Likewise the occurence of cavitation bubbles on the pressure side immediately behind the leading edge has been treated. The lift and drag components of all the wetted parts of the hydrofoil, the length of which being determined by the observations of Walchner in percent of chord length are assumed to be the same as the components of an hydrofoil of the same length, at equal cavitation number and respective angle of attack.

In the case of ogival sections at small positive angle of attack with wetted parts on the suction side in front of the cavitation bubble the mean tangent of the wetted curvature has been used as effective direction of the free stream line flowing off the upper side. The angle between this mean tangent and the direction of the attacking flow has been used to determine the lift and drag components of this special part of the hydrofoil by the momentum theory in approximate accordance with the basic formulation by Helmholtz and Kirchhoff $\left(C_L = \frac{\pi}{2} \cdot \alpha\right)$.

Supplementing the frictional resistance of the wetted parts and a small drag component regarding the influence by the finite thickness of the leading edge the integration of all components of the momentum theory of the static pressure and of the wetted surface friction acting upon the surface elements of the hydrofoil deliver the lift and drag coefficients of the total forces. The comparison of the results by this semi-empirical method with those obtained by experiment shows an adequate agreement for design purposes (in following report Fig. 5—7). The method described in this report enables the designer not only to prevent the occurence of cavitation at all within the limits determined by design datas but it enables him also to choose the chordlength of blade sections in such a manner to avoid blade erosion by condensation of vapour bubbles in the rear part of the propeller blades.

To aid the designer in his work of using the vortex theory the report contains two diagrammes of important relation between tangential and axial induced velocity dependent on advance coefficient and hydrodynamic pitch angle.

Summary (SVA-Bericht Nr. 335)

The influence of cavitation on the performance of the propeller blade sections

The influence of cavitation on the performance of the sections of propeller-blades evolves in a variety of phenomenons, in accordance with the multiple effects originated by cavitation. There are three problems of a deciding importance which the designer of ships screws in a preliminary state is faced with.

1. Determination of the limits of incipient cavitation
2. Possibilities in calculating by theory power and thrust of the propellers assuming full cavitation on the suction side of the propeller blades
3. Selection of propeller-blade profiles to fulfil all demands in the best way.

1) Limit of incipient cavitation

The limit of incipient cavitation may be defined basically by two methods:

a) Use of visual observations being the results of systematically performed cavitation tunnel experiments with series of propeller families, or

b) Using the minimum pressure value of suction side pressure curves determined by wind tunnel tests as well as by theoretical calculations made in accordance with the vortex theory (Kàrmàn-Trefftz-profiles).

Avoiding the existence of cavitation bubbles at the suction side of the propeller blade results in obviating the danger of blade erosion in the zones of vapour condensation. It is for estimating purposes only that those methods may be used each one being not reliable owing to the at present deficient information of an accurate analysation of the following influences. Influence of the height of the saturated vapour pressure of water of various origin (tap water, sea water . . .) and of other multiple features of the fluid on origin and extension of cavitation bubbles (air content of water etc.).

Incidentally the thickness of the boundary layer heavily growing up in the region of pressure increase immediately behind the leading edge seems to have a certain influence in incipient cavitation especially.

In routine practice this inaccuracy in using results of observations is compensated by an additional safety load of about 20% above the existing cavitation number. On the other side, everybody knows that this overload when estimating cavitation on tips of blades is in no way competent. Besides the work of Lerbs, there is the chart of Gawn-Burrill the only information being at present at disposal for estimating incipient cavitation based upon model experiments; the limits of the range of the cavitation existing at the suction side of the blade are marked in percentage of the cavitating blade area. Further investigation of those phenomena on full size propellers, combined with practical experience, will indicate wether nearly the 2,5 percentage limit or another one may be assumed as sufficient limit for practical purposes in obviating erosion damage.

