

# UNTERSUCHUNGEN ZU EJEKTORDÜSEN AN KLEINEN FLUGGASTURBINEN

R. Schmidt, A. Hupfer,  
Aeronautical Engineering, Fakultät Maschinenbau,  
Universität der Bundeswehr München (UniBwM), Deutschland

## Zusammenfassung

Ein Forschungsschwerpunkt am Institut Aeronautical Engineering an der UniBwM liegt in der Untersuchung kleiner Schubtriebwerke bis 500 N Schub. Um den Schub kleiner Turbojet-Triebwerke zu erhöhen, kommen sogenannte Ejektordüsen zum Einsatz. Die Schubverstärkung wird durch einen zusätzlich eingebrachten Massenstrom erzeugt, welcher nach dem Prinzip einer Strahlpumpe durch Impulsaustausch vom schnellen Abgasstrom angesaugt und beschleunigt wird. Das Potential liegt dabei nicht nur in einer Effizienz- und Schubsteigerung, sondern auch in einer verringerten gemittelten Abgastemperatur, was die Integration des Triebwerks in ein Luffahrtsystem erleichtert. Dabei werden von der Ejektordüse eine nur geringe Baugröße und Systemkomplexität in Anspruch genommen.

## 1. EINLEITUNG

Der Anwendungsbereich auf dem Markt verfügbarer kleiner Schubtriebwerke erstreckt sich von etwa 20 bis 800 N Schub. Diese sehr kompakten Antriebssysteme erreichen dabei ein Schub-Gewichts-Verhältnis bis 10. Inzwischen gibt es weltweit mehrere kommerzielle Hersteller, die Triebwerke für Modellfluganwendungen auf Basis unterschiedlicher Kleinstgasturbinen anbieten. Diese drängen zunehmend auch in andere Bereiche vor, wie z.B. als Antrieb von militärisch und kommerziell eingesetzten UAVs. Schubtriebwerke können im Schnellflug wesentlich effizienter eingesetzt werden als propellergetriebene Antriebssysteme. Für Ultraleichtflugzeuge und für Segelflieger als Heimkehrhilfe werden kleine gasturbinengetriebene Schubtriebwerke aufgrund ihrer geringen Masse immer wieder diskutiert. Die zunehmende Professionalisierung bei der Herstellung der Triebwerke senkt zudem die Kosten bei gleichzeitig zunehmender Zuverlässigkeit.

Im Gegensatz zu den großen militärisch und kommerziellen Triebwerken sind die kleinen Schubtriebwerke relativ einfach aufgebaut (BILD 1). Ausgeführt sind diese in Turbojetbauweise mit einer radialen Verdichterstufe und einer axialen Turbinenstufe. Die Schuberzeugung erfolgt durch den heißen Kernmassenstrom mit hoher Austrittsgeschwindigkeit. Die aktuell am Markt erhältlichen Modelle sind auf ein maximales Druckverhältnis von ca. 4 limitiert. Eine einfache, kostengünstige und kompakte Bauweise ist nur mit einer ungekühlten Turbinenstufe möglich, die Turbineneintrittstemperatur ist daher auf ca. 1000 °C begrenzt. Diese Limitationen bedingen auch die geringe thermische Effizienz. [1], [2]

Die hohe Abgastemperatur von bis zu 850 °C führt bei der Integration in Luffahrzeuge aus Leichtbaumaterialien zu weiteren Limitierungen. Bei Einbau im Rumpf werden eine

Kühlung und Isolation des Abgaskanals benötigt. Im Außenanbau können Steuerungsflächen durch den heißen Abgasstrahl beschädigt werden. Darüber hinaus stellt die hohe Lärmemission der Düsenströmung einen weiteren Nachteil dar.

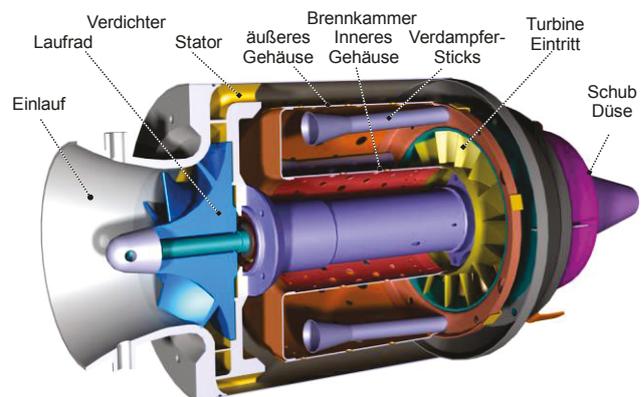


BILD 1: Schnitt durch ein kleines Schubtriebwerk [2]

Neben der thermischen Effizienz wirkt sich bei Schubtriebwerken vor allem der Vortriebswirkungsgrad auf den spezifischen Brennstoffverbrauch aus. Eine in Relation zur Fluggeschwindigkeit hohe Abströmgeschwindigkeit  $c_9$  führt daher zu einer zusätzlichen Effizienzeinbuße.

## 2. DAS EJEKTORKONZEPT

Ein Ejektor ist eine Fluidpumpe ohne sich bewegende Teile. Das Funktionsprinzip basiert auf dem Impulsaustausch zwischen einem schnell strömenden Treibmedium und einem Fördermedium. Die Vermischung wird durch die viskosen Kräfte in der Scherschicht induziert. Nach der vollständigen Mischung zweier Teilströme strömt der Gesamtmassenstrom mit einem einheitlichen Geschwindigkeitsprofil aus.

