

Aerodynamische Berechnungsmethoden für hochbelastete Axialverdichter

Autor(en): **Quenzer, H. / Schwarz, G.**

Objektyp: **Article**

Zeitschrift: **Schweizerische Bauzeitung**

Band (Jahr): **69 (1951)**

Heft 33

PDF erstellt am: **19.09.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-58909>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.

Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.

Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

Reisenden wie das Auto. Amerikanische und englische Flugzeugbauer rechnen damit, dass erst in 10 bis 12 Jahren ein leistungsfähiger und nicht zu teuer arbeitender Hubschrauber mit 240 km/h und 12 Sitzplätzen zur Verfügung stehen wird, der auch vom Standpunkt der Sicherheit allen Anforderungen in der Personenbeförderung gerecht zu werden vermag. Es wird kein Problem sein, für diesen Fall im Zentrum der Stadt

Lande- und Startflächen von 80×100 m für Hubschrauber auf Plätzen, grossen Gebäuden oder Bahnsteigdächern herzurichten, so dass die weitere Entwicklung in Ruhe abgewartet werden kann. An der Planung des eigentlichen Luftverkehrsnetzes wird der Hubschrauber nichts ändern, so dass diese Planungen als Grundlage für den Hubschrauberverkehr massgebend bleiben können.

Aerodynamische Berechnungsmethoden für hochbelastete Axialverdichter

DK 621.515-154

Von Dipl. Ing. H. QUENZER und Ing. G. SCHWARZ, Bremen

Schluss von Seite 435

B. Der Zusammenhang zwischen c_m - und c_u -Verteilung

Wie unter II, 1 ausgeführt, können die Vorstufen nicht mit $c_u r = \text{konst}$ ausgelagt werden, wenn sie optimalen Eingangsdrall ergeben sollen. Ebenso lässt sich auch bei den nachgeschalteten Stufen im allgemeinen eine Drallverteilung nach dem Gesetz $c_u r = \text{konst}$ nicht mehr durchführen. Somit ist im Hochleistungsverdichter ein Strömungsgleichgewicht nur bei schräger c_m -Verteilung zu erwarten. Es muss aber für die Durchführung der Rechnung zunächst der funktionsmässige Zusammenhang zwischen den Einflussgrössen c_m , c_u , u und ω geklärt werden, wobei für c_m und c_u jeweils zwei Werte (Eintritt und Austritt am betrachteten Schaufelkranz) in die Rechnung eingehen.

1. Die Differentialgleichung des Strömungsgleichgewichtes

Von K. Schaaff und Dr. O. Schmidt wurde gleichzeitig im Jahre 1947 die Differentialgleichung aufgestellt, die die Bedingung des Druckausgleichs und damit des Strömungsgleichgewichtes erfüllt. Diese Gleichung lautet:

$$(11) \quad c_{m2} \frac{dc_{m1}}{dr} = c_{m1} \frac{dc_{m2}}{dr} + (c_{u1} - u) \frac{dc_{u1}}{dr} - (c_{u2} - u) \frac{dc_{u2}}{dr} - (c_{u1} - c_{u2}) \omega - \frac{c_{u2}^2}{r} + \frac{c_{u1}^2}{r}$$

Zur Lösung verwendet man die Richtungsfeld-Methode, wobei man sich für jede angenommene Verteilung der unab-

hängigen Variablen ein Richtungsfeld für die abhängige Variable aufstellt. Die Auswahl der Lösung erfolgt unter Zuhilfenahme der Kontinuitätsgleichung, mit der sich ein guter Ueberblick über die $c_m - c_u$ -Verteilung gewinnen lässt.

Bei der Berechnung eines mehrstufigen Laders muss nun jedes Rad auf die vom vorherigen Rad geschaffenen Bedingungen abgestimmt werden, und durch schrittweises Aufbauen der einzelnen Lauf- und Leiträder wird die geforderte Förderhöhe mit einem Minimum an Stufen erreicht.

In der Praxis ist es notwendig, die Berechnungsmethode nach der Bestimmung des Richtungsfeldes noch durch die schrittweise Ausgleichrechnung zu ergänzen, bei der dann die Veränderlichkeit des spezifischen Gewichtes, die örtlichen Temperaturen und eventuell auch eine Veränderung des Stufenwirkungsgrades über der Schaufelhöhe berücksichtigt werden. Da diese Nachrechnung zur Erreichung grösstmöglicher Genauigkeit notwendig ist, kann man bei entsprechender Übung und Erfahrung auf die Richtungsfeldmethode verzichten und diese durch die schrittweise Ausgleichrechnung ersetzen.

2. Die Ausgleichrechnung

Diese Rechnung geht von der Voraussetzung aus, dass an jeder Stelle des Spaltraumes zwischen Lauf- und Leitrad der axial von der Schaufel erzeugte Druck gleich sein muss der Summe des nabenseitig erzeugten Druckes und des durch Zentrifugalkräfte von der Nabe bis zum betrachteten Schnitt aufsummierten Druckanteils. Um zu guten Ergebnissen zu kommen, muss die Veränderlichkeit des spezifischen Gewichtes eingeführt werden. Die Integration erfolgt durch schrittweise Mittelwertbildung, so dass nur abschnittswises Rechnen möglich ist. Typische Geschwindigkeitsdiagramme von Laufrädern verschiedener Förderhöhenverteilung zeigt Bild 5.