The calculation method based upon the vortex theory presumes that the propeller flow phenomena inside a cylindrical coaxial layer of water may be represented by the phenomena of the two dimensional flow around the same profiles, conditions of speed and angles of attack being not changed. Thereupon, if the distribution of pressure around the sections of the propeller blades is known by theory or by experiment the lowest allowable cavitation number may be found by using the minimum pressure existing on the profile surface; any minimizing of this static pressure may induce conditions of vaporization of water on this point or, before this already, the dissolution of air. Whilst it is possible in calculating as well as by the results of experiments to ascertain with some adequate accuracy the distribution of pressure in the middle of the suction side of propeller profiles in so far as those are used commonly, the size of the pressure drop beginning immediately behind the profile nose depends mainly on the intensity of the vortex originated generally by a non-shockfree attack. This vortex transforms the profile contour into another socalled upholstered contour which in most cases minimizes the danger of incipient cavitation. As the intensity of the said vortex varies dependent on Reynold's number and sometimes also on surface roughness it may be advisable to use those datas with some caution.

Estimating the danger of sheet cavitation starting from the leading edge of the propeller we may notice particularly the consequence of this beforementioned uncertainty; therefore, special attention ist to be paid to these effects in taxing the value of such results

obtained by tests on model propeller in the cavitation tunnel as well as gained by theoretical calculation for two dimensional flow or using the observations on airfoil models tested in the windtunnel. The future investigation of the phenomena should settle the safety factors which are to be observed to prevent breakdown of thrust or damage by erosion occuring possibly at the screw blades.

Figure 8 and 9 being extracted from a paper read on the III. International Congress of Technical Mechanics at Stockholm in 1930 by Betz demonstrates the formes of such cavities existing on an ogival profile.

Some time ago the author published comprehensive charts of the minimum pressure existing at the surface of ogival and hydrofoil blade sections especially used in conventional propeller manufacture; these charts are reproduced in fig. 14 and 15 in another form of representation being quite suitable for estimating incipient cavitation and given firstly of all by Schoenherr. Besides the values known at that time further results of observations are considered which were obtained later in following tests. The families of curves illustrated in those figures having constant numerical values of minimum pressure on suction and pressure side represent the limits of the thickness ratio of the blade section versus lift coefficient; any leaving of the cavitation free region of lift coefficient will result in cavitation on one of each or both profile sides. Furthermore the theoretical line of shockfree entrance is added to the group of circle segment (ogival) profiles, whereby the influence of the finite edge thickness of the tested wind tunnel profiles being considered.

To taxe the cavitation danger by use of one of theses charts the determination of the cavitation number σ_r following from the resultant velocity of every blade section and the comparison of that cavitation number with the value of the minimum pressure ratio $\frac{\Delta p}{q}$ dependent on the lift coefficient C_L and on the thickness ratio t/c of the blade section to be taxed is a matter of necessity.

The point of intersection of the two lines parallel to the axis of the chart in accordance with the numerical values of C_L and t/c supplies in addition to the determination of the pressure ratio $\frac{\Delta p}{q}$ even the information wether the minimum pressure occurs at the leading edge or at the back of the suction side or at the pressure side, respectively. Any danger of cavitation is not to be expected while the local cavitation number σ_r exceeds the value of the ratio $\frac{\Delta p}{q}$.

By the results of many analytical calculations of three-bladed propellers covering a great range of the blade area ratio $(0{,}2 < A_D/A_0 < 1{,}1)$ the results of which being in good agreement with test results it was possible to derive a good approximation of the relation between the thrust coefficient of the propeller K_T and the lift coefficient of the blade section $C_{L_{(0,7)}}$ at $r = 0{,}7\,R$.

The ratio

$$k_{0,7} = \frac{K_T}{C_{L_{(0,7)}} \cdot A_D/A_0}$$

at any blade area ratio, at any pitch ratio and at variable load factors being chosen constant for the purpose of taxing the propeller cavitation danger with sufficient accuracy may be used as an extraordinary useful relation.

In order to make full use of the above mentioned relation in fig. 14 and 15 the relation with $k_{0,7} = 1{,}5$ is reproduced at the bottom of the diagram, graphically.

As a further convenience in the use of the charts there are plotted in fig. 14 and 15 smaller auxiliary diagrams on the right and on the left of the main diagram illustrating the relations between the thickness ratio t/c at $r = 0{,}7\,R$ on the one side and the blade area ratio A_D/A_0 as well as the number of blades z on the other side assuming usual values of blade width and blade edge thickness.

