

# EXPERIMENTELLE UND NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN ZUM BETRIEBSVERHALTEN DES TRIEBWERKSMISCHERS IM NIEDRIGEN LASTBEREICH

B. Banzhaf, S. Staudacher  
 Universität Stuttgart, Institut für Luftfahrtantriebe  
 Pfaffenwaldring 6, 70569 Stuttgart

## ÜBERSICHT

Moderne Turboluftstrahltriebwerke werden unter anderem mit Düsenanlagen ausgestattet, die eine interne Vermischung von heißem und kaltem Strahl vorsehen. Typische Vertreter solcher Triebwerke sind die Triebwerke Tay, BR710, BR715 und V2500. Eine solche Düsenkonfiguration hat Auswirkungen auf die Auslegung der Triebwerke und deren Betriebsverhalten. Um das Betriebsverhalten dieser Triebwerke beim Anlassen und im Windmilling zu beschreiben, ist es erforderlich, das Betriebsverhalten des Düsenanlasses auch in diesen Lastbereichen zu verstehen und hieraus eine sinnvolle Modellbildung für die Anwendung in Leistungsrechnungsprogrammen abzuleiten. Zu diesem Zweck erfolgten am Institut für Luftfahrtantriebe experimentelle und numerische Untersuchungen bei verschiedenen Randbedingungen. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden im Folgenden dargestellt.

## 1. NOMENKLATUR

### Formelzeichen

Hf	Flughöhe
MN	Machzahl
MNf	Flugmachzahl
Pamb	Umgebungsdruck
Pt	Totaldruck
Ps	statischer Druck
Tt	Totaltemperatur
Tu	Turbulenzgrad
U	Strömungsgeschwindigkeit
WF	Brennstoffmassenstrom
x	Koordinate in Hauptströmungsrichtung
y	Koordinate quer zur Hauptströmung
$\delta$	Variation einer Strömungsgröße
$\eta$	Mischungsgrad
$\lambda$	Geschwindigkeitsparameter
$\xi$	Ähnlichkeitsparameter
$\sigma_0$	Proportionalitätsfaktor

### Indizes

1	schnelle Strömung
2	langsame Strömung
bez	bezogen
Byp	Nebenstrom
Core	Hauptstrom
m	mittlere
um	ungemischt

## 2. EINLEITUNG

In modernen Zweistrom - Turboluftstrahltriebwerken wird die interne Vermischung der kalten Nebenströmung mit der heißen Hauptströmung zur Verbesserung des Gesamtwirkungsgrades und zur Verringerung des Strahlärms eingesetzt. Die damit verbundene Kopplung von Haupt- und Nebenstrom beeinflusst die Auslegung und das Betriebsverhalten des Gesamttriebwerks wesentlich [1].

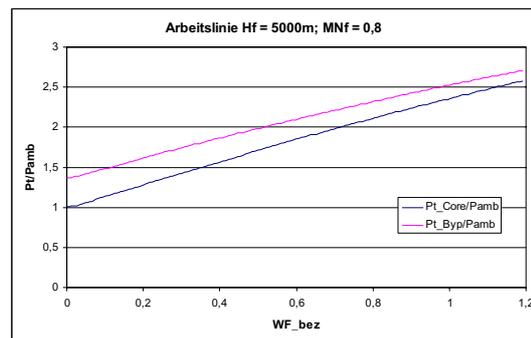


Bild 1: Druckverlauf am Mischereintritt

Bei der Zykluswahl für Triebwerke mit interner Strahlmischung ist für einen optimalen Gesamtwirkungsgrad das Totaldruckverhältnis zwischen Neben- und Hauptstrom am Mischereintritt von etwa eins zu wählen [2], [3]. Im niedrigen Teillastbereich und insbesondere im Windmilling weicht dieses Druckverhältnis auf Grund des dort von der Auslegung abweichenden Komponentenverhaltens [4] [5] erheblich von eins ab. Die Komponenten des Kerntriebwerks bilden im Windmilling einen großen Strömungswiderstand. Der Totaldruck des Kernstroms am Mischereintritt liegt folglich im Bereich des Umgebungsdruckes. Der Nebenstromkanal bietet einen vergleichsweise geringen Strömungswiderstand. Das Fan-Druckverhältnis liegt geringfügig unter eins. Der Totaldruck des Nebenstroms am Mischereintritt ist damit durch den Staudruck bestimmt. Das Totaldruckverhältnis zwischen Neben- und Kernstrom in der Mischungsebene liegt, abhängig von der Flugmachzahl deutlich über eins (Bild 1). Wird basierend auf der lokal an der Hinterkante des Mischers geltenden Kutta'schen Abflussbedingung [10] angenommen, dass in der gesamten Ebene gleiche statische Drücke herrschen, ergeben sich im Windmilling

große Differenzen in den Machzahlen von Kern- und Nebenstrom (Bild 2). Der Brennstoffmassenstrom wird dabei bei festgehaltener Flughöhe und Flugmachzahl kontinuierlich vom Vollastpunkt bis zum Windmilling reduziert. Während die Strömungsmachzahlen des Haupt- und Nebenstroms im Bereich des Auslegungspunktes ( $WF_{bez} = 1$ ) auf gleichem Niveau liegen, steigt der Unterschied zwischen den Strömungsmachzahlen der Kern- und Nebenströmung am Mischereintritt auf Grund der Annahme gleicher statischer Drücke in der Mischerebene mit kleiner werdendem Brennstoffmassenstrom an.

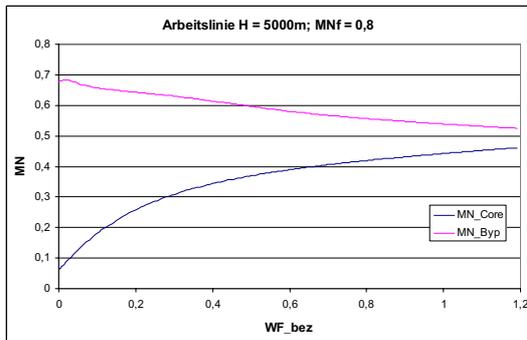


Bild 2: Machzahlen am Mischereintritt unter Annahme gleichen statischen Druckes in der Mischungsebene

Für eine verbesserte Modellierung des Mixers im niedrigen Lastbereich ergeben sich somit folgende Fragestellungen:

- Wie kann der Mischungsgrad der Strömung definiert werden und ist die Annahme eines konstanten Mischungsgrades über den gesamten Betriebsbereich des Mixers zutreffend?
- Findet der statische Druckausgleich der beiden Teilströme in der Mischungsebene vollkommen statt, oder muss ein bestimmtes statisches Druckverhältnis angenommen werden?
- Wie verhält sich das Druckniveau am Mischereintritt? Sind Totaldrücke am Mischereintritt eines der beiden Teilströme unter dem Umgebungsdruck realistisch?