C. Die Geschwindigkeits-Diagramme

Bei der Anwendung eines Vordralls mit $c_u r \neq \text{konst}$ ergeben sich durch den ganzen Lader schräge Verteilungen der Durchsatzgeschwindigkeiten, bis nach der letzten Leitstufe bei drallfreiem Austritt wieder ein konstantes c_m und eine konstante Förderhöhe über der Schaufelhöhe erreicht sind. Man erhält somit Geschwindigkeits-Diagramme, die sich von der bekannten Form durch die c_m -Veränderlichkeit unterscheiden.

Die in Bild 6 ersichtliche schräge Verteilung der Durchsatzgeschwindigkeit mit ihrer Erhöhung innen und ihrer Verminderung aussen tritt bereits beim festen Vorleitrad auf und wird durch das nachfolgende Laufrad weiter verstärkt. Da das auf dieses Laufrad folgende Leitrad den Unterschied dieser c_m -Werte nicht auf den Wert $c_m = \text{konst}$ zurückbringt, arbeiten sämtliche folgenden Stufen unter ähnlich ungünstigen Verhältnissen bei grossen c_m -Differenzen.

Bei Anordnung eines Vorlaufrades mit $(c_u r)_a > \text{als } (c_u r)_i$ lässt sich die Durchsatzgeschwindigkeit aussen bereits vergrössern und innen verkleinern (Bild 5b), so dass die in den nachfolgenden Stufen auftretenden Änderungen der c_m -Geschwindigkeiten sich um den Mittelwert $c_m = \text{konst}$ herum bewegen und somit eine grössere Förderhöhe pro Stufe erlauben. Wie aus Bild 6 ersichtlich, hat man bei hochbelasteten Ladern mit optimalem Eingangsdrall die Möglichkeit, an Lauf- und Leitradspitzen sowie am Leitrad in Nabennähe nahe an die Machzahlgrenze heranzugehen.

D. Die Bestimmung der Schaufelzahl

Bei allen schrägen c_m -Verteilungen tritt eine Strömungskomponente in radialer Richtung auf, so dass sich in diesen Fällen der reinen Axialladerwirkung ein Radiallagereffekt überlagert. Die Belastung der Schaufeln setzt sich damit aus Auftriebs-, Widerstands- und Korioliskräften zusammen. Für die Bestimmung der erforderlichen Schaufelzahl ist aber

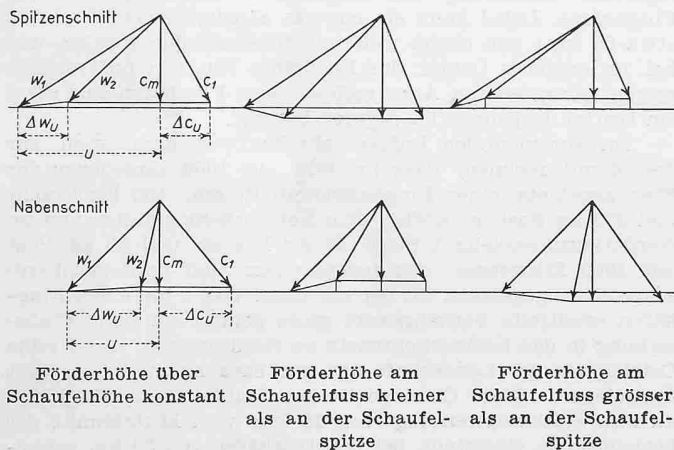


Bild 5. Geschwindigkeitsdiagramm für ein Laufrad bei drallfreiem Eintritt

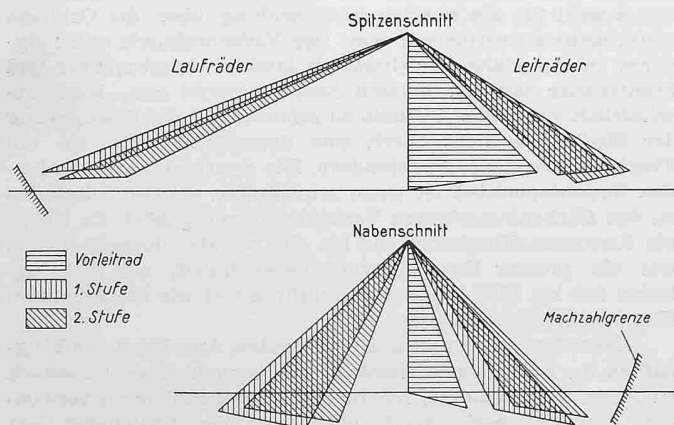


Bild 6. Geschwindigkeitsdiagramm der 1. und 2. Stufe eines hochbelasteten Axialverdichters mit festem Vorleitrad bei optimaler Eingangsdrallverteilung

