

Zur Möglichkeit aerodynamischer Verfeinerungen von Strahlaggregaten für Tunnellüftung

Autor(en): **Plaskowski, Z.**

Objektyp: **Article**

Zeitschrift: **Schweizerische Bauzeitung**

Band (Jahr): **91 (1973)**

Heft 11

PDF erstellt am: **25.04.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-71827>

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.

Zur Möglichkeit aerodynamischer Verfeinerungen von Strahlaggregaten für Tunnellüftung

DK 621.617:625.712.35:628.83

Seinem hochverehrten Lehrer, Professor Dr. J. Ackeret, zum 75. Geburtstag gewidmet

Von Z. Plaskowski, Institut für Aerodynamik, ETH – Zürich

1. Bezeichnungen

[]	Einheiten im technischen Masssystem	[m, kp, s]
c_s	Schubziffer $c_s = S/(\rho/2 \cdot U^2 F_G)$	[—]
D_G	Gebläse-Durchmesser (Aussendurchmesser des Laufrades)	[m]
d_N	Gebläse-Nabendurchmesser $= v D_G$	[m]
D_s	Treibstrahl-Durchmesser (am Düsenaustritt)	[m]
F_G	Gebläse-(Nenn-)Querschnitt $F_G = \pi/4 \cdot D_G^2$	[m ²]
F_s	Treibstrahl-Querschnitt (am Düsenaustritt) $F_s = \pi/4 \cdot D_s^2$	[m ²]
F_v	Verkehrsraum-Querschnitt im Tunnel	[m ²]
F^*	Tunnel-Restquerschnitt beim Treibdüsenende, «Umgebungsquerschnitt» für den Treibstrahl $F^* = F_v - F_s$	[m ²]
k_w	Wandeffluss-Faktor infolge Coanda-Effekt auf die Reduktion der Treibstrahl-Wirksamkeit in Wandnähe	[—]
L_w	Gebläse-Wellenleistung, $L_w = \Delta p_G Q_s / \eta_G$	[m · kp/s]
n	Drehzahl (effektiv) des Gebläse-Laufrades	[U/min]
n_s	sekundliche Drehzahl des Gebläse-Laufrades	[U/s]
Δp_G	Förderdruck des Gebläses, gemessen zwischen gleich grossen Querschnitten vor und nach der Stufe $\Delta p_G = \Delta p_{\text{statisch}} \cong \Delta p_{\text{gesamt}}$	[kp/m ²]
Δp_L	durch mechanische Lüftung bewirkte Druckerhöhung im Lüftungsabschnitt des Tunnels	[kp/m ²]
Q_s	sekundl. Treibstrahl-Menge, zugleich Fördervolumen des Gebläses	[m ³ /s]
S	Schub des Strahlaggregates im Tunnel	[kp]
U	Umlaufgeschwindigkeit des Gebläse-Laufrades $U = \pi D_G n_s$	[m/s]
u_s	Treibstrahl-Geschwindigkeit am Austritt aus dem Aggregat (Düsenende)	[m/s]
u_v	Längsgeschwindigkeit der Luftströmung im Tunnel (ungestört)	[m/s]
u_v^*	Längsgeschwindigkeit der Tunnelluft-Strömung im «Umgebungsquerschnitt»	[m/s]
z	Anzahl Aggregate im Tunnel	[—]
β	Schaufelwinkel (Nennbetrag) des Gebläse-Laufrades	[°]
δ	Durchmesser- bzw. Grössen-Kennwert des Gebläses (n. Marcinowski [2], umschrieben) $\delta = D_G \left\{ \frac{\Delta p_G}{\rho/2} \cdot 1/Q_s^2 \right\}^{1/4} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{4}} =$ $= \psi^{1/4} \varphi^{-1/2}$	[—]
η_G	Gebläse-Wirkungsgrad, $\eta_G = \Delta p_G Q_s / L_w \cdot 100$	[%]

η_{SL}	Wirkungsgrad der Strahlüftung im Tunnel $\eta_{SL} = S u_v / L_w \cdot 100$	[%]
ϑ	Abkürzung $= (1 - \mu)/(1 - \Phi)$	[—]
κ_s	Faktor für die Schubziffer im Tunnel, Vgl. (10)	[—]
$\kappa_{s(a)}$	Faktor für die Schubziffer in unbeschränktem Raum, vgl. (10a)	[—]
κ_η	Faktor für den Wirkungsgrad der Strahlüftung im Tunnel, vgl. (11)	[—]
$\kappa_{\eta(a)}$	Faktor für den Propulsionswirkungsgrad in unbeschränktem Raum, vgl. (11a)	[—]
λ	Leistungsziffer des Gebläses $= L_w/(\rho/2 \cdot U^3 F_G) = \varphi \cdot \psi/\eta_G$	[—]
Λ	Wellenleistung von z Gebläsen im Verhältnis zur Leistung eines einzigen, für gleichen Schub im Tunnel $\Lambda = z L_{W(z)}/L_{W(1)}$	[—]
μ	«Verkehrsraum-/Treibstrahl»-Geschwindigkeitsverhältnis $\mu = u_v/u_s$	[—]
μ^*	«Umgebungs-Restquerschnitt-/Treibstrahl»-Geschwindigkeitsverhältnis $\mu^* = u_v^*/u_s$	[—]
v	Nabenverhältnis des Gebläses $v = d_N/D_G$	[—]
ρ	Luftdichte	[kp · s ² /m ⁴]
σ	Drehzahl- bzw. Schnellauf-Kennwert (l.c.) $\sigma = n_s \left\{ Q_s^2 \left(\frac{\Delta p}{\rho/2} \right)^{-3} \right\}^{1/4} \cdot 2 \sqrt{\pi} = \varphi^{1/2} \psi^{-3/4}$	[—]
Φ	Querschnittsverhältnis «Treibstrahl-Verkehrsraum» $\Phi = F_s/F_v$	[—]
φ	Lieferzahl des Gebläses $\varphi = Q_s/U F_G$	[—]
ψ	Druckziffer des Gebläses $\psi = \frac{\Delta p_G}{\rho/2 \cdot U^2}$	[—]
ω	Kreisfrequenz des Gebläse-Laufrades $\omega = 2 \pi n_s$	[s ⁻¹]

Indizes:

(a)	approximativ (z. B. für $\mu^* \cong \mu$)
G	Gebläse
L	Lüftungsabschnitt im Tunnel
(m)	für maximale Druckziffer $[\psi_{\max}]_\beta$, z. B. $\varphi_{(m)} = \varphi(\psi_{\max})_\beta$
N	Nabe
(opt)	optimal, für $\eta_G = [\text{Optimum}]_\beta$, z. B. $\varphi_{\text{opt}} = \varphi(\eta_G = \text{Maxim.})_\beta$
s	Strahl = Treibstrahl, bzw. sekundlich
S	Schub(-ziffer)
SL	Strahlüftung im Tunnel
W	Wellen(-leistung)
w	Wand(-faktor)
(z)	für eines der z Gebläse im Tunnel
(1)	für ein einziges Gebläse im Tunnel
1,1	für eine um 10% gegenüber dem Optimalpunkt erhöhte Lieferzahl $\varphi_{1,1} = [1,1 \varphi_{\text{opt}}]_\beta$

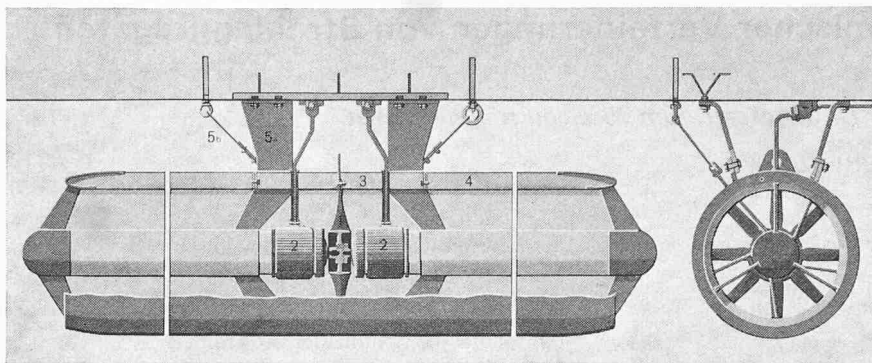


Bild 1. Aufbau eines Strahlventilators für umkehrbare Strömungsrichtung der Ventilator AG, Stäfa / Voith-Getriebe KG, Heidenheim. (Aus [9] mit freundlicher Erlaubnis der Herausgeber)

- 1 Laufrad mit symmetrisch profilierten Schaufeln
- 2 Antriebsmotoren
- 3 Ventilatorgehäuse
- 4 Schalldämpfer
- 5 Aufhängung (Varianten a oder b)

2. Strahlaggregate in Strassentunneln

Einfache Strahlaggregate, grundsätzlich bestehend aus einem Axialventilator in einem Mantelrohr konstanten Durchmessers (Bild 1), stellen eine bekannte Lösung für die mechanische Längslüftung in kürzeren, insbesondere innerstädtischen Autotunneln dar [6], [9]. Dank ihrer, auf der turbulenten Strahlmischung basierenden Wirkungsweise [1] werden die Längsgeschwindigkeiten der Luftströmung im Tunnel gesteigert und die Abgaskonzentration auf das gewünschte Mass reduziert [3], [4].