Um das Verhalten der Einheit bestehend aus Mischer und Düse bezüglich dieser Fragestellungen zu verstehen wird das Verhalten der Strömung im Mischer experimentell und numerisch untersucht. Die Untersuchungen bauen auf die vorangegangenen experimentellen Untersuchungen im Wasserkanal [11] auf.

### 3. VERSUCHSAUFBAU UND MESSTECHNIK

#### 3.1. Versuchsaufbau

Die experimentellen Untersuchungen wurden am Windkanal durchgeführt. In Bild 3 ist der Aufbau des verwendeten Windkanals schematisch dargestellt. Der Windkanal wird mit Druckluft aus einem Drucklufttank betrieben. Dieser wiederum wird mit drei Schraubenverdichtern mit einem Gesamtmassenstrom von ca. 0,75 kg/s mit Druckluft versorgt. Für stationäre

Messungen ist der Windkanal folglich auf diesen Massenstrom begrenzt. Ein Druckregler in der Zuströmung ermöglicht die Einstellung eines konstanten Druckniveaus bzw. Massenstroms in der Messstrecke. Der Massenstrom in der Anströmung wird mittels eines Venturirohres bestimmt.

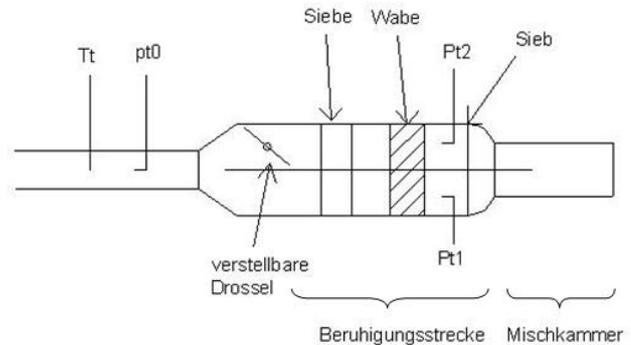


Bild 3: Schematischer Aufbau des Prüfstandes

Nach der Zuführung in den Kanal wird die Strömung durch eine Trennplatte in zwei parallele Teilströme aufgeteilt. Um das unterschiedliche Widerstandsverhalten von Kern- und Nebenstrom zu simulieren, wird der eine Teilstrom durch eine Drosselklappe gedrosselt. Daraus resultieren eine Verschiebung der Trennstromlinie vor der Trennplatte und eine unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeit der beiden Teilströme. In der Beruhigungsstrecke dienen Drahtsiebe und Waben zur Gleichrichtung der Strömung und zur Verringerung der Turbulenz in den beiden Teilströmen [15]. Nach der Beruhigungskammer werden die Teilströme in einer Düse beschleunigt und auf den Querschnitt der Mischkammer gebracht. Messungen des Turbulenzgrades in der Anströmung nach der Düse mittels einer Hitzdrahtsonde ergaben einen Turbulenzgrad von  $Tu \approx 0,1\%$ .

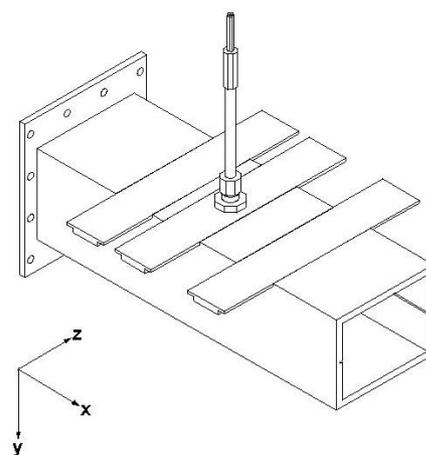


Bild 4: Mischkammer mit Sondenführung

Auf die Beruhigungsstrecke mit abschließender Düse wird die eigentliche Messstrecke in Form einer Mischkammer mit rechteckigem Querschnitt aufgesetzt (Bild 4). Die Mischkammer hat einen Querschnitt von 70 x 55 mm und

eine Gesamtlänge vom 300 mm. Die Trennplatte ragt 50 mm in die Mischkammer hinein. Die Mischung erfolgt dabei über eine ebene Platte oder über eine Trennplatte in Form einer abgewinkelten Blütengeometrie. Die y-z Ebene in der die Trennplatte endet wird im Folgenden als Mischungsebene bezeichnet. Über Öffnungsschlitze kann mittels einer Fünflochsonde in drei verschiedenen y-z Ebenen mit einem Abstand zur Mischungsebene von 4mm, 50mm bzw. 110mm traversiert werden (Bild 4). Weiterhin wird in der Austrittsebene aus der Mischkammer in einem Abstand von 190mm zur Mischungsebene gemessen. Die Sondenpositionierung erfolgt über eine Traversiervorrichtung. Die Strömungsgrößen des ungedrosselten Teilstroms werden im Folgenden mit dem Indize 1 bezeichnet und entsprechen in der Analogie zum Triebwerk dem im tiefen Lastbereich schnelleren Nebenstrom. Die Strömungsgrößen im gedrosselten Teilstrom (Indize 2) entsprechen der Kernströmung im Triebwerk.

### 3.2. Messtechnik

Zur Messung des Druck und Geschwindigkeitsfeldes in der Mischkammer dient eine L-förmige Fünflochsonde mit konischen Sondenkopf und einem Kopfdurchmesser von 2 mm. Bei der Interpretation der Messung in einem Strömungsfeld mit Geschwindigkeitsgradienten muss berücksichtigt werden, dass die fünf Druckmessstellen geometrisch nicht in einem Punkt liegen. Die von Auswertprogramm errechneten Werte für Totaldruck, statischen Druck und die Komponenten des Geschwindigkeitsvektors können also in diesem Fall von den tatsächlichen physikalischen Werten abweichen. Dies ist bei der Interpretation der Ergebnisse zu beachten.

Zur Einstellung der Betriebspunkte werden zusätzlich zur Messung in der Mischkammer Totaldruck, Temperatur und Massenstrom in der Anströmung, sowie die Totaldrücke in beiden Kanalhälften nach der Beruhigungsstrecke gemessen (Bild 3). Die Totaldrücke werden mittels Pitotsonden gemessen. Zur Aufnahme der Druckmesswerte aus den Pitotsonden, der Fünflochsonde und des Venturirohres dient ein Druckaufnehmer der Firma Pressure Systems vom Typ 9010 mit einer auf den Skalenbereich bezogenen Unsicherheit von  $\pm 0.05\%$ . Dies entspricht bei dem gegebenen Skalenbereich einer Unsicherheit von  $\Delta p = \pm 51 \text{ Pa}$ . Die Temperatur wird mit einem Thermoelement des Typs K gemessen. In Verbindung mit dem 16bit A/D Wandler wird eine Unsicherheit von  $\Delta T = \pm 0.9 \text{ K}$  erreicht.