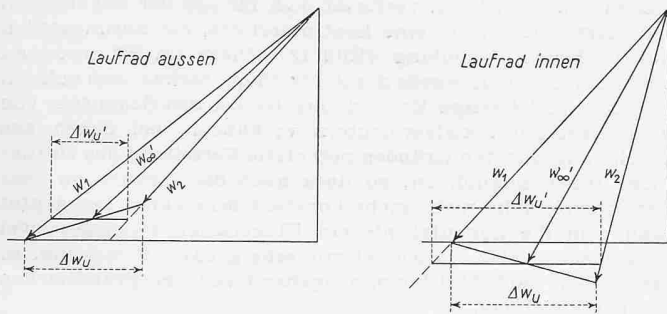


Bild 7. Ermittlung der Grössen $\Delta w_{u'}$ und $w_{\infty'}$

nur die aerodynamische Schaufelbelastung massgebend, die auf Zirkulation, d. h. auf Umlenkung der Strömung zurückzuführen ist. Statt der Grösse Δw_u ist bei schräger c_m -Verteilung die Grösse $\Delta w_{u'}$ einzuführen. Bild 7 veranschaulicht ihre Bestimmung.

1. Der Wert $c_{a\text{ eff}}$ als Funktion der Einflussgrössen

Aus den Geschwindigkeits-Diagrammen (Bild 7) erhält man die Werte $\Delta w_{u'}$ und $w_{\infty'}$ und aus der Beziehung

$$c_{a\text{ id}} l/t = \frac{2 \Delta w_{u'}}{w_{\infty'}}$$

den Wert $c_{a\text{ id}}$. Die effektive Geschwindigkeit $c_{a\text{ eff}}$ ist wegen der Reibung kleiner als $c_{a\text{ id}}$. Man ermittelt zunächst den Gleitwinkel $\epsilon = c_w/c_a$ (Bild 8). Nun ist:

$$\frac{\Delta w_{u'}}{p_{\text{id}}} = \sin \gamma_{\infty} \quad \frac{\Delta w_{u'}}{p_{\text{eff}}} = \sin (\gamma_{\infty} + \epsilon)$$

$$\frac{p_{\text{eff}}}{p_{\text{id}}} = \frac{c_{a\text{ eff}}}{c_{a\text{ id}}} = \frac{\sin \gamma_{\infty}}{\sin (\gamma_{\infty} + \epsilon)}$$

somit wird

$$c_{a\text{ eff}} l/t = c_{a\text{ id}} l/t \frac{\sin \gamma_{\infty}}{\sin (\gamma_{\infty} + \epsilon)}$$

Mit dieser Gleichung und dem angenommenen Wert c_a zul lassen sich nun das notwendige l/t und damit die erforderliche Schaufelzahl berechnen. Unter Umständen muss iteriert werden, wenn der endgültige c_a -Wert stark von dem zur Gleitzahlbestimmung angenommenen abweicht. Es wird fast immer nötig sein, die derart erhaltenen Schaufelzahlen aus Schwingungsgründen so aufeinander abzustimmen, dass die Schaufelzahlen zweier aufeinander folgender Schaufelkränze keinen gemeinsamen Teiler aufweisen.

2. $c_{a\text{ zul}}$ als Funktion der Einflussgrössen

Aus Windkanalmessungen, die in den NACA-Veröffentlichungen für die in Frage kommenden Profile in hinreichendem Ausmass vorliegen, lässt sich $c_{a\text{ zul}}$ in Abhängigkeit der einzelnen Einflussgrössen ermitteln. Die Profilauswahl hat, da der Machzahleinfluss der massgebende Faktor ist, insbesondere unter Berücksichtigung des Nasenradius, der Dickenrücklage, des Dickenverhältnisses, der Wölbung und Wölbungsrücklage zu erfolgen. In Bild 9 werden Auswertungen für einige Profile angegeben, die der Bestimmung der Leistungsgrenzen des normalen, einfachen Axialverdichters zu Grunde gelegt wurden. Um die Verdrängungsströmung aus der endlichen Profildicke zu berücksichtigen, ist zu empfehlen, $c_{a\text{ zul}} = 0,9$ bis $1,0$ in Nabennähe nicht zu überschreiten.

III. Die Auslegung der Beschaufelung

Bisher wurden für Leit- und Laufräder meistens Profile mit Kreisbogenskeletten verwendet. Bei hochbelasteten Ladern ist es jedoch vorteilhaft, auf Profile der NACA-Systematik überzugehen, die in aerodynamischer Hinsicht eine bessere Gestaltung ermöglichen.

A. Skelett, Wölbungsrücklage, Dicke und Dickenrücklage

Bei diesen Profilen ist die Lage der massgeblichen Wölbung frei wählbar ebenso wie die Lage der maximalen Dicke des über das Skelett zu ziehenden Tropfens.