## 2.1. Funktionsprinzip Ejektordüse

Die Ejektordüse nutzt den Impulsaustausch um die Austrittsgeschwindigkeit zu reduzieren und den Massenstrom zu erhöhen (BILD 2). Die nutzbare Strahlleistung des primären Abgasstrahls beträgt bei einer gegebenen Fluggeschwindigkeit  $c_0$ :

$$(1) \quad P_{str} = \frac{1}{2} \dot{m}(c_9^2 - c_0^2) = \frac{1}{2} \dot{m}(2c_0\Delta c + \Delta c^2).$$

Daraus ergibt sich ein Schub von

$$(2) \quad F = \dot{m}(c_9 - c_0) = \dot{m}\Delta c.$$

Im vereinfachten Standfall können somit bei konstanter Strahlleistung durch Halbierung der Austrittsgeschwindigkeit der vierfache Massenstrom bewegt und so der doppelte Standschub erzeugt werden.

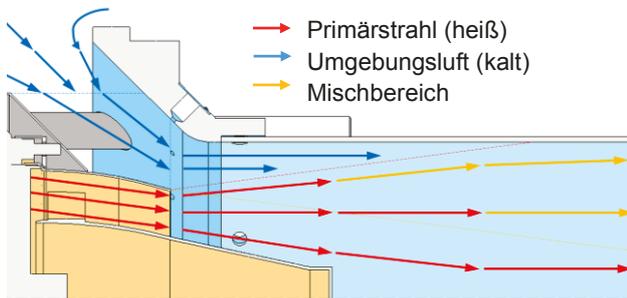


BILD 2: Prinzipskizze Ejektordüse

Das Ejektorkonzept wurde bereits vor mehreren Jahrzehnten für militärischen und zivile Schubtriebwerke entwickelt [3]. Die Ejektordüse war bei Hubtriebwerken für den Schwebeflug und für Triebwerke mit kleinem Bypassverhältnis wirkungsvoll. Da die Ejektordüse von einer hohen Geschwindigkeitsdifferenz zwischen Umgebungsluft und Primärstrahl profitiert und im Schnellflug keine nennenswerte Schubsteigerung mehr liefert, wurden diese durch Triebwerke mit hohem Bypassverhältnis verdrängt.

## 2.2. Konzept Ejektordüse für kleine Schubtriebwerke

Bei Kleingasturbinen sind die Bedingungen anders als bei großen Triebwerken. Die Geschwindigkeit des Abgasstrahls ist sehr hoch und begünstigt die Förderrate. Die Entwicklung der in dieser Arbeit vorgestellten Ejektordüse soll deswegen folgende Ziele erfüllen:

- Erreichen eines Bypassverhältnisses von 1 bis 2.
  - Limitierung der Abgastemperatur auf max. 300 °C, um die Integration zu erleichtern.
  - 10 bis 15% Schubsteigerung bei gleichem Treibstoffverbrauch und gleichem Schub-Gewichts-Verhältnis
- ⇒ Verbesserung des spezifischen Brennstoffverbrauchs TSFC um 10-15%.

Durch den geförderten Bypassmassenstrom wird Wärme aus dem Primärmassestrom übertragen. Die dadurch verringerte Abgastemperatur vereinfacht die Integration durch geringeren Isolationsaufwand am Fluggerät.

Dadurch kann eine geringere Masse des Gesamtsystems erreicht werden. Die sehr hohe Abgasgeschwindigkeit bei kleinen Schubtriebwerken ermöglicht einen schubverstärkenden Effekt auch noch bei geringen bis mittleren Fluggeschwindigkeiten.

## 2.3. Stand der Technik

Das Themengebiet Ejektordüse wurde bereits in vielen Publikationen untersucht, eine Zusammenfassung hierzu ist [3] veröffentlicht. Darin werden zahlreiche Effekte und Variationen erörtert. Nachfolgend soll hierzu eine zusammenfassende Übersicht geben werden:

### 2.3.1. Entwicklung Ejektordüse

Die Entwicklung der Ejektordüse begann bereits in den 1940er Jahren. Von Karman [9] schlug das Ejektorprinzip vor, um Turbojettriebwerke für die Luftfahrt zu verbessern. In den nachfolgenden Jahren sah vor allem das US Militär ein großes Potenzial beim Einsatz in Hubtriebwerken für Kurz- und Senkrechtstarterkonfigurationen vor. [10] Nach zahlreichen theoretischen und experimentellen Untersuchungen wurde auch ein Ejektordüsenkonzept für zivile Low-Bypass-Triebwerke konzipiert und erfolgreich getestet. Mit dem ALMEC Suppressor System [6] für die Gulfstream GII (BILD 3) konnten zum einen die seitliche Lärmabstrahlung reduziert und zum anderen eine Startschubsteigerung ohne nennenswerte Verluste im Reiseflug erreicht werden.

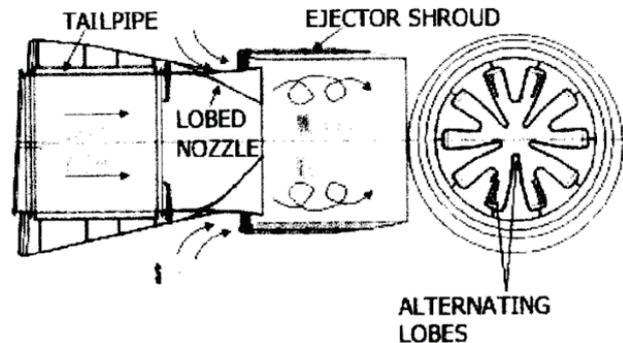


BILD 3: ALMEC Suppressor System [6]

Trotz der erfolgreichen Erfüllung der verschärften Lärmgrenzen und der Standschubsteigerung um 5 - 7% ohne wahrnehmbare Verluste im Reiseflug setzte sich das System nicht durch. Die nachfolgenden Triebwerksgenerationen für Businessjets verfügten bereits über ein größeres Bypassverhältnis mit geringerer Abströmgeschwindigkeit, was die Lärmreduktion durch die Ejektordüse obsolet machte. Die damals durchgeführten Untersuchungen brachten jedoch viele Erkenntnisse über Möglichkeiten zur Leistungssteigerung durch Verwendung von Ejektordüsen.