### 4. NUMERISCHES MODELL

Für die numerische Simulation der Strömungsmischung wurde die Geometrie der Mischkammer aus den experimentellen Untersuchungen abgebildet.

Drei Rechenmodelle mit verschiedenen Geometrien der Trennplatten wurden erstellt (Bild 5). Ein Modell mit ebener Trennplatte und zwei Modelle mit Trennplatten in Form eines abgewinkelten Blütenmischers. Letztere unterschieden sich durch die Steigungswinkel am Ende der Trennplatte. Bei der zweiten abgebildeten Geometrie, im Folgenden als „Blütenmischer A“ bezeichnet, endet die Trennplatte in einer Tangente parallel zur Hauptströmungsrichtung. Die dritte abgebildete

Geometrie, im Folgenden als „Blütenmischer B“ bezeichnet hat einen Abströmwinkel am Blütenberg von  $\alpha = 20^\circ$  gegenüber der Hauptströmungsrichtung. Beide Blütenmischer haben ein Verhältnis aus Blütenhöhe zu Kanalhöhe von  $h/H = 0,5$ .

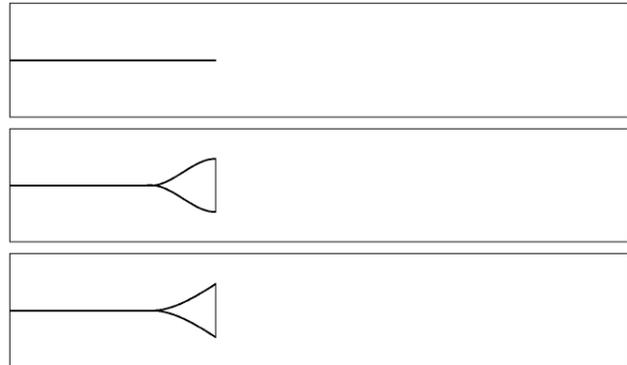


Bild 5: Geometrien des numerischen Modells

Die Strömungslösung erfolgte mit der Software CFX. Die unstrukturierten Gitter wurden mit dem Gittergenerator Centaur erstellt. Randbedingungen für die numerischen Rechnungen sind Totaltemperatur und Totaldruck an den beiden Eintritten, sowie der statische Druck am Austritt aus der Mischkammer.

## 5. AUSWERTUNG & ERGEBNISSE

### 5.1. Mischungsmechanismen

Bei der Vermischung zweier Teilströme sind zwei grundsätzliche Strömungsphänomene zu beobachten:

- Kelvin-Helmholtz Scherinstabilitäten
- Strömungsgerichtete Wirbel

Kelvin-Helmholtz Scherinstabilitäten werden durch den Geschwindigkeitsunterschied zweier Teilströme bei der Mischung hervorgerufen [8]. Diese Wirbelstruktur tritt bereits bei der ebenen zweidimensionalen Scherschichtkonfiguration auf. Modellhaft kann man sich vorstellen, dass eine äußere Störung die Strömung in Richtung des schnelleren Strahls auslenkt, wodurch sich im Gebiet der schnelleren Strömung statischer Unterdruck einstellt und analog im Gebiet der langsameren Strömung ein Überdruck. Hierdurch ergibt sich eine destabilisierende Kraft in Richtung des schnelleren Strahls, sowie durch die asymmetrische Geschwindigkeitsverteilung ein Drall, der zu einer Aufwicklung der Scherschicht führt (Bild 6).

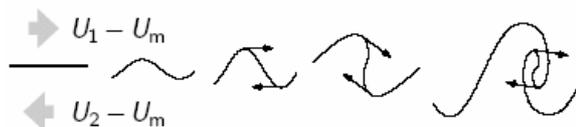


Bild 6: Aufwicklung der Scherschicht aus [8]

Aufgrund des Geschwindigkeitsgradienten quer zur Hauptströmungsrichtung und des sich daraus ergebenden Impulsaustausches verbreitert sich der Mischungsbereich zwischen den Teilströmen mit zunehmender Lauflänge. Die Ausbreitung der Mischzone in Strömungsrichtung ist dabei nach Sabin [7] proportional zum Geschwindigkeitsparameter  $\lambda$ .

Werden die beiden Teilströme hingegen nicht parallel, sondern gekreuzt gemischt, entsteht ein strömungsgerichteter Wirbel [9]. Die so entstehenden Strömungsphänomene sind in Bild 7 dargestellt.

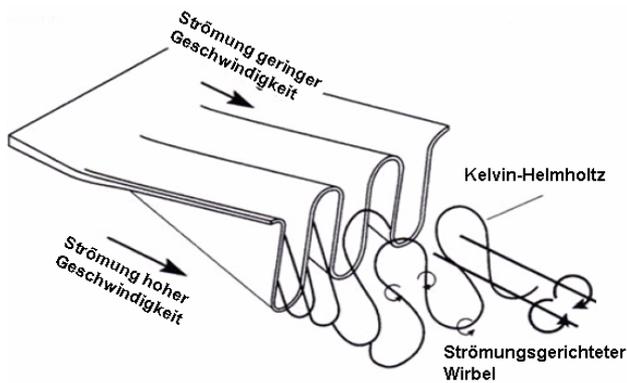


Bild 7: Wirbelstrukturen am Blütenmischer aus [9]

Nach [13] ist die Stärke der strömungsgerichteten Wirbel direkt vom Öffnungswinkel des Blütenmischers abhängig. Im Blütenmischer überlagern sich die durch die Kelvin-Helmholtz Scherinstabilität hervorgerufenen Wirbel mit den strömungsgerichteten Wirbeln. Die Überlagerung dieser Wirbelstrukturen ist hauptsächlich für die verbesserte Durchmischung im Blütenmischer verantwortlich. Weiterhin resultiert aus der größeren Grenzfläche zwischen den beiden Teilströmen beim Blütenmischer im Vergleich zur ebenen Platte eine intensivere Durchmischung.

## 5.2. Theoretisch Betrachtung der ebenen Scherschicht

Zur Charakterisierung der Strömungsbedingungen dient neben der mittleren Strömungsgeschwindigkeit  $U_m$  der Geschwindigkeits- oder Scherschichtparameter

$$(1) \quad \lambda = \frac{U_1 - U_2}{U_1 + U_2}.$$

Der Parameter  $\lambda$  beschreibt die in der Scherschicht herrschende Geschwindigkeitsdifferenz im Verhältnis zur mittleren Geschwindigkeit. Ausgehend von  $\lambda = 0$  für gleiche Strömungsgeschwindigkeit in beiden Teilströmen wächst  $\lambda$  mit zunehmender Geschwindigkeitsdifferenz an bis  $\lambda = 1$  für  $U_2 = 0$ .