The comparison of the cavitation limits resulting from these diagrams with the representation given for instance in fig. 1 by Gawn-Burrill usually shows a good agreement, particularly in the cases of cavitation phenomena at the middle of suction side. Of course the agreement is accompanied by some uncertainty if the cavitation bubble starts at the leading edge. All statements of the phenomena of blade face cavitation up to date show a great uncertainty, likewise. The way of representation by Burrill given in fig. 1 does not consider any influence of the number of blades or of the thickness ratio. By its use only the smallest blade area ratio may be determined. In contrast to this limited use the application of fig. 14 and 15 leads sometimes to an increase of the blade thickness, a result being not in agreement with the hitherto prevailing ideas. The evalution of the general diagrams given in fig. 14 and 15 for special propeller families of nearly the same thickness ratio $t_t/D = 0{,}05$ supplies results which for instance in the manner of the representation by Gawn-Burrill in fig. 17 agree very well with the general datas in fig. 1. From a special kind of representation in fig. 16 a better knowledge may be obtained as to the selection of the number of blades.

As mentioned before the demand for further research has to be endorsed with the aim to give a clear aspect how far the statements based upon calculation are confirmed by observations of model propellers in the cavitation tank and of natural sized propellers of ships.

2) Calculation of propeller forces in the region of supercavitation

The calculation of thrust and power of ship propellers in open test will be made with the aid of the vortex theory using lift and drag coefficients of airfoil models single tested in the wind tunnel. Applying the method of conformal transformation Tulin and Wu developed an exact theory for infinitely thin profiles with full cavitation at the upper side of the foil and gave the solutions for lift and drag of a single profile. For the plane hydrofoil, a special case of the general theory, Betz formerly proposed an approximate solution which is based on the theory of fluids with free streamlines originated by Helmholtz and Kirchhoff. The particular feature of this theoretical solution lies in the fact, that the lift and drag coefficient is built up by two components. One component, the speed component being defined by the momentum theory, is the equivalent reaction force of the streaming fluid while the origin of the other component, the pressure component, lies in the pressure difference between the static pressure in the fluid and the vapour pressure in the cavitation bubble. The pressure component, being not dependent on the angle of attack, will increase numerically up to the cavitation number. The speed component dependent on the angle of attack is only a quarter of the lift coefficient for non-cavitating flow. First of all, Walchner has proved the agreement of this theoretical results by tests with three ogival profiles in a cavitation tunnel at various cavitation numbers.

In these tests with progressive decrease of cavitation number Walchner did not only observe lift and drag but gave also information on the extension of cavities starting on the suction side from the middle or from the leading edge and starting on the pressure side from the leading edge. By this information the properties of the cavitating profiles were known for all stages of cavitation: the incipient cavitation, the intermediate stage of cavitation with condensing zones on the profile surface and the full cavitating (supercavitating) with the condensing zones behind the trailing edge.

Using the theoretical approximate solution of Betz mentioned above and the experimental observations given by Walchner on extension of cavities on both sides of the profile the author developed more than a decade of years ago a method of interpolation to be able to use the test results of Walchner in designing ship screws with any other thickness ratio of blade sections. As in the case of the theoretical approximative solution of Betz the interpolation method by the present author consists in building up the lift and drag of a cavitating profile by summing up the speed-, pressure- and surface friction components of the wetted and nonwetted parts of the hydrofoil. Adding to this sum a small component with regard of the finite edge thickness, the calculated total forces of the profile are in good agreement with the tests results published by Walchner.

Besides this borders may be settled by the information given by Walchner for the existence of full suction side cavitation and thus the regions of validity of the interpolation method as well as of the region of safety from erosion danger may be fixed by those limits.

The influence of cavitation on the lift coefficient of a single profile will be demonstrated by the drawing in fig. 11 in which the dependence of the lift coefficient is shown at noncavitating flow ($\sigma = \infty$) and at various cavitation numbers down to cavitation number $\sigma = 0$. The sketch in fig. 10 has been added with the intention to give an idea of the hypothetical thickness e of a streamflow with homogeneous velocity and constancy of deviation sufficient to develop the lift at the angle of attack α. In fact the real phenomena are different from this schematic drawing, but the relation between the hypothetical thickness e and the chord length c of the profile will assist in the understanding of the real physical phenomena.