### 2.3.2. Identifikation der Einflussparameter bei Ejektordüsen für kleine Schubtriebwerke

Grundsätzliche muss zwischen zwei verschiedenen Einflüssen unterschieden werden. Die Mehrzahl an Unter-

suchungen beschäftigen sich entweder mit der Schubverstärkung oder mit der Maximierung des Fördermassenstroms. Zwar hängt beides voneinander ab, jedoch wurde festgestellt, dass ein steigender Sekundärmassenstrom nicht immer zu einer Schubverstärkung führt. Eine schnelle und intensive Vermischung vergrößert den Fördermassenstrom, erhöht andererseits aber auch die Mischungsverluste. Deswegen muss die Identifikation der Einflussparameter aus der Literatur diesen Aspekt berücksichtigen. In BILD 4 sind die Konstruktionsparameter für eine verallgemeinerte generische Ejektordüse eingezeichnet.

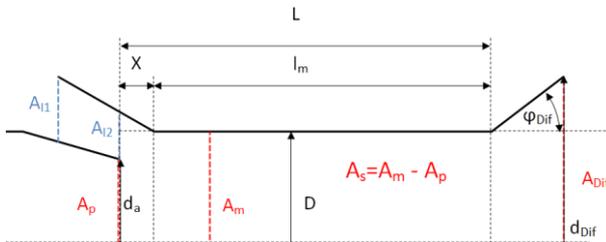


BILD 4: Konstruktionsparameter Ejektordüse [8]

Die folgende Diskussion bezieht sich auf die in der Zeichnung definierten Parameter.

Flächenverhältnis

Das Flächenverhältnis  $\alpha = A_s/A_p$  beeinflusst maßgeblich die Schubverstärkung. Unter Einbeziehung der Impulserhaltungs- und Kontinuitätsgleichung lässt sich eine theoretische Schubverstärkung  $\phi$  in Abhängigkeit von  $\alpha$  formulieren [8]:

$$(3) \quad \phi = \frac{(\alpha^2 - 1)(1 - \alpha + \alpha\sqrt{2\alpha})^2}{(\alpha^2 + 1)^2(\alpha - 1) + 2(\alpha^2 + 1)^2 - 2(1 - \alpha + \alpha\sqrt{2\alpha})^2(1 + \alpha)}$$

Der sich daraus ergebende Verlauf ist in BILD 5 dargestellt. Ejektordüsen für Flugtriebwerksanwendungen werden kompakt gebaut und verfügen deswegen über ein relativ kleines Flächenverhältnis  $\alpha$ .

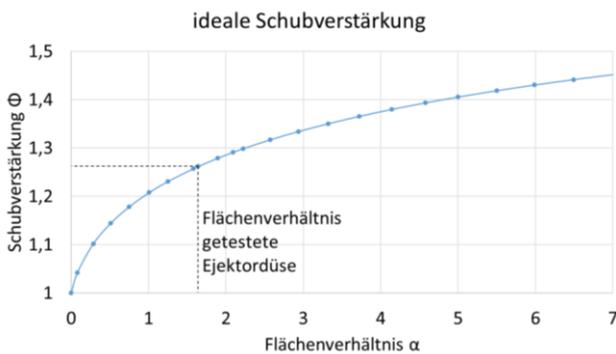


BILD 5: Ideale Schubverstärkung einer Ejektordüse

Mischraumlänge L/D

Die Mischraumlänge L im Verhältnis zum Durchmesser D soll vor allem die vollständige Durchmischung (siehe BILD 6) sicherstellen und so die Förderrate verbessern. Die vollständige Vermischung bedeutet eine komplette

Egalisierung des Geschwindigkeitsprofils im Austritt, welche wie folgt angegeben werden kann:

$$(4) \quad \beta = \frac{\int v^2 dA}{(\bar{v})^2}$$

Die vollständige Vermischung wird nach Formel (4) bei  $\beta = 1$  erreicht. Diese theoretische Betrachtung wird in der Realität nur angenähert werden, da zum Austausch immer ein Gradient benötigt wird.

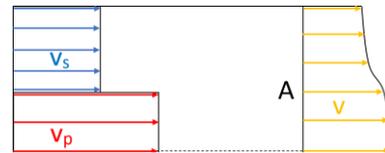


BILD 6: Vollständige Vermischung [5]

Durch Berechnung lässt sich so ein L/D-Verhältnis von 7 bis 10 ([3]) ermitteln. Ein langer Mischraum erzeugt hohe Reibungsverluste, ein kurzer Mischraum ist daher zu bevorzugen. Um die vollständige Vermischung auf kurzer Strecke zu erreichen, werden spezielle Formen für die Primärdüse benötigt. Diese vergrößern zum einen die Fläche, an der das Treib- und das Fördermedium miteinander Impuls austauschen. Zum anderen werden Wirbelstrukturen gebildet, welche durch Turbulenz die Durchmischung der Medien unterstützen. Die meisten Mischer-Ejektor-Konzepte benutzen sogenannte Blütenmischer. Durch deren Lobe-Kontur (BILD 7) wird eine hohe Mischgeschwindigkeit erreicht, sodass die Vermischung mit einem L/D-Verhältnis von 1 bis 1,5 [4] abgeschlossen ist. Der Effekt lässt sich noch mit sogenannten Scalloped-Lobe-Mixer verstärken, nach [5] ist damit eine vollständige Vermischung mit einem L/D-Verhältnis von 0,25 möglich.