Nach Sabin [7] kann das Geschwindigkeitsprofil in einer ebenen Scherschicht unter der Annahme, dass kein Druckgradient besteht mit Hilfe der Fehlerfunktion

$$(2) \quad \text{erf}(\xi) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\xi e^{-\alpha^2} d\alpha$$

beschrieben werden (Bild 8). Für die lokale Geschwindigkeit  $u$  ergibt sich abhängig von den Koordinaten  $x$  und  $y$

$$(3) \quad u = U_m (1 + \lambda \cdot \text{erf}(\xi))$$

mit

$$(4) \quad U_m = \frac{1}{2} (U_1 + U_2)$$

und

$$(5) \quad \xi = \frac{\sigma_0 \cdot y}{(x + x_0) \cdot \lambda}.$$

Dabei ist  $\sigma_0$  ein Proportionalitätsfaktor, und  $x_0$  die Verschiebung des Beginns des Mischkegels gegenüber dem Koordinatenursprung, der mit dem Ende der Trennplatte zusammen fällt. Diese Verschiebung resultiert aus der endlichen Grenzschichtdicke am Ende der Trennplatte.

Nach dieser Beziehung ergeben sich für die Breite  $\Delta y$  der Mischzone folgende Zusammenhänge:

- $\Delta y \sim (x + x_0)$ ; Die Mischzone breitet sich keilförmig aus.
- $\Delta y \sim \lambda$ ; Die Mischzone nimmt proportional mit Geschwindigkeitsparameter zu.
- $\Delta y \sim 1/\sigma_0$ ; Dabei beschreibt  $\sigma_0$  den Gradient der Geschwindigkeit in  $y$ -Richtung.

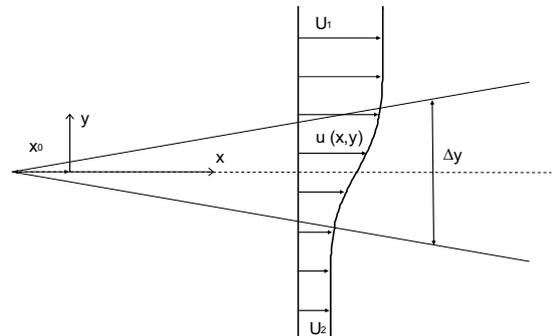


Bild 8: Beschreibung der Scherschicht und der Mischzone

Sabin [7] gibt für die experimentell bestimmte Konstante  $\sigma_0$  den Wert von  $\sigma_0 \approx 11$  an. Diese ist nach Sabin unabhängig von der Reynoldszahl. Greitzer [13] beschreibt eine zusätzliche Abhängigkeit der Breite der Mischzone von der Strömungsmachzahl. Nach der Theorie von Sabin breitet sich der Mischkegel symmetrisch zur  $x$ -Achse aus. Schlichting [12] beschreibt demgegenüber eine Ablenkung des Mischkegels in Richtung der langsameren Strömung.

## 5.3. Definition des Mischungsgrades

Zwei Grundsätzliche Definitionen zur Bestimmung des Mischungsgrades der Strömung werden in der Auswertung angewandt. Zum Einen eine Definition über die Verteilung

einer Strömungsgröße  $\Phi$  in einer bestimmten Ebene [14]. Eine Abweichung der Strömungsgröße vom Mittelwert wird beschrieben über

$$(6) \quad \delta = \frac{\int_A \Phi - \bar{\Phi} dA}{\int_A \Phi dA}$$

mit dem Mittelwert

$$(7) \quad \bar{\Phi} = \frac{\int_A \Phi dA}{\int_A dA}$$

Der Mischungsgrad ergibt sich dann zu

$$(8) \quad \eta_{\text{mix}} = \frac{\delta_0 - \delta}{\delta_0}$$

wobei  $\delta_0$  die Variation der Strömungsgröße in der Mischungsebene ist. Die fragliche Strömungsgröße kann dabei die Geschwindigkeit, der Totaldruck oder die Totaltemperatur sein.

In einer zweiten Definition wird die Strömung nach der Mischungsebene idealisiert in drei Teilströme zerlegt. Einen gemischten Strom und zwei ungemischte Ströme. Der Mischungsgrad beschreibt dabei den Anteil des jeweiligen Teilstroms am Mischereintritt der in die Mischung eingeht. Somit wird ein separater Mischungsgrad für beide Teilströme definiert, d.h. es kann differenziert werden welcher Teilstrom zu welchem Massenstromanteil gemischt wird.

$$(9) \quad \eta_1 = 1 - \frac{\dot{m}_{\text{um1}}}{\dot{m}_1}$$

$$(10) \quad \eta_2 = 1 - \frac{\dot{m}_{\text{um2}}}{\dot{m}_2}$$

Die Definition der drei Strömungsbereiche kann auch hier optional über die Strömungsgrößen Geschwindigkeit, Totaldruck und Totaltemperatur erfolgen.

#### 5.4. Auswertung des Mischungsgrades

Am Windkanal wurden Messungen bei insgesamt vier Betriebspunkten durchgeführt. Dabei ist Betriebspunkt BP1 durch gleichen Totaldruck der beiden Teilströme am Mischkammereintritt gekennzeichnet. Bei diesem Betriebspunkt erfolgt keine zusätzliche Drosselung eines Teilstroms. Für die Betriebspunkte BP2 bis BP4 wird der zweite Teilstrom zunehmend gedrosselt, bis beim vierten Betriebspunkt der Totaldruck am Mischereintritt auf der gedrosselten Seite dem Umgebungsdruck, d.h. dem statischen Druck am Mischeraustritt entspricht. In Tabelle 1 sind zusätzlich zu den Totaldrücken am Mischereintritt die Geschwindigkeiten der Teilströme vor der Mischung und der daraus resultierende Geschwindigkeitsparameter  $\lambda$  aufgeführt.

	Pt1/Pamb	Pt2/Pamb	U1[m/s]	U2[m/s]	$\lambda$
BP1	1,15	1,15	140	140	0
BP2	1,21	1,09	170	110	0,19
BP3	1,2	1,03	170	65	0,45
BP4	1,24	1	190	40	0,67

Tabelle 1: Betriebspunkte bei der experimentellen Untersuchung

Für die Messungen an der ebenen Platte sind die Geschwindigkeitsprofile in den vier Messebenen in Bild 9 dargestellt. Mit zunehmendem Geschwindigkeitsparameter  $\lambda$  ist eine stärkere Ausbreitung der Scherschicht erkennbar. Gleichzeitig wird deutlich, dass die langsamere Teilströmung zu einem größeren Anteil an der Mischung beteiligt ist als die schnellere Teilströmung. Der Mischkegel ist folglich zur langsameren Strömung hin abgelenkt. Bei Betriebspunkt BP4 hat sich die Scherschicht auf der langsameren Seite bis zur Mischkammerwand ausgebreitet.