An machzahlkritischen Schnitten muss die relative Dicke klein gehalten werden; Werte von 6 bis 7 %, verbunden mit relativen Nasenradien $\rho/l = 0,55 (d/l)^2$, sind an solchen Stellen angezeigt. An Stellen mit $M < 0,6$ ist eine relative Dicke

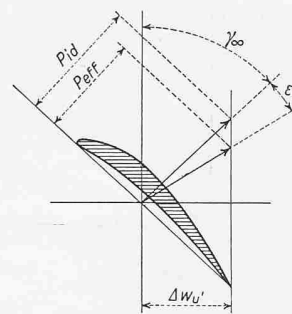


Bild 8.

von 11 % bei einem relativen Nasenradius von $\rho/l = 1,1 (d/l)^2$ zu empfehlen, da diese Werte aerodynamisch bestes Verhalten ermöglichen. An den Wurzeln der Laufschaufeln muss man des öfters aus Festigkeitsgründen noch grössere relative Dicken wählen, jedoch sollte dort der freie Durchströmquerschnitt nicht 75 bis 80 % des ungestörten Querschnitts unterschreiten.

Die Rücklage der maximalen Dicke ist mit Rücksicht auf die Machzahl zu wählen. Dickenrücklagen von 40 bis 50 % sind an machzahlkritischen Schnitten angezeigt, an Schnitten kleinerer Machzahl kann man mit der Rücklage der Dicke bis auf 25 % zurückgehen.

Die Rücklage der maximalen Wölbung kann zwischen 20 und 60 % variieren. Ihre endgültige Auswahl hat mit Berücksichtigung der gewählten Dickenverteilung zu erfolgen und setzt bei korrektem Vorgehen die Durchführung von Druckverteilungsrechnungen über die Profiltiefe voraus, die die gegenseitige Induktion der Profile berücksichtigen.

B. Die Uebertreibung der Umlenkungswinkel

Die Winkelübertreibung hat den Zweck, den Mittelwert der Umlenkung aller Stromlinien auf den durch die Umlenkdiagramme geforderten Wert zu bringen. Nur die in direkter Nähe der Profile verlaufenden Stromlinien folgen hinreichend genau der Profilkontur, so dass dort bei einem Gitter mit unendlichem l/t die Umlenkung der Krümmung der Skelettlinien entspricht. Beim Uebergang auf einen endlichen Wert von l/t muss die Skelettkrümmung überhöht werden, damit die mittlere wirksame Umlenkung den geforderten Wert annimmt.

Gegeben ist das Geschwindigkeits-Diagramm mit den Winkeln T_1 und T_2 . Ein- und Ausströmwinkel schliessen den Winkel ϑ_{∞} ein. Die Winkelbezeichnungen gehen aus den Bildern 10 und 11 hervor.

Dem Winkel ϑ_{∞} entspricht ein Winkel ψ für die Eintrittstangente und ein Winkel φ_{∞} für die Austrittstangente der Skelettlinie über $\psi_{\infty} + \varphi_{\infty} = \vartheta_{\infty}$. Der Zusammenhang zwischen ψ_{∞} , φ_{∞} und ϑ_{∞} kann für ein vorgegebenes Profil aus der Skelettlinie berechnet werden. Damit ist mit $T_1 - \psi_{\infty}$ ein vorläufiger Staffelungswinkel T_s gegeben. Zur Bestimmung der Winkel-

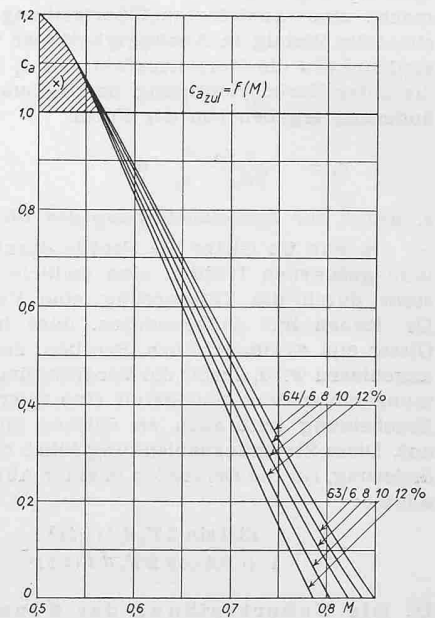


Bild 9. Auswertungen für einige Schaufelprofile. Bei der Bestimmung der Schaufelzahl soll das schraffierte Gebiet möglichst vermieden werden.

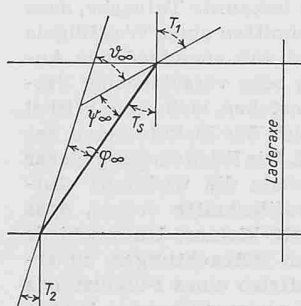


Bild 10.

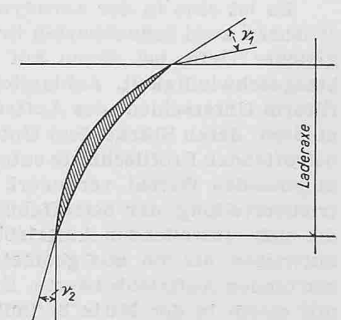


Bild 11.

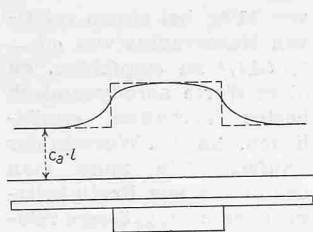


Bild 12.