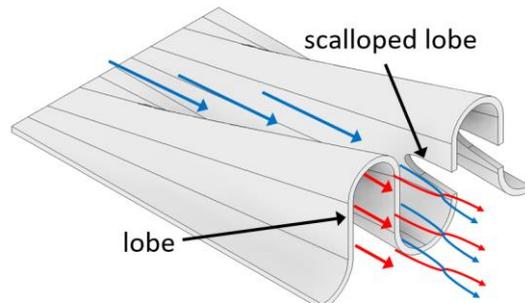


BILD 7: Konturen mit hoher Mischfähigkeit (mod. [6])

Die detaillierte Auslegung solcher Blütenmischerdüsen für Ejektordüsen wird in [4] und [5] genauer beschrieben.

Austrittsdiffusor

Ein Diffusor am Ende des Mischrohrs verringert den statischen Druck innerhalb der Düse, was zu einer Erhöhung der Förderrate und der Schubverstärkung führen kann. Veröffentlichungen dazu benennen Diffusorflächenverhältnisse von 1,5 bis 2. [3]

Bei Verwendung einer Primärdüse mit hoher Turbulenzerzeugung (Mischerdüse) kann ein Halböffnungswinkel phi\_Dif von bis zu 10° genutzt werden. Um die Ejektordüse

kompakt zu halten, verzichtete man bisher bei Anwendungen für Luftfahrzeuge auf den Diffusor. [6]

Weitere Einflussparameter

Der Sekundäreinlauf leistet einen entscheidenden Beitrag zur Schubverstärkung. [3] Die Zulauffläche bis zum Eintritt in den Mischraum muss sich kontinuierlich verringern, um den Aufbau des Druckgradienten zuzulassen. Eine bestimmte Formgebung oder ideale Durchströmungsfläche bzw. Geschwindigkeit wird jedoch nicht benannt.

Das Abstandsverhältnis zwischen Austritt der Primärströmung zu Eintritt in den Mischraum  $X/D$  wird ebenfalls betrachtet. Verhältnisse von 0,1 bis 0,2 sollen die Schubverstärkung begünstigen. [3] Da sich mit einem höheren Abstand  $X$  auch die Sekundäreinlaufflächen verändern, könnte der schubverstärkende Effekt auch auf eine günstigere Zuströmung zurückzuführen werden.

Das Temperatur- bzw. das Dichteverhältnis zwischen Treib- und Fördermedium beeinflusst ebenfalls die Förderrate. Allgemein wird bei Strahlpumpen ein Treibmedium mit höherer Dichte als das Fördermedium verwendet. Druck und Temperatur sowohl des primären Abgasstrahls als auch der Umgebung besitzen einen Effekt auf die Förderrate. Diese Parameter werden für die Düsenauslegung an einem kleinen Schubtriebwerk in der Regel vorgegeben.

**2.3.3. Düsen für kleine Schubtriebwerke**

Kleine Schubtriebwerke besitzen in der Regel rotations-symmetrische Schubdüsen mit einem kreis- oder einem ringförmigen Austrittsquerschnitt. Je nach Hersteller variieren dabei die Länge des Innenkonus und damit je nach Düsenlänge die Kreisringgeometrie. Mittlerweile finden vor allem Chevrons Düsen Anwendung (BILD 8). Diese weisen eine gezackte Austrittskante auf. Die Zacken sollen die Lärmentwicklung des schnellen Abgasstrahls beim Ausströmen in die Umgebung reduzieren.



BILD 8: Düsenformen kleine Schubtriebwerke: gerade (l), Chevron (m), Blütenmischerdüse (r)

Blütenmischer werden bei Verkehrsflugzeugen meist zur inneren Mischung des Bypass- mit dem Kernmassenstrom eingesetzt, weil die Aufheizung der kalten Bypassströmung im Schubrohr zusätzlichen Schub erzeugt. Da dieser Vorteil bei Turbojettriebwerken nicht genutzt werden kann und die Fertigung einer solchen Düse mit hohem Aufwand

verbunden ist, kommen Blütenmischer bei kleinen Schubtriebwerken bisher nicht zum Einsatz. Sie erzeugen jedoch die höchste Mischrates und werden deswegen im Rahmen dieser Arbeit als Mischerdüse für das Ejektor-Düsenkonzept untersucht.

**3. EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNG DER EJEKTORDÜSE**

In zwei Testreihen wurden Ejektor-Düsen mit unterschiedlicher Konfiguration getestet. Zum Einsatz kamen dabei zwei verschiedene Geometrien zur Führung des sekundären Massenstroms. Die bestehende Chevrons Düse kann durch einen Blütenmischer getauscht werden, ohne weitere Modifikationen am Schubrohr vornehmen zu müssen. Für die Tests wurde ein Triebwerk der Schubklasse 180 N (siehe Tabelle 1) auf einem Prüfstand (BILD 9) mit und ohne Ejektor-Düse für verschiedene Lastpunkte vermessen. In allen Versuchen wurden die Lastpunkte 28% (Leerlauf), 49%, 81%, 90% und 100% von der Drehzahl vom Auslegungspunkt angefahren. Hierzu wurden kontinuierlich der Triebwerksschub  $F$ , der Brennstoffverbrauch  $\dot{m}_{br}$ , der Luftmassenstrom  $\dot{m}$  (Primärluft), der Brennkammerdruck  $p_{13}$  und die Umgebungsbedingungen  $T_0$  und  $p_0$  gemessen.