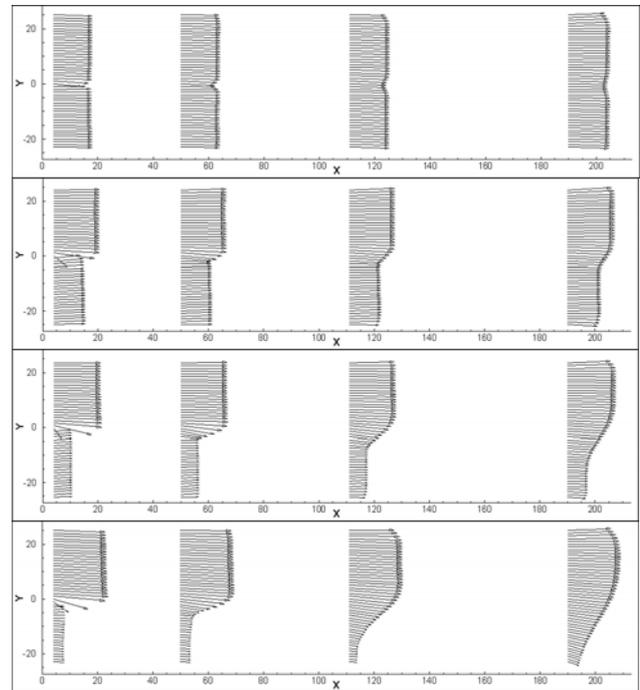


Bild 9: Gemessene Geschwindigkeitsprofile für die Betriebspunkte BP1–BP4 (von oben nach unten)

Der Vergleich der gemessenen Geschwindigkeitsprofile in verschiedenen Ebenen nach der Mischungsebene mit dem theoretischen Verlauf für die Betriebspunkte BP2 – BP4 ist in Bild 10 dargestellt. Zusätzlich ist der resultierende Mischkegel abgebildet. Um die Geschwindigkeitsprofile in Übereinstimmung zu bringen wurde der Geschwindigkeitsgradient in der Scherschicht dem gemessenen Wert mit der Konstante  $\sigma_0$  angepasst. Um der mit steigendem Geschwindigkeitsparameter  $\lambda$  zunehmenden Ablenkung der Mischzone Rechnung zu tragen wurde Gleichung (5) ersetzt durch

$$(11) \quad \xi = \frac{\sigma_0 \cdot (y - C \cdot x)}{(x + x_0) \cdot \lambda}$$

Dadurch wird die Winkelhalbierende des Mischkegels durch eine Gerade mit der Steigung C abgebildet. In Tabelle 2 sind die Parameter  $\sigma_0$  und C angegeben, mit denen für den jeweiligen Betriebspunkt die beste Übereinstimmung erreicht wurde. Die Proportionalitätskonstante liegt mit einem Wert von  $\sigma_0 = 9$  für BP2 bzw.  $\sigma_0 = 10$  für BP3 und BP4 nahe dem von Sabin [7] angegebenen Wert und zeigt keine signifikante Abhängigkeit vom Geschwindigkeitsparameter  $\lambda$ . Der Betrag des Parameters C der die Ablenkung der Mischzone relativ zur Hauptströmung beschreibt nimmt überproportional mit dem Geschwindigkeitsparameter  $\lambda$  zu.

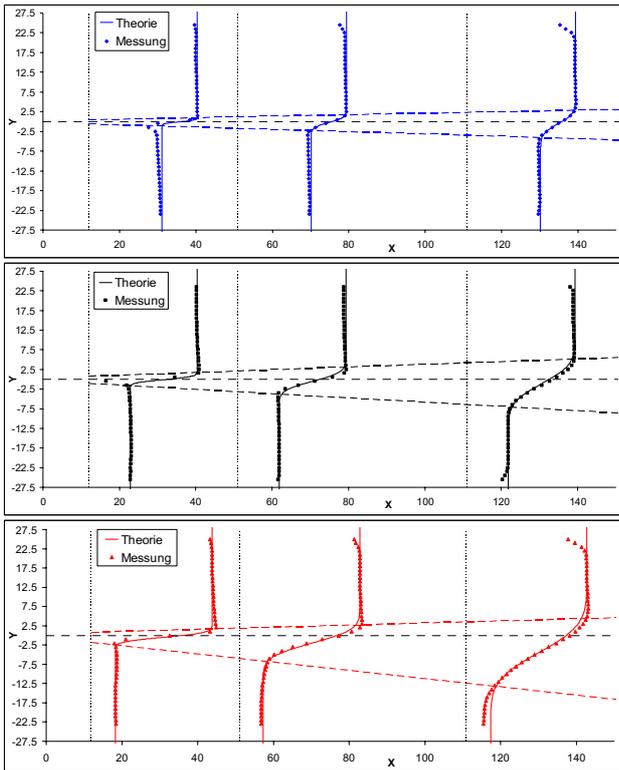


Bild 10: Vergleich der gemessenen Geschwindigkeitsprofile mit dem theoretischen Verlauf für BP2-BP4 (von oben nach unten)

	Um[m/s]	$\lambda$	$\sigma_0$	C
BP 2	140	0.19	9	-0.005
BP 3	117,5	0.45	10	-0.01
BP 4	115	0.67	10	-0.04

Tabelle 2: Koeffizienten zur Beschreibung des Geschwindigkeitsprofils

Der Vergleich der Geschwindigkeitsprofile aus den Messungen mit den Nachrechnungen der Betriebspunkte in der numerischen Simulation (Bild 11, 12) zeigt eine gute Übereinstimmung. Somit kann das Mischungsverhalten der Teilströme an der ebenen Platte mit dem vorhandenen Modell über den ganzen Betriebsbereich numerisch bestimmt werden.