Entgegen dem Propulsionsprinzip, wonach grosse Luftmassen wenig beschleunigt eine gute Wirtschaftlichkeit ergeben, sind bei der Strahlhlüftung relativ kleine Abmessungen der Aggregate und grosse Strahlgeschwindigkeiten anzutreffen. Die Gebläse- und Strahldurchmesser sind geometrisch durch den ausserhalb des Lichtraumprofils verfügbaren Raum eingeschränkt. Demzufolge sind die Strahlquerschnitte sehr klein im Verhältnis zum Querschnitt des Verkehrsraumes, auf den sie einwirken. Eine allfällige Unterbringung der Apparate in Nischen an der Tunneldecke ändert die Grössenordnung der Querschnittsverhältnisse nicht, bringt indessen einen baumässigen Zusatzaufwand und eine Reduktion der Schleppwirkung des Treibstrahles mit sich [7].

Um eine genügende Impulsübertragung auf die gesamte Tunnelluft zu gewährleisten, muss der vom Strahlaggregat erfasste Teil der Luft stark beschleunigt werden, und so betragen die Treibstrahl-Geschwindigkeiten am Düsenaustritt ein Mehrfaches der Längsgeschwindigkeit der Tunnelströmung. Dies bedingt lange Mischungsstrecken stromabwärts [1], und setzt den Propulsionswirkungsgrad des ganzen Systems «Aggregat + Tunnel» herab. Eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit im Verkehrsraum bewirkt zugleich einen Anstieg des Druckabfalls am Tunneleintritt (Portal) und der Reibungsverluste im Tunnel sowie eine Abnahme der positiven Kolbenwirkung der Fahrzeuge. In der Druckbilanz entlang des Tunnels müssen auch diese quasi «Zusatz»-Anteile gedeckt werden. Daneben sind den Strahlgeschwindigkeiten und somit ihrer Treibwirkung auf die Verkehrsraum-Strömung praktische Grenzen gesetzt, so zum Beispiel durch die Schluckfähigkeit des Gebläses, seine Drehzahl bzw. Umfangsgeschwindigkeit, den erzeugten Lärm usw.

Das Zusammenspiel einiger Faktoren seitens der Strahlaggregate, einschliesslich Gebläse-Charakteristik, soll hier zur Sprache kommen. Will man den billigen Herstellungskosten – einmal «ausnahmsweise» – die aerodynamische Sauberkeit, eine ingenieurmässige Eleganz der Lösung und damit niedrigere Betriebskosten [12] voranstellen, so kann etwa zu folgenden Verfeinerungen einer solchen Anlage gegriffen werden:

- a) Anwendung von Laufrädern mit (im Stillstand) verstellbaren Schaufeln,
- b) Anwendung von je zwei Laufrädern im Gegenlauf hintereinander,

- c) Aerodynamische Formgebung des Mantelrohres in Anpassung an die Ventilator-Charakteristik.

Allgemein kommt dazu die Möglichkeit, bzw. – je nach Fall – die Notwendigkeit, des Einsatzes von mehreren kleineren Aggregaten anstelle eines grossen. Die Schaufelverstellung und der Gegenlauf werden verschiedentlich abgelehnt, als zu aufwendig für eine Strahlhlüftung. Demgegenüber sei hier an nicht zu unterschätzende Vorteile erinnert, die die Anwendung von beiden Massnahmen für die Tunnelhlüftung mit ihrem steten Lastwechsel mit sich bringt: Möglichkeit einer weitgehenden Drallelimination im Nachlauf beim Gegenlauf (ohne Leiträder), sodann eine wesentlich erweiterte Flexibilität und bessere Anpassung des Lüftungsbetriebes an die Charakteristiken der Ventilatoren bei Schaufelverstellung und Gegenlauf, besonders, wenn beide zugleich angewendet werden. – Der damit verbundene (allfällige) Verzicht auf Reversibilität des Blasbetriebes erscheint heute im Lichte der Erfahrungen mit der Strahlhlüftung nicht als gravierend. – Hervorzuheben sei dafür die grosse Ersparnis, die – speziell in Grenzfällen (vgl. Liberty Tunnel, [11]) – erzielt wird durch den Einsatz von günstig ausgelegten Strahlhlüftern direkt im Verkehrsraum anstelle der Halbquer- bzw. der Querlüftungsinstallationen mit den zugehörigen Zu- und Abluftkanälen sowie Zentralen ausserhalb des Verkehrsraumes (Kostenpunkt s. [12]).

Die Geschwindigkeits-, Druck- und Kraftverhältnisse im Verkehrsraum und im Gebläse lassen sich in bekannter Weise unter Annahme konstanter Luftdichte ρ mittels Erhaltungssätze (Kontinuität, Energie, Impuls) für die Strahlhlüftung in einer Tunnelröhre bestimmen [5]. Übersichtshalber werden die Zusammenhänge kurz rekapituliert, wobei eine für die hier zu behandelnden Fragen zweckdienliche Formulierung verwendet wird.

Als Dimensionierungs-Richtgrösse dient der Schub des Strahlaggregates

$$(1) \quad S = F_v \Delta p_L k_w,$$

der nach dem Impulssatz nötig ist, um dem Verkehrsraum mit dem Querschnitt F_v einen zur Entstehung genügender Strömungsgeschwindigkeit u_v benötigten Drucksprung Δp_L (über die mechanische Lüftung) aufzuprägen. Dabei wird die Abschwächung der Treibstrahl-Wirksamkeit durch Coanda-artige Effekte in der Wandnähe durch den «Wandfaktor» k_w (~ 1 bis $1,2$) erfasst [7], [8]. Dieser Schub entsteht als Reaktionskraft auf den Treibstrahl des Aggregates im Tunnel (Bild 2, Bezeichnungen s. Verzeichnis vorne).

$$(2) \quad S = \rho Q_s (u_s - u_v^*) - \frac{1}{2} \rho F_v (u_v - u_v^*)^2 = \\ = \rho F_s u_s^2 \left\{ \frac{1 - \mu}{1 - \Phi} - \frac{1}{2} \Phi \left(\frac{1 - \mu}{1 - \Phi} \right)^2 \right\}$$

Dabei eliminiert man die Strömungsgeschwindigkeit u_v^* im

Tunnel-Restquerschnitt $F^* = F_v - F_s$ beim Treibdüsenende mit der Beziehung (Kontinuität)

$$(3) \quad \mu^* = \frac{u_v^*}{u_s} = \frac{\mu - \Phi}{1 - \Phi}$$

Begnügt man sich mit einer für praktische Verhältnisse zulässigen Näherung, indem man $u_v^* \approx u_v$ setzt, so folgt eine «jetmässige» Schubformel, wie sie für ein Strahltriebwerk in unbeschränktem Raum gilt

$$(2a) \quad S_{(J)} = \rho Q_s (u_s - u_v) = \rho F_s u_s^2 (1 - \mu)$$

Eine noch weitergehende Vergrößerung (mit $u_v^* \ll u_s$; $u_v^*/u_s \rightarrow 0$) würde einen «Raketenschub» ergeben

$$(2b) \quad S_{(R)} = \rho Q_s u_s = \rho F_s u_s^2,$$

mit welchem jedoch in die Berechnungen direkt einzugehen wegen zu starken Abweichungen gegenüber (2) nicht ratsam wäre.