Tabelle 1: Triebwerksdaten FT-180

Triebwerksdaten FT-180 (Auslegungspunkt)	
Schub ISA	185 N
Drehzahl	123.000 U/min
Abgasgeschwindigkeit $c_9$	500 - 650 m/s
Abgastemperatur $T_{19}$	700 - 850 °C
Luftmassenstrom	0,355 kg/s
Treibstoffverbrauch	9 g/s

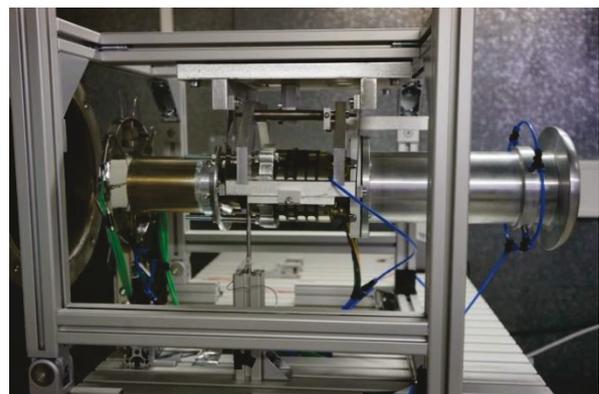


BILD 9: FT-180 mit Ejektor-Düse am Prüfstand

Die Austrittstemperatur am Primärdüsenaustritt wird an vier unterschiedlichen Stellen gemessen. Mit einer Vorrichtung können an acht Positionen, jeweils 45° im Umfangsrichtung verdreht, Temperaturmessungen in der Austrittsebene der Ejektor-Düse durchgeführt werden. An jeweils einer Position werden dazu zwei Thermo-elemente radial unterschiedlich tief in die Abgasströmung eingetaucht. Mit dieser

Anordnung kann in der Abgasströmung an bis zu 16 Punkten der Temperaturverlauf zwischen primärem Abgasstrahl und sekundärer Zuluft gemessen werden.

**3.1. Testreihe 1: Nachweis Schubverstärkung**

Für die Testreihe 1 wurde eine Ejektordüse mit einem Flächenverhältnis  $A_p/A_s = 1,77$  verwendet und bei einer relativen Mischraumlänge  $L/D_m = 1,51$  erprobt. Hierfür wurde in einem ersten Schritt als Konfig. A die Ejektordüse in Kombination mit der Chevrongdüse (obere Darstellung in BILD 10) bei verschiedenen Laststufen getestet und die Ergebnisse mit denen eines vorab durchgeführten Referenztest ohne Ejektordüse verglichen. Im zweiten Schritt wurde die Chevrongdüse durch einen Blütenmischer ersetzt und zusammen mit der Ejektordüse (Konfig. B) nach dem gleichen Verfahren getestet. Bei der Konfiguration A wurde der Abstand zwischen Primärdüsenaustritt und Mischraumeintritt mit einem Verhältnis  $X/D = 0,3$  mit Abstandshülsen montiert.

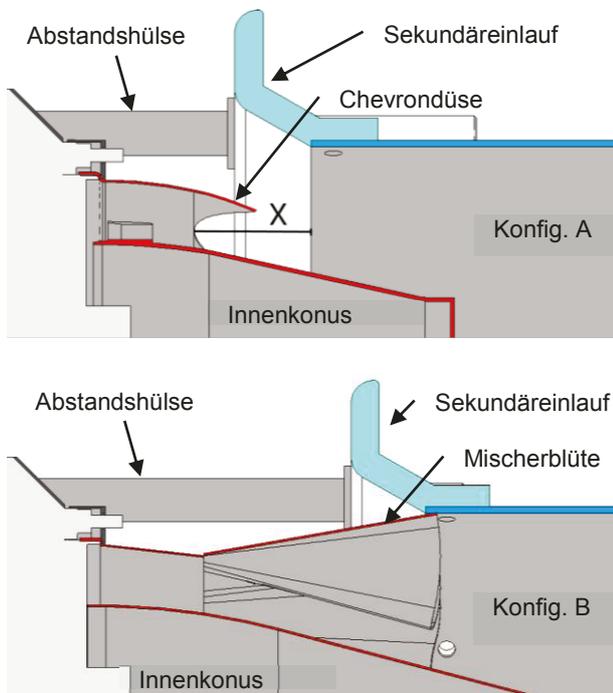


BILD 10: Schnitt Ejektor mit Chevrongdüse (Konfig. A) und mit Blütenmischerdüse (Konfig. B)

In der Konfiguration B wurde der Abstand aus konstruktiven Gründen auf null gesetzt. Der Blütenmischer besitzt einen Halböffnungswinkel  $\Theta = 13^\circ$  und eine Penetration von 55%. Der Blütenmischer wurde bereits zuvor für ein Vorgängermodell des hier untersuchten Triebwerks ausgelegt und gefertigt. [18]

In der Austrittsebene der Ejektordüse befinden sich an vier Positionen im  $90^\circ$ -Abstand jeweils zwei Thermoelemente vom Typ K. Von der Triebwerksängsachse ausgehend beträgt der radiale Abstand des inneren Thermoelements 25 mm und des äußeren 35 mm. Auf den  $45^\circ$  dazu verschobenen Halterungen ist jeweils ein Thermoelement

im Abstand von 35 mm befestigt. Der Innenkonus der Chevrongdüse hat in der Austrittsebene einen Durchmesser von 40 mm und der Düsenaußenmantel 66 mm. Das Mischrohr des Ejektors besitzt in beiden Konfigurationen einen Innendurchmesser von 86 mm.

Beim Betrieb mit Ejektordüse wird über einen gesonderten Zugang die Temperatur  $T_{15}$  am Primärdüsenaustritt gemessen. Die Position ( $270^\circ$  bei Betrachtung in Strömungsrichtung) wurde zuvor als repräsentativ bestimmt.

**3.2. Testreihe 2: Messung Sekundärmassenstrom**

Um einen Messwert für den Sekundärmassenstrom zu erhalten wurde ein neuer Sekundäreinlauf konstruiert. Dieser ist mit insgesamt vier Totaldrucksonden bestückt (BILD 11). Über vier Druckbohrungen kann der entsprechende statische Druck in der Messebene bestimmt werden.