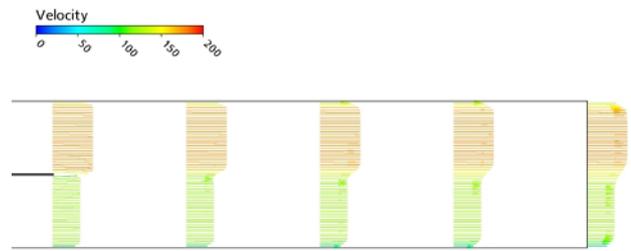


Bild 11: Geschwindigkeitsprofile aus numerischer Simulation BP2

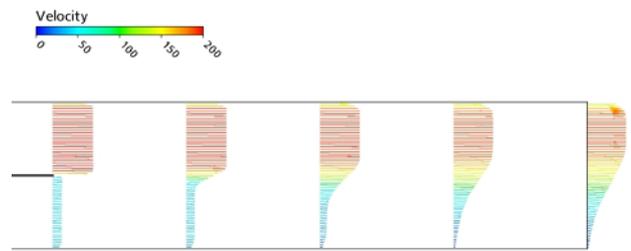


Bild 12: Geschwindigkeitsprofile aus numerischer Simulation BP4

Die quantitative Auswertung des Mischungsgrades erfolgt anhand der Ergebnisse numerischer Simulationen für die drei implementierten Geometrien. Betriebspunkte mit verschiedenen Totaldruckverhältnissen wurden dafür gerechnet. Die Auswertung des Mischungsgrades erfolgte nach beiden Definitionen mit der Totaltemperatur als relevante Strömungsgröße. Die Definition über die Totaltemperatur bedingt unterschiedliche Totaltemperaturen am Mischereintritt. Für die Rechnungen wurde  $Tt1 = 295K$  und  $Tt2 = 580K$  vorgegeben. Die Definition über die Totaltemperatur hat den Vorteil, dass verfälschende Grenzschichtinflüsse weit weniger ausgeprägt sind, als bei einer Definition über die Geschwindigkeit oder den Totaldruck.

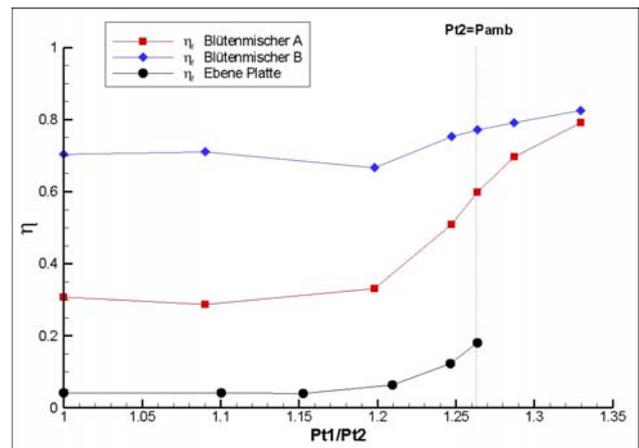


Bild 13: Mischungsgrad nach Definition über die Mischfunktion mit der Totaltemperatur als relevante Strömungsgröße

Für die Mischung an der ebenen Platte (Bild 13) werden bei geringen Totaldruckverhältnissen am Mischereintritt Mischungsgrade nach Definition über die Mischfunktion von  $\eta_f \approx 5\%$  erreicht. Strebt der geringere Totaldruck am

Mischereintritt gegen den Umgebungsdruck, nimmt der Mischungsgrad erheblich zu. Dieser Verlauf ist auch für die Blütengeometrien zu erkennen. Der Vergleich der Blütengeometrien (Bild 13) zeigt, dass unabhängig vom Betriebspunkt mit dem Blütenmischer mit Winkel (Blütenmischer B) höhere Mischungsgrade erreicht werden als mit dem parallelen Blütenmischer (Blütenmischer A). Während der Einfluss des Totaldruckverhältnisses auf den Mischungsgrad bei Blütenmischer B gering ist, nimmt der Mischungsgrad bei Blütenmischer A mit steigendem Totaldruckverhältnis am Mischereintritt stark zu. Bei gleichem Totaldruck der Teilströme wird mit Blütenmischer A nur etwa der halbe Mischungsgrad im Vergleich zu Blütenmischer B erreicht. Mit steigendem Totaldruckverhältnis gleichen sich die Mischungsgrade zunehmend an. Bei der ebenen Platte und dem parallelen Blütenmischer ist die Strömungsmischung hauptsächlich auf die Kelvin-Helmholtz Instabilitäten in der Scherschicht zurückzuführen. Wie gezeigt wurde ist die Ausprägung der daraus resultierenden Wirbel massiv vom Geschwindigkeitsgradienten der Teilströme abhängig. Dies erklärt die Zunahme der Mischung mit steigendem Totaldruckverhältnis. Der höhere Mischungsgrad des Blütenmischers B ist auf die bei dieser Geometrie zusätzlich entstehenden strömungsgerichteten Wirbel zurückzuführen.

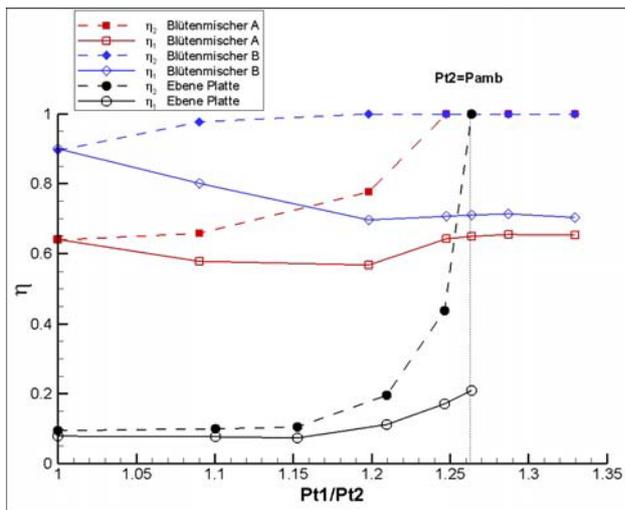


Bild 14: Mischungsgrad nach Definition über die Massenstromanteile

Der Verlauf der Mischungsgrade nach Definition der Massenstromanteile (Bild 14) zeigt grundsätzlich denselben Verlauf wie der Mischungsgrad nach Definition über die Mischungsfunktion. Das Mischungsniveau liegt allerdings bei der Definition über die Massenstromanteile höher. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Temperaturprofile der drei Teilströme nicht konstant sind sondern einen Gradient aufweisen, der in der Definition über die Mischungsfunktion mit der Totaltemperatur als relevante Strömungsgröße erfasst wird. Die Aufschlüsselung des Mischungsgrades in die beiden Teilströme am Mischereintritt zeigt, dass der langsamere Teilstrom in höherem Maße gemischt wird als der schnellere Teilstrom. Ab einem bestimmten Totaldruckverhältnis wird der langsamere Teilstrom bei allen drei Geometrien komplett ausgemischt.

## 5.5. Betrachtung des statischen Druckausgleichs in der Mischungsebene

Visualisierungen am Wasserkanal [11] haben gezeigt, dass eine Umströmungen der Hinterkante oder lokale Rückströmungen im Bereich der langsameren Teilströmung auch bei starker Drosselung eines Teilstroms nicht auftreten. Dies unterstreicht die Gültigkeit der Kutta'schen Abflussbedingung. Sowohl die experimentellen Messungen, als auch die numerischen Simulationen bestätigen dieses Ergebnis. Es können folglich keine großen Druckgradienten im Bereich der Hinterkante der Trennplatte auftreten. Der statische Druck der beiden Teilströme in der Mischungsebene muss auf demselben Niveau liegen.