Gemäss Energiesatz hängt der im Gebläse selbst erzeugte Druckanstieg Δp_G («Förderdruck des Gebläses») mit den Strömungsgeschwindigkeiten u_s und u_v^* wie folgt zusammen

$$(4) \quad \Delta p_G = \rho/2 \cdot (u_s^2 - u_v^{*2}) = \rho/2 \cdot u_s^2 (1 - \mu^{*2}) = \rho/2 \cdot u_s^2 \left\{ 1 - \left(\frac{\mu - \Phi}{1 - \Phi} \right)^2 \right\}$$

und in einer für Strahl Lüftung ($\mu^* \approx \mu \approx 1/10$ bis $1/6$) brauchbaren Näherung

$$(4a) \quad \Delta p_G \approx \rho/2 \cdot u_s^2.$$

Für Abnahmeversuche von Strahl Lüftern in Tunneln mag die Tatsache von Bedeutung sein, dass der vom Aggregat im Tunnel bewirkte Druckanstieg Δp_L seinem Betrage nach sehr viel kleiner ist als der Gebläse-Förderdruck Δp_G , im Verhältnis

$$\frac{\Delta p_L}{\Delta p_G} = \frac{S/(F_v k_w)}{\Delta p_G}$$

approximiert mit (2a) und (4a)

$$(5a) \quad \frac{\Delta p_L}{\Delta p_G} \approx \frac{1}{k_w} \cdot 2 \Phi (1 - \mu) \ll 1.$$

Ein Zahlenbeispiel möge die praktisch vorkommenden Grössenordnungen und die Zulässigkeit von Näherungsrechnungen beleuchten. In einem Verkehrsraum mit einem Querschnitt von 45 m^2 ströme die Luft mit einer Längsgeschwindigkeit $u_v = 5 \text{ m/s}$, mitgeschleppt durch einen Treibstrahl von 60 cm Durchmesser und einer Strahlgeschwindigkeit $u_s = 30 \text{ m/s}$. Es resultieren

– für die Querschnitte

$$\Phi = F_s/F_v = 0,006283$$

– für Strömungsgeschwindigkeiten

$$\mu = u_v/u_s = 1/6 = 0,166(6);$$

$$\mu^* = u_v^*/u_s = 0,1614 \leq 0,1667$$

das heisst ein relativer Unterschied von rund $3,2\%$.

– für den Schub laut (2), in Meereshöhe $S = 26,6 \text{ kp}$

sowie $S_{(J)} = 0,996 S$ und $S_{(R)} = 1,196 S$.

Wie ersichtlich, approximiert die Jetformel den Schubbetrag (hier!) sehr gut und zwar von der sicheren Seite her, die Raketenformel dagegen nicht.

– für die Drücke laut (5a) mit $k_w = 1,2$

$$\Delta p_L/\Delta p_G \approx 0,00873,$$

womit der Hinweis auf Schwierigkeiten in der Messung eines Δp_L -Betrages, sei es im Labor, sei es an der Grossausführung,

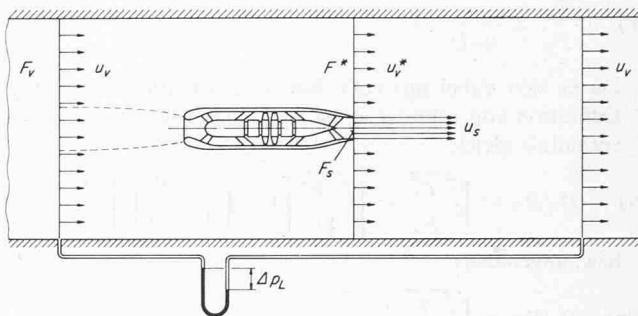


Bild 2. Prinzipische Skizze für die Wirkungsweise eines Strahlaggregates im Lüftungsabschnitt

vorliegt. Die Antwort darauf liegt in der Messung der Strömungsgeschwindigkeit u_v .

3. Aerodynamische Formgebung des Strahlaggregates

Es soll eine in Anlehnung an die Jets der Luftfahrt aerodynamisch verfeinerte Form des Strahlaggregates betrachtet werden (Bild 3): Ein Fangdiffusor vor dem Rad und eine Beschleunigungsdüse nach der Stufe sollen für saubere Zu- und Abstromverhältnisse, das heisst ohne Strömungsablösungen am Einlauf bei verschiedenen Lasten und ohne grobes Totwasser im Nachlauf hinter der Nabe, sowie für charakteristiken-gerechte Auslegung und Ausnützung des Gebläses sorgen.

Durch Einbezug der Kennzahlen aus der Gebläse-Charakteristik, der Druckzahl ψ und der Lieferzahl φ , in die Berechnungen bestimmt man die Bemessungsgrössen des Strahlaggregates wie folgt:

– Zur Erzeugung des Gebläse-Förderdruckes Δp_G nach (4) wird bei der Wahl des Betriebspunktes auf der Gebläse-Charakteristik mittels der Druckzahl ψ das Verhältnis der Strahlgeschwindigkeit u_s am Düsenende (F_s) zur Umfangsgeschwindigkeit U des Gebläses festgelegt gemäss

$$u_s^2 (1 - \mu^{*2}) = \psi U^2$$

und somit zu

$$(6) \quad u_s/U = \sqrt{\psi} \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{\mu - \Phi}{1 - \Phi} \right)^2 \right]^{1/2}}$$

bzw. in der Approximation ($\mu^{*2} \ll 1$) zu

$$(6a) \quad u_s/U \approx \sqrt{\psi}.$$

NB: Für das gewählte Zahlenbeispiel beträgt das Verhältnis der Resultate nach (6): (6a) = 1,0133.

– Zugleich mit der Druckerzeugung soll der Massenstrom des Treibstrahles ρQ_s durch das Gebläse bei der zugehörigen Lieferzahl $\varphi(\psi)$ gefördert werden, das heisst das Förder-volumen ist

$$(7) \quad Q_s = F_s u_s = \varphi U F_G,$$

woraus mit (6) zusammen das Flächenverhältnis «Strahl/Gebläse» bestimmt ist zu

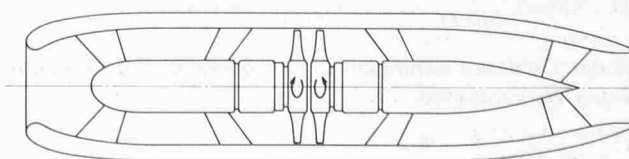


Bild 3. Aerodynamisch verfeinerte Form des Strahlaggregates mit Fangdiffusor vor dem Rad und verjüngter Strahldüse nach der Stufe

$$(8) \quad \frac{F_s}{F_G} = \frac{\varphi}{u_s/U}$$

Da es sich dabei um volle Kreisquerschnitte handelt (vgl. Definition von φ und F_G), ist das zugehörige Durchmesser-verhältnis gleich

$$(9) \quad D_s/D_G = \sqrt{\frac{F_s}{F_G}} = \sqrt{\frac{\varphi}{\psi}} \left[1 - \left(\frac{\mu - \Phi}{1 - \Phi} \right)^2 \right]^{1/4}$$

bzw. angenähert

$$(9a) \quad D_s/D_G \cong \sqrt{\frac{\varphi}{\psi}}$$

in praktischen Fällen mit einer relativen Differenz von weniger als 1% (im Zahlenbeispiel: 0,66%). Die rechte Seite von (9a) stellt offenbar den reziproken Betrag des «Durchmesser- bzw. Grössen-Kennwertes δ » nach Marcinowski [2] dar.