When using the coefficients of lift and drag calculated by the interpolation method outlined above for analytical calculation of cavitating model propellers rather soon it became obvious that the results did not agree with the test results in a sufficient manner, especially if propeller of large blade area ratio were subjects of this comparison.

Further considerations led to the idea that the dependence of the lift coefficient on angle of attack valid for the single blade will be no more suitable to propellers with wide blades and inherently with small ratios of blade distance τ in cascade divided by chord length.

The speed component of the lift coefficient of a cascade profile element with full cavitation on the suction side depends obviously on the thickness of the sheet of water flowing through the space between the wetted pressure side and the surface of the cavitation bubble on the suction side of the neighboured profile and on the direction of the wetted pressure side in which the water is leaving the cascade plane defined by the trailing edges (see fig. 12). The pressure component of the lift coefficient being kept in correspondence with the local cavitation number σ_r at the same level as for the single profile the relation between total lift coefficient and angle of attack of a cascade profile for varying numbers of cavitation would be as illustrated by fig. 13. The limit of using the calculated values plotted for the cascade profile is of no real significance owing to its origin from experimental observations on single foils.

The use of the lift coefficients obtained in this way led to calculated values of the thrust coefficient, the deviation of which from measured values in cavitation tunnel is no more considerable (see fig. 20). However there is a trouble in the different run of the thrust coefficients calculated for the two cavitation numbers $\sigma = 0{,}75$ and $\sigma = 0{,}45$ if compared with values measured by Bell.

An improvement of the agreement between calculated and measured values was not obtained before a correction of the static pressure in the cascade water lamella was used in defining the pressure component of the lift coefficient.

The decreasing of pressure following from the Bernoulli equation to the water lamella of this cascade stream flow by the axial induced speed component was used for correcting the static pressure. Qbviously this correction is only admissible, when the condensation zone of the cavitation bubble lies in an adequate distance behind the trailing edge. Such an assumption obviously does not yet exist in the working condition of the analysed propeller in the range of the advance coefficient $J = 0{,}9$, therefore, the calculation of thrust coefficients covering the complete range between incipient cavitation and full suction side cavitation is due to assume various data for the static pressure in the water lamella, in order to find out the pressure components of the lift coefficient. The comparison of the calculated and measured efficiencies illustrated diagrammatically by fig. 21, in contrast to the discrepancies of the thrust coefficients shows a good agreement. The influence of cavitation on the efficiency of the propeller is comparatively small. Taxing the above comparisons, attention is to be paid to the fact that in the given calculations nothing more than estimates for practical use may be obtained and that the test results published up to date show also rather great discrepancies of results.

3) Drag-lift ratio of supercavitating profiles

The influence of cavitation on drag-lift ratio is in general notably low compared with the influence on each of the two components lift and drag. In consequence the influence of cavitation on propeller efficiency is commonly small and becomes sensitive only in the case of very low cavitation numbers. This phenomenon may be the real cause of the fact that the difference in efficiency for propellers with various types of blade sections is in general similar at equal advance number in non-cavitating and cavitating flow. Besides the demands of high efficiency in many cases the designer will be compelled to fulfil also the demands of stiffness of material and, in an adequate manner, the demands of manoeuvrability and especially the demands of stopping and accelerating possibilities. Excluding these special demands being of practical importance the report gives a comparison of the drag-lift ratios obtained by Walchner's tests for ogival sections with the drag-lift ratios using Tulin-Wu's theory for infinitely thin circular arc profiles and for the so-called supercavitating hydrofoils and the drag-lift ratios obtained by Waid-Lindberg's experiments.

The comparison of all these drag-lift ratios obtained by theory and by experiment for various profile types related one to another by the similarity of the suction side curvature enables the designer to weigh out the advantages or disadvantages of the treated blade section in the special design.

The comparison of the drag-lift ratios in fig. 22, 23 and 24 using the method outlined in the afore printed report with the ratios obtained by Walchner's experiments shows within the limits of application a good agreement and may be taken as a proof of the usefulness of the semi-empirical method applied to practical purposes.

The influence of hollow-faced blade sections on the propeller efficiency may be investigated by comparing the theoretical drag-lift ratios for circular arc profiles with different camber ratio at cavitation number $\sigma = 0$.