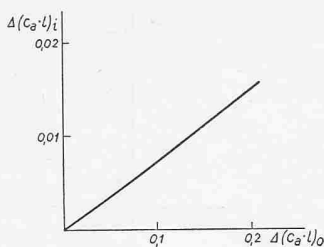


Bild 13.

übertreibung beim Uebergang auf endliche Schaufelzahl wird nun so vorgegangen, dass man in erster Näherung den Oeffnungswinkel ϑ_∞ durch μ dividiert. μ wurde von Weinig bereits vor einigen Jahren in Abhängigkeit von t/l und $T_s \infty$ für kreisbogenförmige Profile bestimmt. Weiter wurde der Winkel ϑ entsprechend der Berücksichtigung der Reibung, mit dem Faktor $(1 + \kappa_p)/2\kappa_p$ mit $\kappa_p = c_a'/2\pi$ multipliziert; das ergibt dann den neuen Oeffnungswinkel ϑ' . Die Grösse $(\vartheta' - \vartheta_\infty)/2$ gibt den Winkel ν , um den die An- und Abströmrichtung durch die Winkelübertreibung geändert wird. Geht man nun von dem Kreisbogenskelett ab, dann ist zu beachten, dass sich der Angriffspunkt des Auftriebs mit der Verschiebung der grössten Wölbung ebenfalls verschiebt, so dass dadurch der Auf- und Abwind an der Ein- und Austrittskante geändert wird, und damit ν_1 und ν_2 geändert werden müssen. Der Faktor am Eintritt sei κ_e und am Austritt κ_a ; dann ist $\nu_1' = \kappa_e \nu_1$ und $\nu_2' = \kappa_a \nu_2$. Dem Oeffnungswinkel ϑ entsprechen wieder ein Winkel ψ' und ein Winkel φ' . Damit wird $\psi' + \nu_1' = \psi$, $\varphi' + \nu_2' = \varphi$, $\vartheta = \psi + \varphi$, und man kann f/l aus einer Auftragung als Funktion von ϑ ermitteln. f bezeichnet die Wölbungshöhe.

C. Die Uebertreibung der Anstellwinkel

1. Anteil zur Berücksichtigung des Gittereinflusses

Bei der Anordnung von Einzelprofilen zu einem Gitter entsteht durch die gegenseitige Beeinflussung ein Abfall von $d c_a/d \alpha$, sowie eine Aenderung von α_0 zwischen dem freifahrenden Flügel und einem Profil im Gitter. Dieser Effekt macht eine Anstellwinkelübertreibung notwendig, für die ebenfalls Weinig in Abhängigkeit der Teilung und dem Anstellwinkel δ die Korrekturfaktoren κ_1 und κ_0 abgeleitet hat, die unter Berücksichtigung der Reibung eine Anstellwinkeländerung ergeben von der Form

$$\nu_s = \frac{1 - \kappa_p}{2 \kappa_p} \frac{\kappa_1}{\kappa_0} [\alpha_0]$$

2. Anteil zur Berücksichtigung des Dickeneinflusses

Da nun im Gitter die Profile durch den um die Skelettlinie gezogenen Tropfen eine endliche Dicke besitzen, entsteht durch die Versperrung eine Verdrängungsströmung. Dr. Ruden hat nachgewiesen, dass in einem gestaffelten Gitter aus symmetrischen Profilen, das in $c_a = 0$ -Richtung angeblasen wird, durch die Verdrängungsströmung eine Strömungsumlenkung und damit eine Querkraft entsteht. Diese Erscheinung tritt auch an Gittern mit gewölbten Profilen auf. Diese Strömungsablenkung führt zu einer Anstellwinkeländerung, für die Dr. Ruden in einer Ableitung folgende Form angibt:

$$\nu_D = \frac{13,0 \sin 2T_s d/l (l/t)^2}{1 + 0,4 \cos 2T_s d/l (l/t)^2}$$

D. Die Uebertreibung der Schaufelverwindung

Es ist eine in der Aerodynamik bekannte Tatsache, dass zwischen zwei benachbarten Profilschnitten eines Tragflügels gleicher Tiefe, bei denen auf Grund von verschiedener Anblasgeschwindigkeit, Anblasrichtung oder verschiedener Profilform Unterschiede des Auftriebs bestehen, sich freie Wirbel ablösen, deren Stärke dem Unterschied der Zirkulationen der betreffenden Profilschnitte entspricht. Die Rückwirkung dieser abgehenden Wirbel verändert ihrerseits die wirkliche Auftriebverteilung der betreffenden Profilschnitte derart, dass die sich einstellenden Auftriebsbeiwerte kleinere Unterschiede aufweisen als die aus geometrischen Betrachtungen zu erwartenden Auftriebsbeiwerte. Der Auftrieb eines Flügelstücks mit einem in der Mitte befindlichen ausgeschlagenen Ruder, der, rein geometrisch betrachtet, einen Verlauf mit Sprung-

stellen erwarten lässt, verformt sich infolge der abgehenden induzierten Wirbel in eine kontinuierliche, die Sprungstellen ausgleichende Verteilung (Bild 12). Diese im Flugzeugbau bekannte Tatsache wurde durch Multhopp rechnerisch erfasst.