Die Bestimmung des Gebläse-Querschnittes F_G bzw. des -Durchmessers D_G selbst ist mit der Wahl der Drehzahl n oder der Umfangsgeschwindigkeit U verbunden. – Ohne zunächst auf die Ähnlichkeitsbetrachtungen über die Grösse δ und die Schnellaufigkeit σ näher einzutreten, wird hier erst ein Berechnungsweg über die Schubzeugung eingeschlagen. Der Zweck davon ist, den «Antrieb» (Strahlgebläse) mit dem «Verbraucher» (Tunnel) derart in Zusammenhang zu bringen, dass eine zweckmässige Abstimmung der beiden im Gesamtsystem «Aggregat + Tunnel» stattfindet. Das verbindende Rechnungs-glied ist die Schubziffer c_s , die unter Einsetzung von (6) und (8) in (2) entsteht als

$$(10) \quad c_s = \frac{S}{\rho/2 \cdot U^2 F_G} = 2 \varphi \sqrt{\psi} \kappa_s$$

mit den Abkürzungen $\vartheta = \frac{1 - \mu}{1 - \Phi}$ und

$$\kappa_s = \vartheta (1 - \Phi/2 \cdot \vartheta) \left[1 - \left(\frac{\mu - \Phi}{1 - \Phi} \right)^2 \right]^{-1/2}$$

oder, mit $\mu^* \cong \mu$, approximativ

$$\kappa_{s(a)} = \sqrt{\frac{1 - \mu}{1 + \mu}}$$

wodurch (10) in (10a) übergeht. In unserem Zahlenbeispiel unterscheiden sich die beiden κ_s -Faktoren nur um rund 0,3% voneinander: $\kappa_s = 0,8475$ und $\kappa_{s(a)} = 0,8452$.

Man erkennt hier leicht die doppelte Bedeutung des Strahlgebläses im Gesamtsystem, nämlich erstens über das Produkt $\varphi \sqrt{\psi} = 1/\sigma^2 \delta^4$ als Mengen- und Drucklieferant mit seiner Charakterisierung durch die Grössenkennzahl δ und die Schnellauf-Kennzahl σ als spezifische Bemessungsdaten einer Fördermaschine, sowie zweitens über den Faktor κ_s oder noch anschaulicher $\kappa_{s(a)}$ als Erzeuger des Treibstrahles, des kleinen und vor allem schnellsten Bestandteiles der Tunnelströmung.

Danach stellt sich als nächste die Frage nach dem Wirkungsgrad η_{SL} der Strahlblüftung im Tunnel, der auf die Wellen-leistung des Gebläses bezogen wird.

$$(11) \quad \eta_{SL} = \frac{S u_v}{\Delta p_G Q_s} \eta_G = c_s \frac{u_v}{U} \frac{1}{\lambda} = 2 \mu \eta_G \cdot \kappa_\eta$$

mit der Gebläse-Leistungsziffer $\lambda = \varphi \psi / \eta_G$ und dem Faktor für den Wirkungsgrad

$$\kappa_\eta = \vartheta \frac{1 - \Phi/2 \cdot \vartheta}{1 - \left(\frac{\mu - \Phi}{1 - \Phi} \right)^2}$$

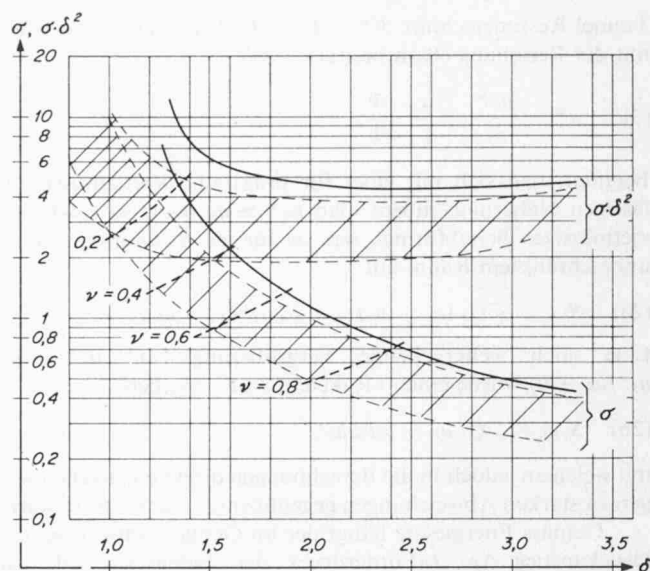


Bild 4. Untere Auftragung: Cordier-Kurve nach [2], umgezeichnet Optimalwerte der Schnellauf-Kennzahl σ_{opt} über die Grössen-Kennzahl δ_{opt} im Bereich der Axialventilatoren. Die Bandbreite (schraffiert) ist durch Verschiedenheit der Ausführungsformen und Wirkungsgrad-Definitionen gegeben. Ausgezogene Kurve: Berechnete Kennlinie für frei ausblasende Axialventilatoren (z.T. Laufrad allein). Gestrichelt: Kurven konstanten Nabenvhältnisses ν .

Obere Auftragung: Das aus Cordier-Darstellung ermittelte Produkt $\sigma \delta^2$ in Abhängigkeit von σ_{opt} , dessen anzustrebendes Minimum richtungsweisend für die Ventilatorenwahl bei der Strahlblüftung in Tunneln ist

bzw. approximativ ($\mu^* \cong \mu$):

$$\kappa_{\eta(a)} = \frac{1}{1 + \mu}$$

wodurch (11) in (11a) übergeht. Wie zu erwarten, ist in (11a) der Ausdruck $2\mu/(1 + \mu)$ identisch mit dem Propulsionswirkungsgrad eines Turbotriebwerkes mit dem Schub $S_{(J)}$ und dem Verhältnis der Fluggeschwindigkeit zur Strahlgeschwindigkeit gleich μ in der freien Atmosphäre.

Ein Vergleich der Zahlenresultate für das gewählte Beispiel zeigt wieder, wie gut die Approximation ($u_v^* \cong u_v$) ist. Nach Gl. (11a) ist

$$\eta_{SL(a)}/\eta_G = 28,57\%$$

gegenüber 28,63% nach Gl. (11).

Für die Bemessung des Gebläses bestimmt sich der Querschnitt F_G mit $U(F_G, n_s) = \pi D_G n_s = 2 n_s \cdot \sqrt{\pi F_G}$ und (10) nach Umformung rein formell als $F_G(n)$ zu

$$(12) \quad F_G = \frac{\pi}{4} D_G^2 = \left\{ \frac{S/\rho}{4 \pi n_s} \frac{1}{\varphi \sqrt{\psi}} \frac{1}{\kappa_s} \right\}^{1/2},$$

eine Bedingung, die zugleich mit (8) bzw. (9) zu erfüllen ist.

In (12) enthält der Faktor κ_s die zunächst noch unbekannten Verhältnisgrössen Φ und μ ; die Tunnelströmungsgeschwindigkeit u_v ist durch die zulässige Abgaskonzentration und die massgebenden Verkehrszustände im Tunnel, die Strahlgeschwindigkeit u_s von oben begrenzt (vgl. Einleitung), so dass sich eine mehr oder weniger zwangsläufige Wahl für den μ -Betrag ergibt. Im weiteren kann die Aufgabe durch ein iteratives Verfahren unter Verwendung der approximativen Bestimmungsformeln (die kein Φ enthalten) am Rechnungsbeginn gelöst werden. Mittels der üblichen Kontrolle nach jedem Iterationsschritt wird für die Einhaltung des Schubes S und somit der im Tunnel benötigten Druckerhöhung Δp_L gesorgt, einschliesslich der betrieblichen Reserven von 5% in der Menge, 10% im Druck und 30% in der Motorenleistung.