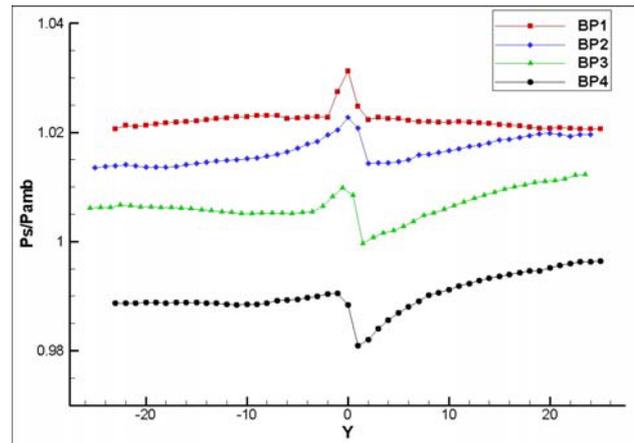


Bild 15: statischer Druckverlauf in der Mischungsebene bei verschiedenen Betriebspunkten an der ebenen Platte

Die gemessenen statischen Drücke für die Betriebspunkte BP1 – BP4 in der Mischungsebene für Messungen an der ebenen Platte sind in Bild 15 dargestellt. Für BP1 mit gleichen Totaldrücken am Mischereintritt zeigt sich ein symmetrischer Verlauf des statischen Druckes zur Trennplatte. Für die Betriebspunkte mit steigendem Totaldruckverhältnis am Mischereintritt ist der Verlauf des statischen Druckes nicht mehr symmetrisch. Auf der Seite der schnelleren Strömung (positive y-Werte) nimmt der statische Druck zur Trennplatte hin ab. Auf der Seite der langsameren Strömung ist der statische Druck nahezu konstant.

Der Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit denen der numerischen Simulation zeigt grundsätzlich denselben Verlauf (Bild 16). Allerdings ist der Effekt des Absinkens des statischen Druckes auf der schnellen Seite hin zur Trennplatte stärker ausgeprägt.

Das Absinken des statischen Druckes d.h. eine Beschleunigung der Strömung spricht für einen Expansionseffekt zum Ende der Trennplatte. Die Trennplatte hat im experimentellen Aufbau eine Hinterkantendicke von  $d = 1,0 \text{ mm}$ . Dies entspricht einer Querschnittserweiterung von etwa zwei Prozent mit dem Ende der Trennplatte. Die Auswertung der numerischen Ergebnisse zeigen in der Mischungsebene im Bereich der Trennplatte einen Anteil des Geschwindigkeitsvektors zur Trennplatte hin. Auch dies spricht für eine Expansion der Strömung. Die geringere Ausprägung des Effektes in der numerischen Simulation ist auf die im Vergleich zum experimentellen Aufbau geringere Dicke der Trennplatte von  $d = 0,4 \text{ mm}$  zurückzuführen.

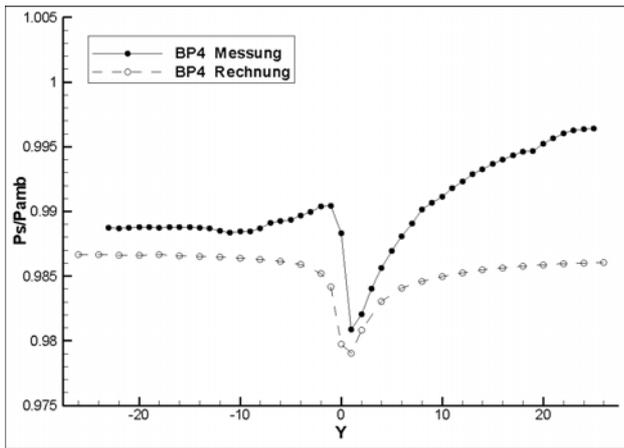


Bild 16: Vergleich des statischen Druckverlaufs in der Mischungsebene zwischen Experiment und Rechnung

Die flächengemittelten Werte des statischen Druckes der beiden Teilströme in der Mischungsebene weichen für die ebene Platte bei den vier Betriebspunkten um maximal 0,3% voneinander ab.

Die quantitative Auswertung des statischen Druckverhältnisses in der Mischungsebene erfolgt basierend auf die numerischen Simulationen für die drei unterschiedlichen Mischergeometrien (Bild 17). Dabei wurde Der Totaldruck  $P_{t1}$  am Mischereintritt bei  $P_{t1}/P_{amb} = 1,26$  festgehalten während  $P_{t2}$  sukzessive abgesenkt wurde.

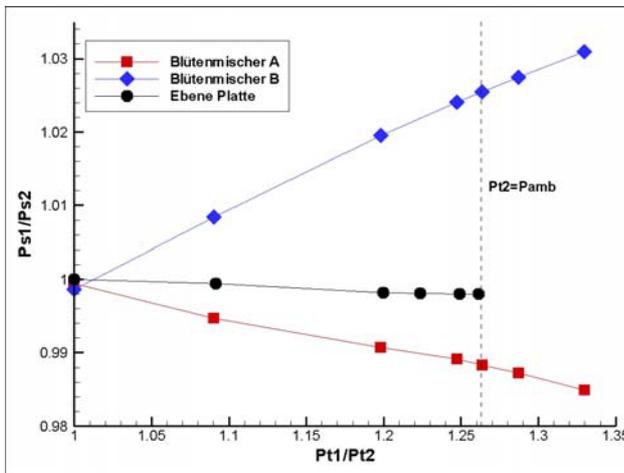


Bild 17: Verhältnis des mittleren statischen Druckes der beiden Teilströme in der Mischungsebene

Für die Blütengeometrien wurden Totaldrücke am Mischereintritt auf der langsamen Seite deutlich unterhalb des Umgebungsdruckes erreicht. Für alle drei Geometrien zeigt sich ein direkter Zusammenhang zwischen dem statischen Druckverhältnis und dem Totaldruckverhältnis der Teilströme. Mit steigendem Totaldruckverhältnis weicht das statische Druckverhältnis zunehmend von eins ab. Die Größe der Abweichung und die Richtung sind dabei von der Geometrie der Trennplatte abhängig. Bei der ebenen Platte und dem parallelen Blütenmischer A zeigte sich eine Abnahme des statischen Druckverhältnisses um maximal 0,2% bzw. 1,5%. Bei dem

Blütenmischer B mit Winkel lag der statische Druck der schnellen Strömung über dem statischen Druck in der langsamen Strömung. Die maximale Abweichung liegt dabei bei 3,1 %.