Eine gleichartige Erscheinung ist bei den Schaufeln von hochbelasteten Axialverdichtern vorhanden, bei denen aus bereits angeführten Gründen potentiale Verteilung des Dralles nicht mehr möglich ist, so dass auch die Zirkulation über der Schaufelhöhe nicht mehr konstant sein kann. Betrachtet man nun die Schaufel als ein Flügelstück zwischen zwei Endscheiben, also als Flügel mit sehr grosser Streckung, so lassen sich nach Multhopp, ausgehend von der Prandtl'schen Integralgleichung,

$$\alpha_i(y) = \frac{1}{4\pi v} \int_{-b/2}^{+b/2} \frac{d\Gamma}{dy'} \frac{dy'}{y - y'}$$

die $\Delta(c_a l)_i$ -Werte mit Induktionseinfluss über den rein geometrisch zu erwartenden Werten $\Delta(c_a l)_0$ auftragen (Bild 13).

Aus den Geschwindigkeits-Diagrammen ist am Schaufelfuss und an der Schaufelspitze entsprechend

$$c_a l/t = \frac{2 \Delta w_a'}{w_{\infty'}}$$

die für die Umlenkung erforderliche c_a -Belastung gegeben, und aus der Beziehung

$$\Gamma = \frac{w_{\infty'} l c_a}{2}$$

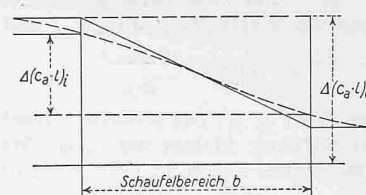


Bild 14.

die Zirkulation. Die Zirkulations-Beiwerte $\gamma = \Gamma/v_m b$ werden auf die mittlere Geschwindigkeit bezogen; hieraus erhält man an den beiden betrachteten Schnitten $(c_a l) = 2b\gamma$ und damit die Differenz $\Delta(c_a l)$ zwischen Fuss- und Spitzenprofil. Diese Differenz muss nun mit Induktionseinfluss erhalten bleiben. Aus Bild 13 lässt sich der erforderliche überhöhte geometrische Wert $\Delta(c_a l)_0$ ablesen. Die Schaufel muss also zusätzlich so verwunden werden, dass am Fussende die Belastung um den Wert $1/2 [\Delta(c_a l)_0 - \Delta(c_a l)_i]$ erhöht wird, während an der Spitze um den selben Wert abgemindert werden muss. Nun lässt sich rückwärts über $\gamma = c_a l/2b$ die neue Zirkulation $\Gamma = \gamma v_m b$ berechnen und daraus über den auf die örtliche Geschwindigkeit bezogenen Zirkulationsbeiwert die erforderliche örtliche $(c_a l)$ bzw. c_a -Belastung ermitteln (Bild 14). Aus der Differenz des ursprünglichen c_a -Wertes und dem derart erhaltenen c_a -Wert lässt sich nun die erforderliche Winkelkorrektur an jedem Schaufelschnitt ermitteln entsprechend der Gleichung

$$\nu_a = \frac{\Delta c_a}{d c_a/d \alpha} 57,3$$

E. Prandtl- bzw. St. Venant-Korrektur

Da, wie allgemein bekannt, der Auftriebgradient unter anderem eine Funktion der Machzahl ist, müssen die Umlenk- und Anstellwinkel-Uebertreibungen noch entsprechend der örtlichen Machzahl korrigiert werden durch Division mit dem von Prandtl abgeleiteten Faktor $P = 1/\sqrt{1 - M^2}$. Genauere Werte, insbesondere für hohe Machzahlen, ergibt die Korrektur mit dem von St. Venant abgeleiteten Faktor

$$\frac{1}{\left(1 + \frac{\kappa - 1}{2} M^2\right)^{\kappa - 1}}$$

F. Zusammenfassung der Winkelübertreibung

Die Winkelübertreibung setzt sich folglich zusammen aus:

1. Der Wölbungsübertreibung, die die Winkel ν_1' und ν_2' ergibt;
2. Den Anstellwinkel-Uebertreibungen:
 - a) aus Gittereinfluss, der den Winkel ν_s ergibt,
 - b) aus Dickeneinfluss, der den Winkel ν_D ergibt,
 - c) aus Induktionseinfluss, der den Winkel ν_a ergibt.

Korrigiert nach St. Venant, ergibt sich somit der endgültige Betrag

$$v_1^* = (v_1' - v_s - v_D - v_a) \left\{ \frac{1}{\left(1 + \frac{z-1}{2} M^2\right)^{\frac{1}{z-1}}} \right\}$$

und

$$v_2^* = (v_2' + v_s + v_D + v_a) \left\{ \frac{1}{\left(1 + \frac{z-1}{2} M^2\right)^{\frac{1}{z-1}}} \right\}$$

Mit v_1^* und v_2^* wird dann $T_1^* = T_1 + v_1^*$ und $T_2^* = T_2 - v_2^*$ und $\vartheta^* = T_1^* - T_2^*$ der endgültige Öffnungswinkel des Skeletts. Daraus ergibt sich f/l^* , ψ^* , φ^* , und mit $T_1^* - \psi^* = T_s^*$ ist auch der Sehnenanstellwinkel bekannt.