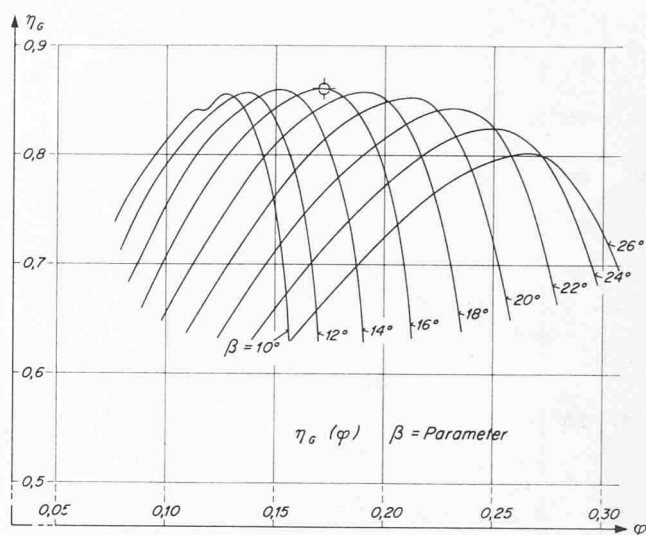
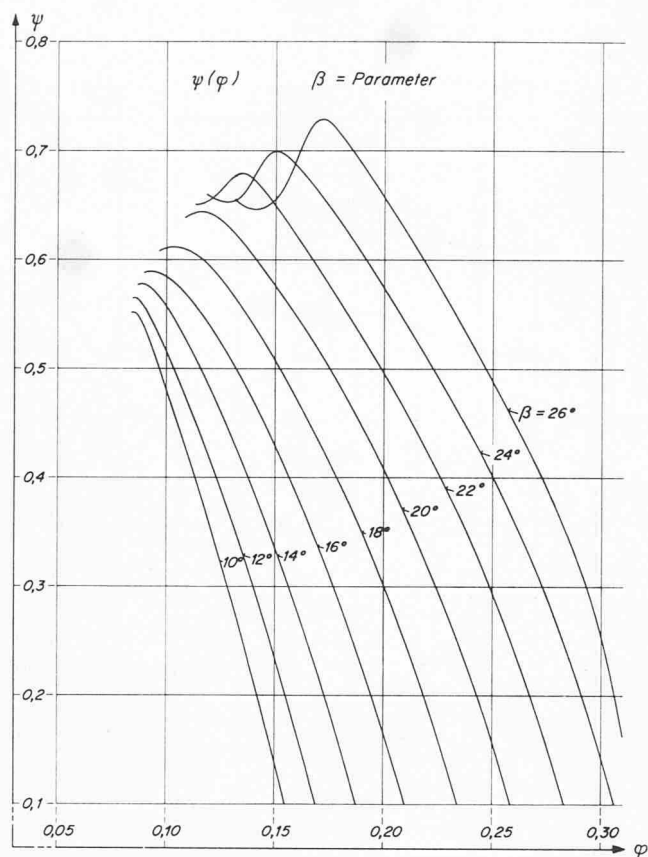


Bild 5. Charakteristiken des Gegenlauf-Ventilators 2 × SL 800/8 G mit im Stillstand verstellbaren Schaufeln, Raddurchmesser 800 mm, Nabenverhältnis 0,5, (Geschenk der Ventilator AG, Stäfa, an das Institut für Aerodynamik – ETHZ), gemessen während Laboratoriumsübungen durch Studierende der Abteilung für Maschineningenieurwesen ETHZ

Links: Druckziffer ψ in Abhängigkeit von der Lieferzahl φ bei verschiedenen Schaufelwinkeln β . Schaufeleinstellung und Drehzahl sind hier für beide Laufräder gleichgehalten ($\beta_I = \beta_{II} \equiv \beta$; $n_I = n_{II} \equiv n$)

Rechts: Zugehörige Gebläse-Wirkungsgrade η_G in Abhängigkeit von der Lieferzahl φ für verschiedene Schaufelwinkel β . Hervorgehoben ist das Gesamtoptimum des Wirkungsgrades bei $\beta_{opt} = 16^\circ$ und $\varphi = 0,172$

4. Gebläsewahl

Bei der Wahl der Gebläse- bzw. Ventilator-Ausführungen ist es bei Strahlblüftung meist aus Platzgründen nötig, auf kleine Aggregatsabmessungen auszugehen. Laut (10), (11) und (12) erzielt man eine bessere Ausnützung eines Strahlaggregates im Tunnel sowohl propulsions- wie dimensionsmässig durch Kleinhaltung von μ (κ_S gross, c_S gross $\rightarrow F_G$ klein, η_{Prop} grösser), dem aber die bereits erwähnten Grenzen von unten gesetzt sind.

Gebläseseitig ist ein Maximum von $\varphi\sqrt{\psi}$, das heisst ein Minimum von $\sigma\delta^2$ anzustreben. Hierzu kann die Cordier-Kurve [2] bei der Ventilatorwahl einen Hilfedienst leisten. Nebst der üblichen Darstellung der Optimalwerte σ_{opt} (δ_{opt}) wurde hier in Bild 4 auch die Kurve $\sigma_{opt}\delta_{opt}^2 = f(\delta_{opt})$ in ihrer Geltungszone eingetragen. Ihr Minimum liegt erst am äusseren Rand des Axialventilatoren-Bereiches bei etwa $\delta_{opt} \approx 2$ und $\nu \approx 0,8$. – Sich dieser Information bewusst wird man sich in konkreten Fällen nach der praktischen Numerik der Vorlagen richten (vgl. z. B. [12], S. 1173ff).

5. Schaufelverstellung

Am Beispiel eines Gegenlauf-Ventilators mit im Stillstand verstellbaren Schaufeln sollen die Einflüsse der Betriebspunkt-Variationen im Charakteristiken-Feld (β : φ , ψ , η_G) veranschaulicht werden.

Aus den Ventilator-Charakteristiken (Bild 5) werden hier für jeden Schaufelwinkel β drei Sonderpunkte herausgegriffen:

1. der Zustand bei der jeweiligen maximalen Druckziffer ψ_{max} [Index: (m)],
2. der Zustand beim besten Wirkungsgrad $\eta_G = \text{Optimum}$ bei gegebenem β [Index: (opt)],
3. der Zustand bei einer um 10% gegenüber dem Optimum erhöhten Lieferzahl $\varphi_{1,1} = 1,1 \varphi_{opt}$ [Index: (1,1)].

Die Abhängigkeit der zugehörigen Ventilator-Kennzahlen φ , ψ , η_G und λ vom Schaufelwinkel β ist aus dem Bild 6 ersicht-

lich. In Bild 7 findet man die für die Schubzahl und für die Bemessung massgebenden Proportionalitätsausdrücke:

- a) $\varphi\sqrt{\psi} = f(\beta)$: $c_S \sim \text{prop. } \varphi\sqrt{\psi}$, $F_G \sim \text{prop. } (\varphi\sqrt{\psi})^{-1/2}$
- b) $\sqrt{\frac{\varphi}{\psi}} = f(\beta)$: $D_s/D_G \cong \sqrt{\frac{\varphi}{\psi}}$

– falls φ und ψ für den Auslegungspunkt!

Die Kurvenblätter belegen (numerisch für das gewählte Beispiel) die Tatsachen, in welchem Masse die Wahl von Schaufelwinkeln β , die höher als der für das absolute Gebläse-Optimum gültige Wert β_{opt} sind, eine Verminderung der Aggregatsabmessungen, eine Vergrösserung des Leistungsbedarfes, sowie eine Erweiterung des möglichen Teillast-Bereiches mit sich bringt.

6. Anwendung mehrerer Aggregate

Der Mehraufwand an Installation beim Einsatz mehrerer Strahlventilatoren anstelle eines einzigen wird durch kleinere Abmessungen der Aggregate, also bessere Unterbringungs-möglichkeit, und durch Ersparnis am gesamten Leistungsbedarf vergütet. Um diese Aspekte rudimentär abzuschätzen, rechnet man unter folgenden, zum Teil vereinfachenden Voraussetzungen:

- a) Der Bedarfsschub $S_{(1)}$ eines einzigen Ventilators wird auf die z einzusetzenden Ventilatoren gleichmässig verteilt, das heisst

$$(13) \quad S_{(1)} = z S_{(z)}$$

- b) Es werden Strahlventilatoren des gleichen Typs angewendet. Der Betriebspunkt in der Charakteristik sei der gleiche für beide Varianten, zum Beispiel der Optimalpunkt; damit heisst es

$$\beta_{(z)} = \beta_{(1)}: \quad \varphi_{(z)} = \varphi_{(1)}, \quad \psi_{(z)} = \psi_{(1)}, \\ \eta_{(z)} = \eta_{(1)}, \quad \lambda_{(z)} = \lambda_{(1)}.$$

- c) Die Drehzahlen sind gleich: $n_{s(z)} = n_{s(1)}$.