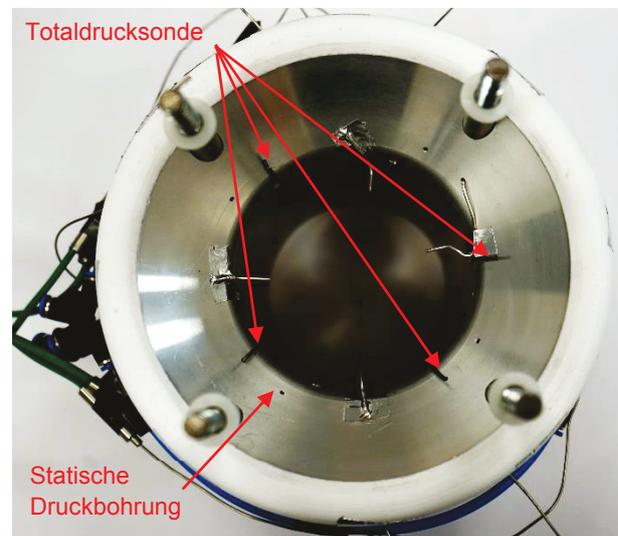


BILD 11: Instrumentierter Sekundäreinlauf

Zusammen mit einer Blende für den Düsenflansch (siehe BILD 12) wird eine definierte Durchströmungsebene A gebildet. Auf diese Weise werden Erkenntnisse über den Sekundärluftmassenstrom gewonnen.

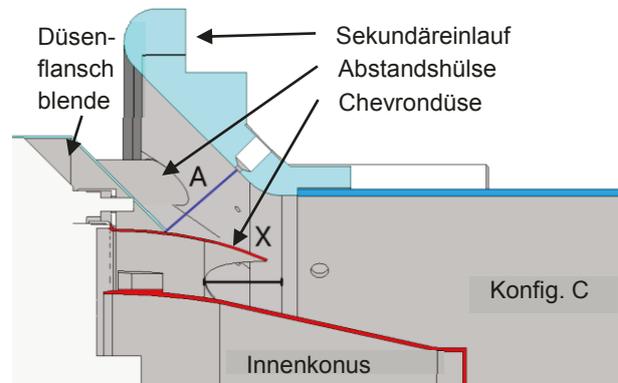


BILD 12: Schnitt Ejektor mit neuem Sekundäreinlauf (Konfig. C)

Außerdem wurden vier Zugänge für Thermoelemente gelegt, um die Temperatur  $T_{15}$  an der Primärdüse in  $90^\circ$  Abständen zu bestimmen. Die Messungen der Temperatur nach der Ejektordüse wurde mit der gleichen Bestückung wie in Testreihe 1 durchgeführt. Die Ejektordüse wurde mit Abständen  $X/D = 0,1$  und  $0,2$  erprobt.

#### 4. AUSWERTUNG UND ANALYSE

Zur Auswertung wurden an jedem Lastpunkte 20 Sekunden lang mit 20 Hz die Werte der einzelnen Sensoren aufgenommen. Für die Datenerfassung kommt ein speziell erstelltes LabView-Programm zum Einsatz. Sowohl die Berechnungen als auch die Erstellung der Diagramme erfolgen für jeden Lastpunkt auf Basis gemittelter Messwerte. Um die Qualität der Messung bewerten zu können, wurden für die Lastpunkte Abweichungen und Schwankungen gemessener Einzelwerte aufgezeichnet und analysiert. Der Vergleichbarkeit wegen wurden die Ergebnisse auf die Bedingungen auf Meereshöhe der ISA-Standardatmosphäre umgerechnet und als korrigierte Werte angezeigt.

##### 4.1. Testreihe 1: Analyse Schubverstärkung

###### 4.1.1. Chevron und Ejektor (Konfig. A)

Die Abbildungen BILD 13 bis BILD 15 zeigen die erstellten Leistungskennfelder für die Konfig. A mit  $X/D = 0,3$  und  $L/D = 1,51$ . In den Diagrammen wird als Referenz der Testlauf ohne Ejektordüse (orange) verwendet.

Der Vergleich der beiden Arbeitslinien (BILD 13) mit und ohne Ejektordüse zeigt, dass das Triebwerk durch den Anbau der Ejektordüse im eigentlichen thermodynamischen Kreisprozess nicht beeinflusst wird. Es findet keine zusätzliche An- bzw. Entdrosselung statt. Der korrigierte Massenstrom sowie andere Parameter waren bei beiden Testläufen nahezu identisch. Im Schubkennfeld (BILD 14) zeigt sich jedoch ein Einfluss der Düsenkonfiguration. Der Testlauf zeigt eine deutliche Tendenz zu einem höheren korrigierten Schub. Bei Volllast liegt dieser fast 4,5 % über dem Referenzversuch.

Da sich der eingesetzte Brennstoffmassenstrom nicht geändert hat, ergibt sich aus der höheren Schubaussbeute auch ein höherer brennstoffspezifischer Schub. Dieses Verhalten ist über den kompletten Betriebsbereich zu beobachten (BILD 15). Bei maximalem Massenstrom (Volllast) ergibt sich ein 5% geringerer TSFC.

Die Ergebnisse bestätigen, dass bereits in der einfachen Konfiguration A eine deutliche Schuberhöhung möglich ist. Die Analyse der Abgastemperaturverteilung nach der Ejektordüse (Kap. 4.1.3) zeigt jedoch auch, dass eine vollständige Vermischung nicht erreicht wird. Die Schuberhöhung fällt allerdings auch weit weniger ins Gewicht, als die Theorie nach BILD 5 erlauben würde.

Die baulichen Modifikationen durch die Ejektordüse beeinflussen das Verhalten des Kerntriebwerks nicht, was eine wichtige Voraussetzung ist, um diese ohne weitere Maßnahmen bei bestehenden kleinen Schubtriebwerken nachzurüsten.