IV. Zusammenfassung und Ausblick

Das Endziel der Axialverdichter-Auslegung muss sein, durch hohe Stufenbelastung die Reibungsverluste und die induzierten Verluste auf ein Minimum zu reduzieren und so den Wirkungsgrad entsprechend zu steigern. Bei NACA wurde bereits an einer gut ausgelegten Stufe ein Wirkungsgrad von 96 % gemessen. Es muss also möglich sein, auch für mehrstufige Verdichter bei exakter Auslegung Wirkungsgrade von 88 bis 90 % und darüber zu erreichen.

Durch die in vorliegender Arbeit geschilderten Berechnungsmethoden ist es möglich, den Strömungsvorgang in Axialverdichtern wesentlich genauer zu erfassen, als es bisher gemacht wurde. Die Ergebnisse dieser Berechnungsmethode sind in Übereinstimmung mit Versuch und Erfahrung. Der vergrösserte Berechnungsaufwand spielt bei Turbotriebwerken nur eine untergeordnete Rolle, da eine Verbesserung von Lader- und Turbinenwirkungsgrad wegen der hohen inneren Leistung den Gesamtwirkungsgrad des Aggregates in wesentlich höherem Masse als linear zugute kommt. Bei der Annahme eines Turbinentriebwerks, dessen innere Leistung etwa den doppelten inneren Wert der äusseren Leistung hat, wird die Nutzleistung um 10 % erhöht, wenn sich der Verdichtereffizienzgrad von 80 auf 84 % verbessern lässt. Zugleich sinkt der spezifische Verbrauch ebenfalls um 10 %. Bei gleichzeitiger Erhöhung des Verdichter- und des Turbinenwirkungsgrades von je 80 auf 84 % steigt die Nutzleistung sogar um 25 % bei ebenso grosser Herabsetzung des spezifischen Verbrauchs.

Es erscheint also nicht ausgeschlossen, dass in einiger Zeit das Anwendungsgebiet der Turbinentriebwerke sich beträchtlich ausweitet und sich auch auf kleinere Verkehrsmittel erstrecken wird, wie das auch aus Meldungen über im Ausland laufende Entwicklungen von Turbinentriebwerken für Kraftwagen hervorgeht.

Verarbeitete Literatur

- [1] H. Mülthopp: Die Berechnung der Auftriebverteilung von Tragflügeln («Lufo» 1938/4).
- [2] F. Weinig: Die Strömung um Schaufeln von Turbomaschinen.
- [3] F. Weinig: Verwendung der Ergebnisse von Tragflügeln und Turbomaschinen.

MITTEILUNGEN

Die vielfach-windschiefe Fahrleitung für elektrische Bahnen. Die Fahrgeschwindigkeit ist bei elektrischen Bahnen durch die Kontaktschwierigkeiten zwischen Fahrdrabt und Stromabnehmer begrenzt; sie liegt bei der grösstenteils verwendeten senkrechten Vielfach-Bauweise bei etwa 130 km/h. Hauptforderung für guten Kontakt sind eine möglichst gleichbleibende Elastizität des Fahrdrabtes in vertikaler Richtung und eine zweckmässige Lage des Drahtes relativ zum Gleis. Ausserdem soll die Fahrleitung geringe Erstellungs- und Unterhaltskosten ergeben. Der Firma Kummeler & Matter, Zürich, gelang es, eine vollelastische, vielfach-windschiefe Fahrleitung¹⁾ zu konstruieren, die diese Forderungen weitgehend erfüllt, sich in nunmehr fünfjährigem Betrieb auf der Strecke Yverdon—Ste-Croix aufs beste bewährt hat und seither auf acht weiteren Nebenbahnen in der Schweiz eingeführt wurde. Hierüber berichtet Dipl. Ing. M. Wittgenstein, Zürich, im «Bulletin SEV» 1951, Nr. 41. Darnach wird das fest verlegte Tragseil über der Gleisaxe verlegt, wobei die Masten bei geraden Strecken abwechslungsweise links und rechts des Gleises aufgestellt werden und nur kurze Ausleger erhal-