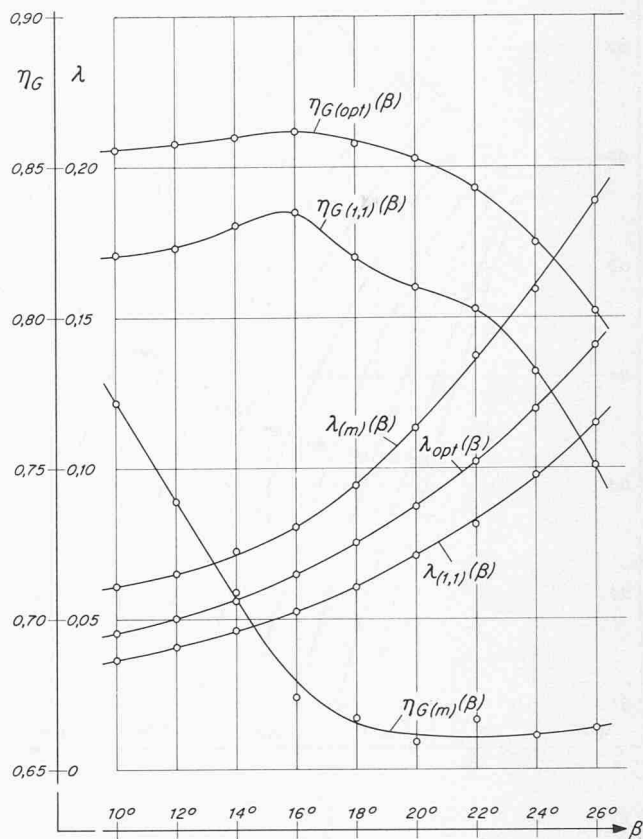
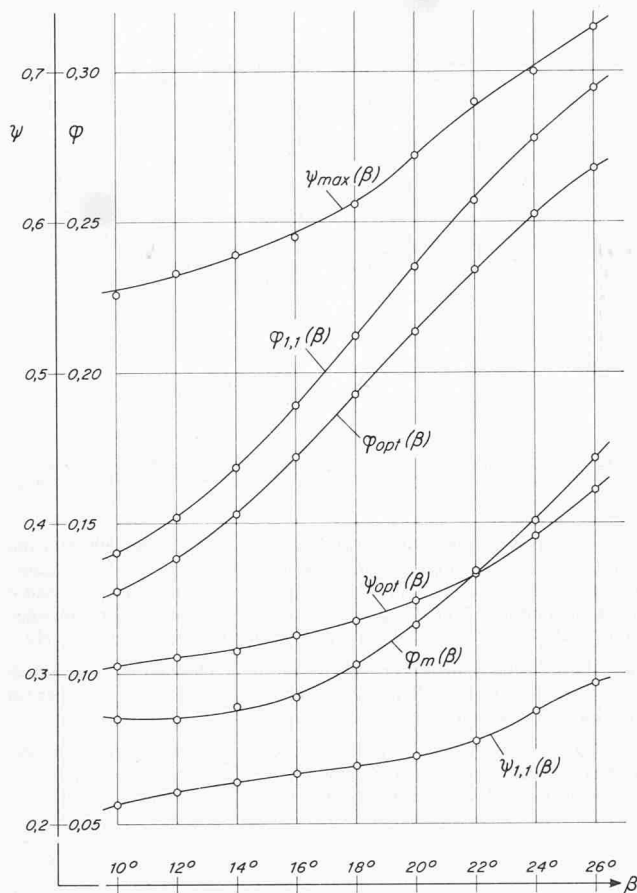


Bild 6. Aus den Charakteristiken (Bild 5) herausgegriffene Werte der Lieferzahlen φ , Druckziffern ψ und Wirkungsgrade η_G sowie der Leistungsziffern λ für drei Sonderpunkte bei jedem Schaufelwinkel: 1. maximale Druckziffer $\psi_{\max}$; 2. bester Wirkungsgrad $\eta_{G(\text{opt})}$ = Optimum für gegebenen Winkel β ; 3. gegenüber dem Optimum um 10% erhöhte Lieferzahl $\varphi_{1,1} = 1,1 \varphi_{\text{opt}}$. Verlauf der Kenndaten in Abhängigkeit vom Schaufelwinkel β

Einfachheit halber begnügt man sich zunächst mit der groben Näherung zur Schubbestimmung nach (2b) («Raketenschub»), woraus dann die Relation folgt

$$(14b) \quad F_{s(1)} u_{s(1)}^2 = z F_{s(z)} u_{s(z)}^2.$$

Mit (6a) und (9a) sowie U folgt die lineare Abhängigkeit der Strahlggeschwindigkeit u_s vom Strahldurchmesser D_s (unter den vorausgesetzten Bedingungen):

$$(15) \quad u_s = U \sqrt{\psi} = \pi n_s D_s \sqrt{\frac{\psi}{\varphi}}.$$

Das Verhältnis der Strahldurchmesser bestimmt man unter Einsetzung von (15) in (14) grob approximativ zu

$$(16b) \quad \{D_{s(z)}/D_{s(1)}\}^{(0)} = z^{-1/4},$$

wobei $D_{s(z)}$ der Strahldurchmesser eines der z Ventilatoren und $D_{s(1)}$ derjenige des einen einzigen Ventilators sind. (Die Null im Exponent bedeutet die nullte Näherung.) Gemäss der Definition ist die Wellenleistung L_W proportional zum Produkt λD_G^5 , worin nach Voraussetzung b) $\lambda_{(z)} = \lambda_{(1)}$ und schliesslich $L_W \sim \text{prop. } D_G^5$ sind. Zuzufolge derselben Voraussetzung und mit (9a) ist das Durchmesser Verhältnis D_G/D_s für alle Aggregate [(z) und (1)] angenähert konstant. Mit der Einführung dieser Relationen in die Bestimmung der Wellenleistung ergibt sich deren Verhältnis

– pro Ventilator als Einheit:

$$(17b) \quad \left\{ \frac{L_{W(z)}}{L_{W(1)}} \right\}^{(0)} = \left[\frac{D_{G(z)}}{D_{G(1)}} \right]^5 \cong \left[\frac{D_{s(z)}}{D_{s(1)}} \right]^5 = z^{-5/4}$$

– gesamthaft für z Ventilatoren:

$$(18b) \quad \Lambda^{(0)} \equiv \frac{z L_{W(z)}}{L_{W(1)}} = z^{-1/4} = \frac{D_{s(z)}}{D_{s(1)}}$$

Die Resultate dieser, wie gesagt etwas groben Näherungsrechnung stellt Bild 8 dar: Ein Hauptgewinn wird erzielt bei Aufteilung der Strahlleistung von einem auf einige wenige Aggregate; bei sehr vielen Einheiten nimmt der Gradient des Leistungsgewinns mit der Zahl z stark ab und somit wird in Anbetracht des vermehrten Installationsaufwandes eine weitere Steigerung der Aggregatenzahl problematisch.

Die Leistungersparnisse gemäss (18b) sind einer Verbesserung des Propulsionswirkungsgrades

$$\eta_{Prop} = \frac{2}{(1/\mu + 1)} \quad \text{vgl. (11a)}$$

zuzuschreiben. Bei einer gleichmässigen Aufteilung des Gesamtschubes auf z Einheiten und gleichzuhaltender Tunneluft-Geschwindigkeit u_v ist die benötigte Treibstrahl-Geschwindigkeit $u_{s(z)}$ bei jedem der z Aggregate kleiner als die Geschwindigkeit $u_{s(1)}$ bei einem Strahlflüster allein, vgl. (20b). Es ergibt sich grundsätzlich ein verbesserter Propulsionswirkungsgrad; approximativ gilt:

$$(19a) \quad \eta_{Prop(z)} \cong \frac{2 z^{1/4}}{1/\mu_{(1)} + z^{1/4}},$$

der für relativ kleine Strahlggeschwindigkeiten $u_{s(1)}$ (grössere Werte $\mu_{(1)}$) stärker mit wachsendem z zunimmt als dies bei schnellen (Ausgangs-)Strahlen (kleine Werte $\mu_{(1)}$) der Fall ist, wie aus Tabelle 1 hervorgeht.