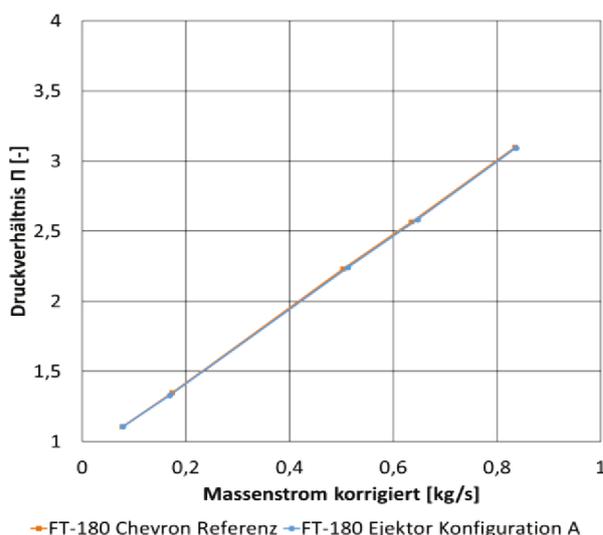


BILD 13: Verdichterarbeitslinie (Konfig. A)

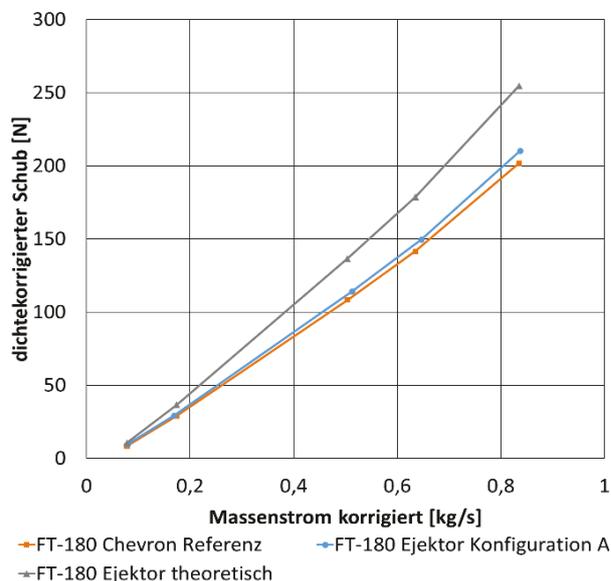


BILD 14: Schubkennfeld (Konfig. A)

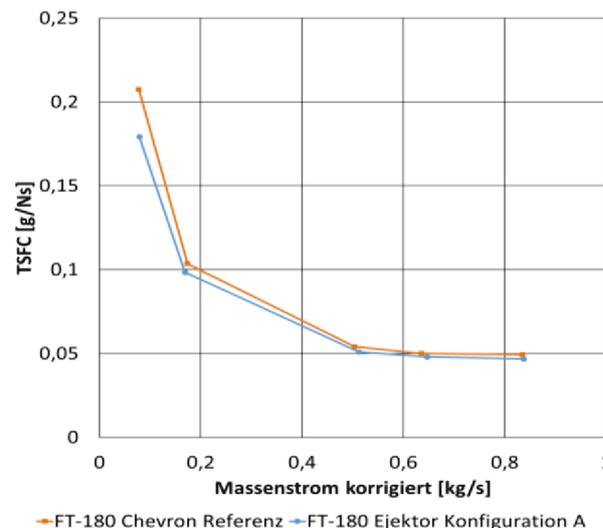


BILD 15: Spez. Brennstoffverbrauch TSFC (Konfig. A)

### 4.1.2. Blütenmischer und Ejektor (Konfig. B)

Die Diagramme in BILD 17 bis BILD 18 zeigen die Leistungskennfelder für Konfig. B  $L/D = 1,51$ . Der Einsatz des Blütenmischers soll die Geschwindigkeit und Intensität der Vermischung und somit auch die Schubverstärkung erhöhen. Als Referenz (orange) wird wieder der Testlauf ohne Modifikationen mit der Chevrongüse herangezogen. Das Abstandsverhältnis ist aus konstruktiven Gründen auf null eingestellt. Die Mischerblüte sitzt im Mischrohr und wird zentriert gehalten.

Beim Testlauf mit der Konfiguration B kam es bei Volllast aufgrund zu hoher thermischer Belastung zum Versagen der Halterungselemente (Struts) des Innenkonus. Deswegen konnten keine Daten zum Volllastzustand ausgewertet werden.

Die Verdichterarbeitslinie (BILD 16) zeigt erneut Übereinstimmung mit dem Referenzversuch. Sowohl durch die Blütenmischerdüse als auch durch die Ejektordüse ist keine zusätzliche Androsselung des Triebwerks erkennbar. Weitere Werte wie korrigierter Luftmassenstrom stimmen ebenfalls mit der Referenz überein.

Im Schubkennfeld BILD 17 ist jedoch zu erkennen, dass die Konfiguration B über den aufgezeichneten Betriebsbereich einen durchgehend geringeren Schub erreicht.

Dem entsprechend fällt auch der schubspezifische Brennstoffverbrauch bei der Mischer-Ejektordüse schlechter aus (BILD 18).

Die Schubverluste der Mischer-Ejektordüse können mit der sehr langen Mischerblüte (55 mm) erklärt werden. Auskunft hierüber kann ein Referenzversuch nur mit der Blütenmischerdüse geben, welcher auch nach Neuanfertigung der beschädigten Düse durchgeführt werden soll. Weitere Gründe für den Schubverlust durch den Blütenmischer lassen sich in der Herstellweise der Mischerblüte vermuten. Diese wurde aus Blech umgeformt ([7]) und an eine bestehende gerade Triebwerksdüse angeschweißt. Am Übergang ist so ein Absatz entstanden, der eine Ablösung der Düsenströmung am Übergang und somit Strömungsverluste erzeugt.