ten. Der Fahrdrabt, der durch Gewichte mit gleichbleibender Zugkraft gespannt wird, hängt pro Spannweite an vier bis sechs Hängedrähten, die sich verschieden schräg einstellen, während der Fahrdrabt in der Horizontalebene eine Schlangelinie beschreibt. Die Hängedrähte sind in der Nähe der Stützen länger und gegenüber der Vertikalen stärker geneigt als im Bereich um die Mitte zwischen zwei Stützen, wodurch die in der Nähe der Stützen geringere Nachgiebigkeit des Fahrdrabtes unter der Wirkung des Anpressdruckes des Stromabnehmers ausgeglichen wird und sich so überall gleiche Elastizitätsverhältnisse ergeben. Bei Kurven wird das Tragseil auf der Aussenseite des Gleises verlegt und die gegenüber der Horizontalen nur noch schwach geneigten Hängedrähte so bemessen, dass der Fahrdrabt unter der Wirkung der Zugkraft, mit der er gespannt wird, in die richtige Lage zum Gleis zu liegen kommt. Nach der selben Methode können auch doppelspurige Kurvenstrecken überspannt werden, wobei zum Aufhängen des innern Fahrdrabtes grössere Ausleger nötig sind. Neben unterbrochener, funkenfreier Stromabnahme, die die Fahrmotoren schon und störungsfreie Rekuperation ermöglicht, ergeben sich geringere Erstellungskosten infolge Wegfall von Spurhaltern und Einsparen von Masten, sowie geringere Unterhaltskosten infolge längerer Lebensdauer der Fahr- und Hängedrähte.

Die Edison-Gruppe besteht aus einer Anzahl von Unternehmungen, die sich hauptsächlich mit der Erzeugung und Verteilung elektrischer Energie über einen grossen Teil von Norditalien befassen. Sie erzeugt mehr als ein Viertel der in Italien insgesamt produzierten Energie und stellt damit die bedeutendste Elektrizitätsgesellschaft dieses Landes dar. Sie betreibt hydroelektrische Kraftwerke an den Flussläufen des Toce, der Adda, des Oglio, des Noce sowie in den Westalpen und im Apennin, über die hier früher berichtet wurde¹⁾. Ausserdem verfügt sie über Dampfkraftwerke in Genua (50 000 kW), Piacenza (22 000 kW), Novara (14 400 kW) und La Pianta (11 400 kW), von denen die beiden erstgenannten gegenwärtig beträchtlich erweitert werden. Die Edison-Gruppe erzeugt und verteilt Stadtgas für Mailand und Umgebung und betreibt umfangreiche Anlagen für die Gewinnung von Kohlederivaten, Kalzium-Karbid und anderen chemischen Produkten. Ihr sind ferner metallurgische Werke sowie eine Reihe von Fabriken für Halb- und Fertigprodukte aller Art (Armatoren, Akkumulatoren, Glühlampen, Zähler, elektrische Schalter, Isolatoren, Transformatoren usw.) angeschlossen. Die Gesellschaft hat soeben ein prachtvoll ausgestattetes Werk herausgegeben, in dem ihre zahlreichen Anlagen an Hand eines reichen Bildermaterials beschrieben sind, und das auch Einblicke in ihre vielgestaltige Tätigkeit gewährt. Reizvoll ist die Schilderung der geschichtlichen Entwicklung, die bis auf das Jahr 1882 zurückgeht, in der Giuseppe Colombo, Professor an der Polytechnischen Schule in Mailand, das «Comitato per le Applicazioni dell'Elettricità, sistema Edison, in Italia» gegründet hatte. Das Werk schliesst mit einer Schilderung der Wohlfahrtseinrichtungen und der Institutionen für die fachtechnische Schulung.

¹⁾ SBZ 1950, Nr. 10, 11, 13 und 14.

Technik in der Fischwirtschaft. Im Anschluss an die vom Deutschen Kältetechnischen Verein veranstaltete Kältetagung in Cuxhaven vom 26. bis 29. September 1949 fand eine Tagung des Fachausschusses für Lebensmitteltechnik des VDI statt. Der Arbeitsausschuss «Fischwirtschaft» bestrebt sich dabei, die Ingenieuraufgaben aufzuzeigen, die innerhalb der Fischwirtschaft von den Lebensmittelingenieuren zu bearbeiten sind. Die unter diesem Gesichtspunkt gehaltenen Vorträge sind von Dr. W. Schlienz unter dem oben genannten Titel als Heft 2¹⁾ herausgegeben worden und im Gemeinschaftsverlag Deutscher Ingenieur-Verlag, GmbH., Düsseldorf, und Verlag C. F. Müller, Karlsruhe, erschienen. Das Heft enthält fünf Aufsätze, nämlich: «Ingenieuraufgaben auf Fischereifahrzeugen» von Hans Hoppe, Hamburg; «Frischhaltung von Fischen in Skandinavien und anderen Ländern» von Georg Bergström, Göteborg; «Ingenieuraufgaben in der Fischverwertung» von F. Lüche, Hamburg; «Die Bedeutung der Hochseefischerei im Rahmen der Fettversorgung» von Dr. Limpacher, Bremerhaven; «Die Gewinnung von Fischinsulin» von Dr. W. Roeber, Illertissen. Wie auf andern Wirtschaftszweigen muss auch in der Lebensmittelindustrie die Arbeit des reinen Praktikers ergänzt, untermauert und

¹⁾ Vgl. A. Wäscher, Fahrleitung Herzogenbuchsee - Solothurn - Busswil, in SBZ Bd. 125, S. 89* (24. Febr. 1945).

¹⁾ Ueber Heft 1 «Kühlhausbau» berichteten wir in SBZ 1950, Nr. 46, S. 646.