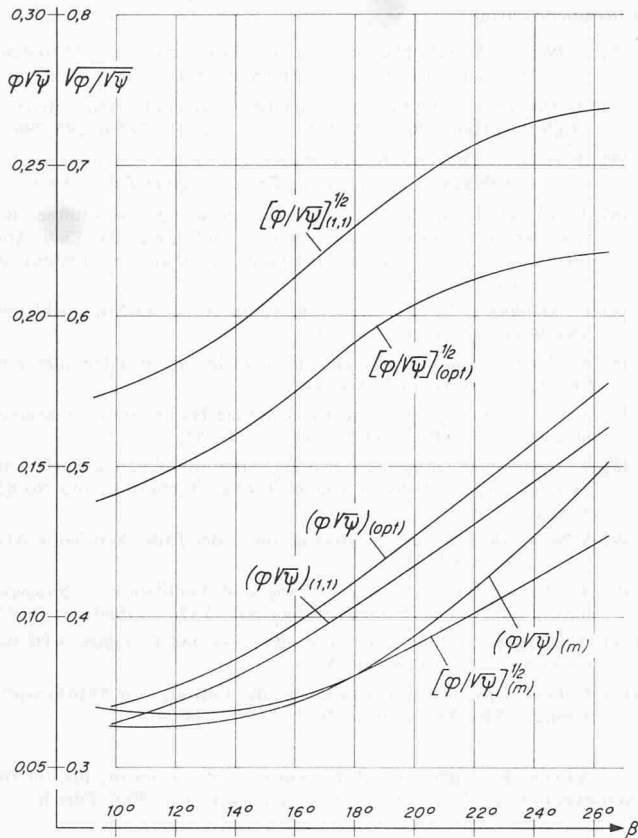


Bild 7. Anhand der Daten von Bild 6 bestimmte Ausdrücke in ihrer Abhängigkeit vom zugehörigen Schaufelwinkel β :

$\varphi \sqrt{\psi} = 1/\sigma^2 \delta^4$ = Proportionalitätsfaktor für die Schubzahl c_s

$\sqrt{\varphi/\psi} = 1/\delta$ = Proportionalitätsfaktor für das Durchmesser-Verhältnis D_s/D_G

Tabelle 1. Zahlenwerte für den Propulsionswirkungsgrad

z	1	2	3	4	5	6	Für $\mu_{(1)}$
$\eta_{Prop(z)}$	18,18	21,25	23,26	24,78	26,01	27,06 %	1/10
	28,57	32,62	35,98	38,15	39,89	41,37 %	1/6

Trotz der Beibehaltung des Gebläsewirkungsgrades η_G (Voraussetzung b) wird hier am «Antrieb» = Ventilator und dessen Leistung ein Gewinn erzielt dank einer Verbesserung im «Verbraucher» = Tunnel, Verbesserung der massgebenden Daten für das Zusammenspiel im Gesamtsystem «Aggregat + Tunnel».

Versucht man eine genauere Approximation hinsichtlich der von z abhängigen Grössen zu erzielen, so liegt der Weg über (2a) [anstatt über (2b)] nahe. Mit u_s weiterhin nach (15) schreibt dann die Schubbedingung vor

$$(14a) \quad z D_{s(z)}^4 \cdot (1 - \mu_{(z)}) = D_{s(1)}^4 \cdot (1 - \mu_{(1)}).$$

Zwecks Einhaltung der zulässigen Abgaskonzentration beim massgebenden Verkehrszustand soll die Strömungsgeschwindigkeit u_v im Tunnel gleich sein, unabhängig von der Zahl der Ventilatoren im Verkehrsraum. Demzufolge und den übrigen Voraussetzungen gemäss kann für die Geschwindigkeitsverhältniszahlen μ etwa geschrieben werden

$$(20b) \quad \mu_{(z)} = \mu_{(1)} \frac{D_{s(1)}}{D_{s(z)}} \cong \mu_{(1)} z^{1/4}.$$

Es wurde dabei die vorangegangene, nullte Näherung für $D_{s(z)}/D_{s(1)}$ nach (16b) als etwaiger Iterationswert eingesetzt. –

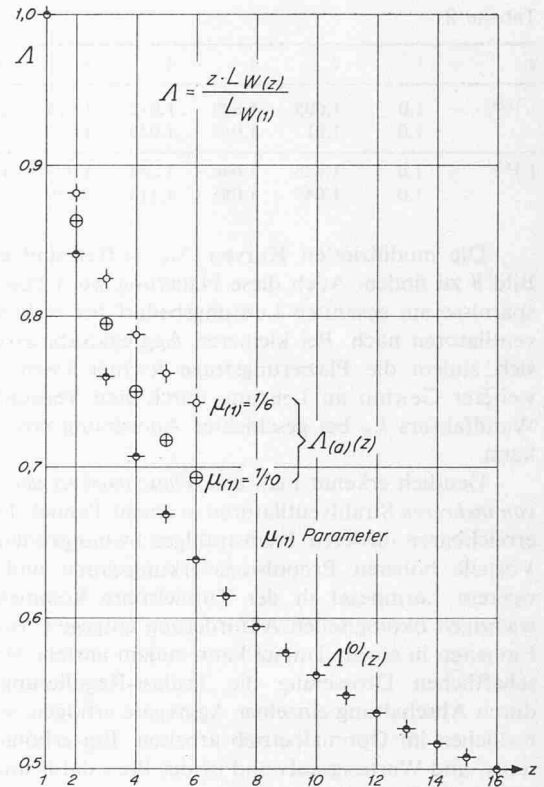


Bild 8. Verhältnis Λ der Wellenleistung $zL_{W(z)}$ von z Ventilatoren im Tunnel zur Wellenleistung $L_{W(1)}$ eines einzigen Ventilators bei gleichbleibendem Gesamtschub S in Funktion der Ventilatorzahl z . Die unterste Punkten-Kurve sind eine grobe Näherung, nach [18b], die zwei oberen Punkten-Kurven eine verbesserte Approximation, nach [18a], mit dem Geschwindigkeitsverhältnis $\mu_{(1)} = u_v/u_{s(1)}$ gleich 1/6 (oben) und 1/10 (unten) als Parameter

NB: Ein Versuch, die verbesserte Approximationslösung für das Durchmesser Verhältnis direkt geschlossen zu erhalten, führt auf Gleichung vierten Grades mit komplexen Wurzeln.

Aus (14a) und (20b) zusammen ergibt sich ein leicht modifiziertes Verhältnis der Strahldurchmesser gegenüber (16b)

$$(16a) \quad \left\{ \frac{D_{s(z)}}{D_{s(1)}} \right\}_{(a)} \cong z^{-1/4} \left\{ \frac{1 - \mu_{(1)}}{1 - z^{1/4} \mu_{(1)}} \right\}^{1/4}.$$

Man sieht sofort, dass die Korrektur für die praktisch vorkommenden Verhältnisse gering ist.

Für die Verhältniszahlen der Leistungen pro Einheit sind die multiplikativen Korrekturfaktoren entsprechend der Proportionalität $L_W \sim \text{prop. } D^5$ beträchtlicher; als Korrektur für das gesamte Leistungsverhältnis bleibt der Faktor in Klammern gleich, wie beim Leistungsverhältnis pro Einheit, das Verhältnis $\Lambda_{(a)}$ aber selbst unterscheidet sich in seinem Aufbau von $\Lambda^{(0)}$:

$$(17a) \quad \frac{L_{W(z)}}{L_{W(1)}} \cong \left[\frac{D_{s(z)}}{D_{s(1)}} \right]^5 = z^{-5/4} \left\{ \frac{1 - \mu_{(1)}}{1 - z^{1/4} \mu_{(1)}} \right\}^{5/4}$$

$$(18a) \quad \Lambda_{(a)} = \frac{z L_{W(z)}}{L_{W(1)}} = z \left\{ \frac{D_{s(z)}}{D_{s(1)}} \right\}^5 = z^{-1/4} \left\{ \frac{1 - \mu_{(1)}}{1 - z^{1/4} \mu_{(1)}} \right\}^{5/4} \neq \frac{D_{s(z)}}{D_{s(1)}}$$

Die Faktoren sind μ -abhängig. Tabelle 2 gibt Zahlenbeispiele an:

Tabelle 2

z	= 1	2	3	4	5	6	Für $\mu(1)$
$\{ \}^{1/4}$	= 1,0 1,0	1,005 1,01	1,009 1,016	1,012 1,022	1,014 1,026	1,016 1,031	1/10 1/6
$\{ \}^{5/4}$	= 1,0 1,0	1,026 1,049	1,046 1,085	1,061 1,114	1,073 1,139	1,085 1,162	1/10 1/6

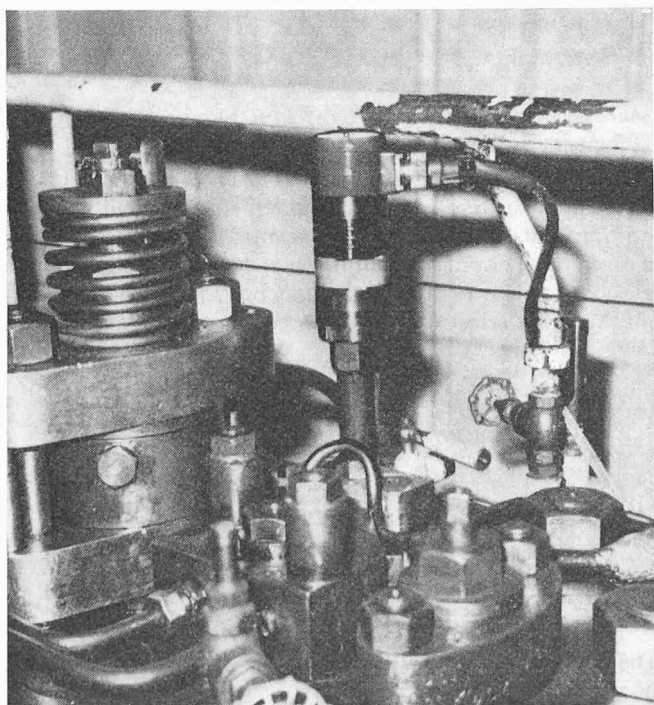
Die modifizierten Kurven $\Lambda_{(a)} = f(z)$ sind ebenfalls in Bild 8 zu finden. Auch diese Näherung weist beachtliche Ersparnisse am gesamten Leistungsbedarf bei mehreren Strahlventilatoren nach. Bei kleineren Aggregatsabmessungen lässt sich zudem die Platzierungsfrage leichter lösen, womit ein weiterer Gewinn an Leistung durch eine Verminderung des Wandfaktors k_w bei geschickter Anordnung erreicht werden kann.

Deutlich erkennt man die *Wünschbarkeit der Anwendung von mehreren Strahlventilatoren in einem Tunnel*: Die dadurch erreichbaren niederen Treibstrahlgeschwindigkeiten bieten die Vorteile höheren Propulsionswirkungsgrade und mit niedrigerem Lärmpegel in der Tunnelröhre kommen sie einer wichtigen ökologischen Anforderung entgegen. Bei mehreren Einheiten in einem Tunnel kann zudem anstelle einer unwirtschaftlichen Drosselung die Teillast-Regulierung günstiger durch Abschaltung einzelner Aggregate erfolgen, während die restlichen im Optimalbetrieb arbeiten. Ein erhöhter Installations- und Wartungsaufwand ist der Preis dafür und bildet die praktische Schranke.

Umschau

Laufende Kontrolle des Verbrennungsdruckes in Dieselmotoren. *Cyldet* (Cylinder Pressure Monitoring and Condition Detection) nennt sich eine neue Einrichtung, mit der der Druck im Verbrennungsraum von Dieselmotoren lau-

Auf dem Fährschiff «Finnhansa» montierter Messumformer der Cyldet-Einrichtung



Literaturverzeichnis

- [1] Z. Plaskowski: Schubvermehrung durch Strahlmischung. Mitteilung Nr. 21 aus dem Institut für Aerodynamik, ETH-Zürich 1954.
- [2] H. Marcinowski: Optimalprobleme bei Axialventilatoren. «Heizung – Lüftung – Haustechnik» 8 (1957), H. 11, S. 273–285 u. 295–296.
- [3] A. Haerter: Theoretische und experimentelle Untersuchungen über Lüftungsanlagen von Strassentunneln. Diss. ETH-Zürich 1961.
- [4] J. Ackeret, A. Haerter, M. Stahel: Die Lüftung der Autotunnel. Bericht der Expertenkommission für Tunnellüftung an das Eidg. Amt für Strassen- und Flussbau. Mitteilung Nr. 10 aus dem Institut für Strassenbau, ETH-Zürich.
- [5] U. Meidinger: Längslüftung von Autotunneln mit Strahlgebläsen. SBZ 82 (1964), H. 28, S. 498–501.
- [6] E. Rohne: Längslüftung von Autotunneln mit Strahlventilatoren. SBZ 82 (1964), H. 48, S. 840–844.
- [7] J. Kempf: Einfluss der Wandeffekte auf die Treibstrahlwirkung eines Strahlgebläses. SBZ 83 (1965), H. 4, S. 47–52.
- [8] Y. Nishimura: Application of a Jet Pump and Coanda Surface to Ventilation of a Highway Tunnel. UTIAS Technical Note No 82, Toronto 1965.
- [9] Stäfa/Voith: Luft für die Strassen unter der Erde. Ventilator AG, Stäfa, Febr. 1968.
- [10] M. Rohner: Probleme der Lüftung und Ventilation in Strassentunneln. «Schweiz. Handelszeitung» Nr. 43 (23.10.1969), S. 19–20.
- [11] A. Haerter: Lüftung von Strassentunneln und Garagen. VDI-Berichte Nr. 147, 1970, S. 69–75.
- [12] E. Loch: Optimierungsaufgaben bei der Lüftung von Autostrassentunneln. SBZ 88 (1970), H. 50, S. 1159–1178.

Adresse des Verfassers: Z. Plaskowski, Tit. Professor, Institut für Aerodynamik der ETH Zürich, Universitätstrasse 9, 8006 Zürich

fend gemessen werden kann. Wichtigstes Einsatzgebiet der Messeinrichtung sind Motorschiffe, auf denen man sich bisher auf Routinekontrollen in Zeitabständen von mehreren Tagen oder sogar Wochen beschränken musste. Das schwierigste Problem bei Messeinrichtungen dieser Art ist die Entwicklung eines geeigneten Druckgebers (Messumformers), der direkt am Verbrennungsraum von Dieselmotoren angebaut werden kann. In diesem Fall wird eine Sonderbauweise des bekannten Kraftmessgebers *Pressduktor* benutzt. Dieser magnetoelastische Geber – eine ASEA-Erfindung aus den fünfziger Jahren – wird bereits in Stahlwerken der ganzen Welt für Walzkraftmessungen und Wägaufgaben verwendet. Der Druckgeber wird einem herkömmlichen Indikator an einen Stutzen angeschlossen. Ein Membran formt den Druck in der Verbrennungskammer in eine Kraft um, die über einen die Wärme abschirmenden Kolben auf den Geber wirkt. Durch die isolierte Anordnung wird die Temperatur des Gebers auch ohne Fremdkühlung begrenzt, obwohl die Membrantemperatur bis auf 350 °C ansteigen kann. In integrierten Baugruppen für den Schalttafelbau wird das Ausgangssignal des Kraftmessgebers verarbeitet und dargestellt. Der Stromversorgungsteil kann zweckmässigerweise im Steuerpult eingebaut werden. Auf einem anzeigenden Instrument kann entweder der Höchstdruck in einem beliebigen Zylinder oder der durchschnittliche Höchstdruck aller Zylinder abgelesen werden. Wenn der Höchstdruck in einem Zylinder beträchtlich vom berechneten Mittelwert abweicht, wird eine Gefahrenmeldung ausgelöst. Mit einem Oszillographen kann auch der zeitliche Verlauf des Zylinderdruckes untersucht werden. Die erste vollständige Cyldet-Einrichtung wurde kürzlich im Motorschiff «Finnhansa» der Reederei Finnline installiert. Bereits vorher waren einzelne Druckgeber an Dieselmotoren verschiedener Typen erfolgreich erprobt worden.

DK 621.436:531.787