## 5.6. Verlauf des Totaldrucks über der Mischkammer

Unter der Annahme unvollständiger Mischung der Teilströme erscheint es nicht physikalisch korrekt, Totaldrücke am Mischereintritt an der gedrosselten Seite unterhalb des Umgebungsdruckes anzunehmen. Am Austritt würde sich für den ungemischten Teilstrom ein Totaldruck unterhalb des statischen Drucks ergeben. Wie gezeigt nimmt jedoch der Mischungsgrad der langsameren Teilströmung mit zunehmender Drosselung zu. Für Totaldrücke im Bereich des Umgebungsdruckes kann selbst bei Mischung an der ebenen Platte der langsame Teilstrom komplett ausgemischt sein. Ein Energieeintrag in die langsamere Strömung findet also bis an die Mischkammerwand statt.

Sowohl im Experiment, als auch in der numerischen Simulation wurden Totaldrücke am Mischereintritt der gedrosselten Seite unterhalb des Umgebungsdruckes realisiert.

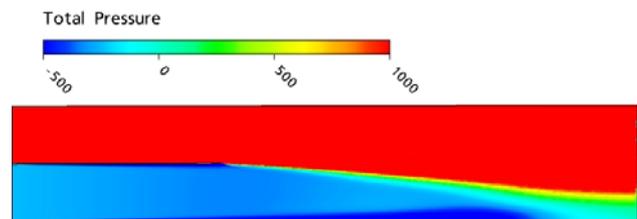


Bild 18: Totaldruckverlauf bei BP4

In Bild 18 ist der Totaldruckverlauf der Nachrechnung von Betriebspunkt BP4 dargestellt. Als Referenzdruck ist der Umgebungsdruck am Mischeraustritt definiert. Der Totaldruck am Mischereintritt der langsameren Strömung liegt unterhalb des Umgebungsdruckes. Aufgrund der vollständigen Mischung des Teilstrahls liegt der Totaldruck in der gesamten Austrittsebene über dem Umgebungsdruck und damit auch über dem Totaldruck am Mischereintritt. Für die Blütengeometrien konnten Totaldrücke am Mischereintritt der langsameren Teilströmung um bis zu fünf Prozent unterhalb des Umgebungsdruckes realisiert werden.

## 6. LEISTUNG DES TRIEBWERKSMISCHERS IM NIEDRIGEN LASTBEREICH

Aufgrund des gezeigten erheblichen Einflusses des Geschwindigkeitsverhältnisses auf die Wirbelstrukturen und damit die Mischung, ist die Annahme eines konstanten Mischungsgrades über den gesamten Betriebsbereich eines Triebwerks nicht zutreffend. Die Mischungseffektivität muss als Funktion des Totaldruckverhältnisses am Mischereintritt und des Düsendruckverhältnisses hinterlegt werden. Der Mischungsgrad von Haupt und Nebenstrom ist unterschiedlich.

Lokale Rückströmungen sowie Umströmungen der Hinterkante treten nicht auf. Die Kutta'sche Abflussbedingung ist über den gesamten Betriebsbereich erfüllt. Die Annahme statischen Druckausgleichs in der Mischungsebene ist grundsätzlich korrekt.

Die experimentell nachgewiesenen Abweichungen des gemittelten statischen Druckverhältnisses in der Mischungsebene von eins haben einen erheblichen Einfluss auf die Durchsatzcharakteristik des Mischers und damit auf das Nebenstromverhältnis. Das tatsächliche statische Druckverhältnis in der Mischungsebene ist Abhängig vom Totaldruckverhältnis am Mischereintritt und der Mischergeometrie.

Die möglichen Totaldrücke am Mischereintritt sind direkt mit dem Mischungsgrad der Teilströme gekoppelt. Totaldrücke am Mischereintritt (Turbinenaustritt) unterhalb des Umgebungsdruckes können sich nur bei vollständiger Ausmischung der Hauptströmung einstellen. Da der Mischungsgrad der Hauptströmung mit sinkendem Totaldruck ansteigt sind Totaldrücke am Mischereintritt unterhalb des Umgebungsdruckes durchaus realistisch.

## 7. LITERATUR

- [1] F. Fett. *Besonderheiten in der Regelcharakteristik von Zweikreistriebwerken mit und ohne Mischung*. Zeitschrift für Flugwissenschaften, 20.Jahrgang, Heft 1/2, 1972
- [2] P.T. Millhouse, S.C. Kramer, P.I. King, E.F. Mykytko. *Identifying Optimal Fan Compressor Pressure Ratios for the Mixed-Stream Turbofan Engine*. Journal of Propulsion and Power, Vol.16, No.1, Seite 79-86, 2000
- [3] A. Hartmann. *Untersuchung über die Mischung bei Zweikreisturbofantriebwerken*. Dissertation RWTH Aachen, 1966.
- [4] R. Köhli, S.Staudacher, H. Schulte, K.-J. Schmidt. *Validierung eines Performancemodells für ein Turbofantriebwerk im tiefen Teillastbereich*. DGLR-2004-180, 2004, Dresden
- [5] W. Braig, H. Schulte, C. Riegler. *Comparative Analysis of the Windmilling Performance of Turbojet and Turbofan Engines*. Journal of Propulsion and Power, Vol.15, No.2, Seite 326-333, 1999.
- [6] V.M. Belovich, M. Sammy. *Mixing Process in a Coaxial Geometry with a Central Lobed Mixer-Nozzle*. AIAA Paper 96-0118, 1996
- [7] C.M. Sabin. *An Analytical and Experimental Study of the Plane Incompressible, Turbulent Free-Shear Layer with Arbitrary Velocity Ratio and Pressure Gradient*. Journal of Basic Engineering, June 1965
- [8] R. Spieweg. *Beschreibung dreidimensionaler Kohärenter Strukturen in turbulenten Scherschichten mit schräger Abströmkante*. Dissertation, TU Berlin, 2002
- [9] D.C. McCormick, J.C. Bennett: *Vortical and Turbulent Structure of a Lobed Mixer Free Shear Layer*. AIAA Journal, Vol.32, No.9, 1994
- [10] J.D. Anderson. *Fundamentals of Aerodynamics, Second Edition*. McGraw-Hill International Editions, 1991
- [11] B. Banzhaf, S. Staudacher: *Untersuchungen zum Betriebsverhalten des Triebwerksmischers im niedrigen Lastbereich*, DGLR-2006-095, 2006
- [12] H. Schlichting, K. Gersten: *Grenzschicht-Theorie*, 9. Auflage. Springer-Verlag, 1997
- [13] E.M. Greitzer, C.S.Tan, M.B.Graf: *Internal Flow – Concepts and Applications*, 1. Auflage. Cambridge University Press, 2007
- [14] Y.-Y. Tsui, P.-W. Wu: *Investigation of the Mixing Flow Structure in Multilobe Mixers*, AIAA Journal Vol.34, No.7, 1996
- [15] R.D. Mehta, P. Bradshaw: *Design rules for small low speed wind tunnels*. The Aeronautical Journal of the Royal Aeronautical Society, November 1997, S. 443-449, 1979