To perform this investigation, fig. 25 shows the drag-lift ratios for a series of circular arc profiles with variable camber ratios at cavitation number $\sigma = 0$ dependent on the lift coefficient. To the values of the drag-lift coefficient evaluated by the theory of Tulin-Wu a surface friction component was added assuming a fully wetted pressure side.

Plotting the limit of sheet cavitation on the suction side beginning at the leading edge of the profile in accordance with Walchner's observations the range of application for this type of profiles will be restricted to angles of attack beginning from $\alpha = 3°$ at camber ratio $f = O \cdot c$ to $\alpha = 6°$ at camber ratio $f = 0{,}0437 \cdot c$. The smallest and, therefore, the most favourable drag-lift ratios are inherent in lift coefficients at about $C_L = 0{,}16$ with the camber ratio of the profile $f = 0{,}013 \cdot c$. This note seems of some interest because of the agreement with some recommendations made by Tachmindji and Morgan for the design of supercavitating propellers using blade sections of the supercavitating hydrofoil type. At smaller cavitation numbers ($0 < \sigma < 0{,}1$), those findings will be valid in a similar manner.

At angles of attack at the lower side of the marked limit for full cavitating suction side, the cavitation begins in a small distance only behind the leading edge of the profile ($x_s > 0$). In these circumstances the drag coefficient is increased by the surface friction and the reaction pressure force of the streamflow leaving the wetted part of the suction side in front of the cavitation bubble. This special effect leads to an increase of the drag-lift ratios and consequently to a deterioration of the screw efficiency determined by theory.

Using this limit of application the increase in efficiency will be about five percent in favour of a screw with hollow faced blade sections compared with a screw with ogival blade sections. This comparison has been made for the same power consumption of both propellers. It may be that the superiority of the hollow faced screw is decreased somewhat by the demands of equal stiffness of the propeller blades at full load and therefore it may be necessary to study the special problems connected with the stiffness of the leading part of the supercavitating profiles.

The plottings of the experimental results obtained by Waid and Lindberg with a supercavitating profile shown in fig. 26 confirm the validity of the limit of application to the theoretical values of the drag-lift ratio. The tested supercavitating profile has a camber ratio of the face curvature $f = 0{,}0225 \cdot c$ equal to a circular arc profile with an angle of aperture $2\gamma = 10°$. The most favourable values of the drag-lift ratio obtained by theory at small angles of attack cannot be realized in practice. Contrary to theory, therefore, at the lower side of the limit of application the drag-lift is increasing with decreasing lift coefficient.

Comparing in fig. 27 the same test results at various cavitation numbers with the values of the drag-lift ratio obtained by the theory of Wu for the supercavitating profile shows still more clearly that the theoretical values are only valid on the upper side of the limit of application in accordance with Walchner's observation. The dotted experimental curves in fig. 26 show the same trend in the neighbourhood of the limit, i. e. increasing values of the drag-lift ratio at decreasing lift coefficients. This deviation from theory should not be overlooked in designing supercavitating propellers.

The well known chart of practical application of supercavitating propellers by Tachmindji and Morgan has been reprinted in this report after changing the ordinate number in accordance with the metric units (see fig. 29) so that the number of the ordinate equals to the cavitation number based on velocity of advance. The present experience with the results of cavitation tunnel tests leads to the impression that the findings by use of fig. 29 are on the right side but future experiments will show if the assumed limits are the real limits of application or may be altered by some degree in special cases.

In the range of heavy load propellers cavitating at low advance factors no experience has been available up to present time. Such propeller loadings being existant in many fishing boats when trawling, a reliable estimate of the cavitation danger for this type of ships becomes very difficult.

In the aim to enable the designer to estimate the behaviour of cavitating propellers of heavy loadings a simple method of extrapolation is outlined in an appendix of the report. The method starts from plottings of the cavitation tunnel tests with medium propeller loading and by using some rough approximations for the augmentation of angle of attack with increasing load the trend of the thrust coefficient curve has been determined.

Future will prove the value of this extrapolation method.

Anmerkung der Redaktion

Aus technischen Gründen war eine Zusammenfassung in russischer Sprache für die Beiträge in Heft 1 nicht mehr möglich. Ab Heft 2 wird jedoch jeweils die Zusammenfassung der Beiträge in englischer und russischer Sprache erfolgen.