Ein weiterer Grund für die fehlende Schuberrhöhung ist die sehr große Zulauffläche im Sekundäreinlauf (siehe BILD 10). Dadurch kann sich das treibende Druckgefällt im Sekundäreinlauf nicht gut ausbilden.

### 4.1.3. Analyse Temperaturmischung

#### Referenz: Chevrongüse

In BILD 19 ist die aufgenommene Temperaturverteilung von hinten nach der Chevrongüse ohne Ejektor dargestellt. Die Vorrichtung wurde dazu direkt hinter dem Triebwerk montiert. Nur die inneren Thermoelemente tauchen so in den eigentlichen Abgasstrahl ein.

Die mittlere Austrittstemperatur  $T_{19}$  des Heißgases beträgt  $841,5^{\circ}\text{C}$ . Die äußeren Thermoelemente zeigen nur eine geringe Erwärmung der Strömung, die sich um das Triebwerk und den Düsenaußenmantel bewegt.

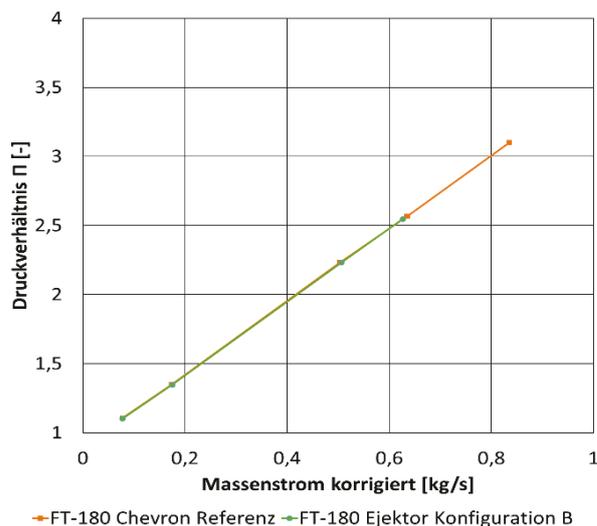


BILD 16: Verdichterarbeitslinie (Konfig. B)

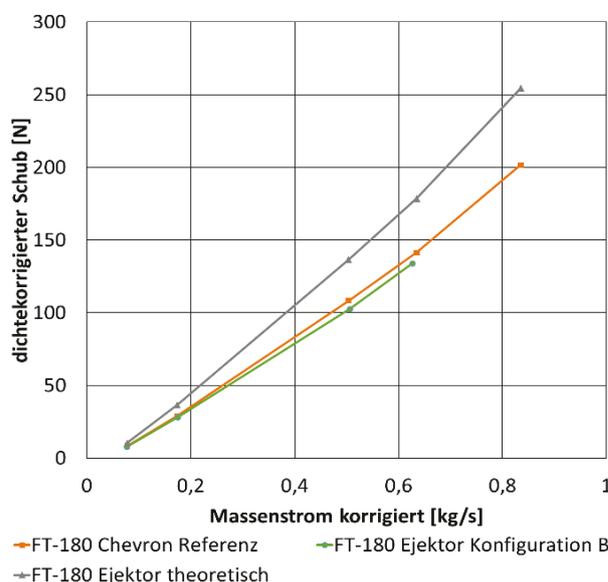


BILD 17: Schubkennfeld (Konfig. B)

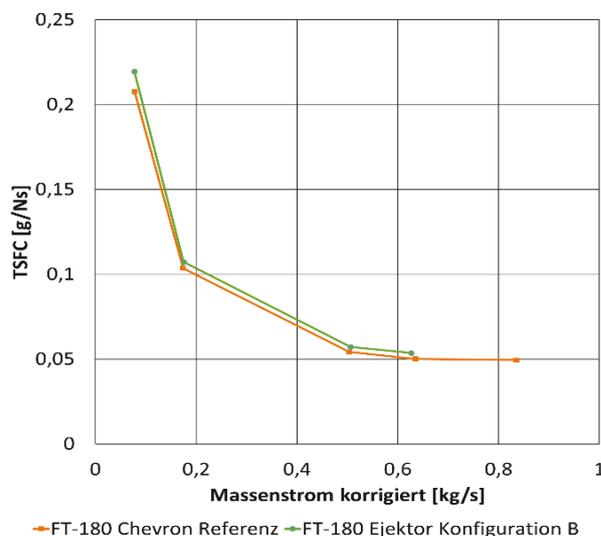


BILD 18: Spez. Brennstoffverbrauch TSFC (Konfig. B)

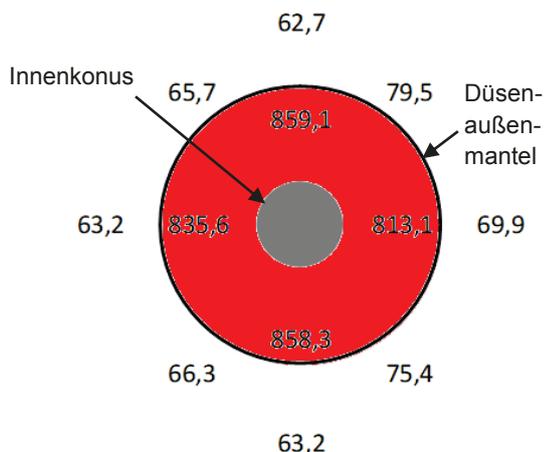


BILD 19: Austrittstemperaturverteilung Referenz: Chevrontdüse ohne Ejektor

**Chevron- und Ejektordüse – Konfiguration A**

Das BILD 20 zeigt die Temperaturverteilung in der Austrittsebene der Ejektordüse in Konfiguration A. Der heiße Kernmassenstrom im Zentrum ist gut zu erkennen. Allerdings hat sich dieser bereits erkennbar abgekühlt. Die Sekundärluftzone hat sich dabei bereits aufgeheizt. Die Vermischung ist jedoch nach L/D von 1,51 noch nicht abgeschlossen.

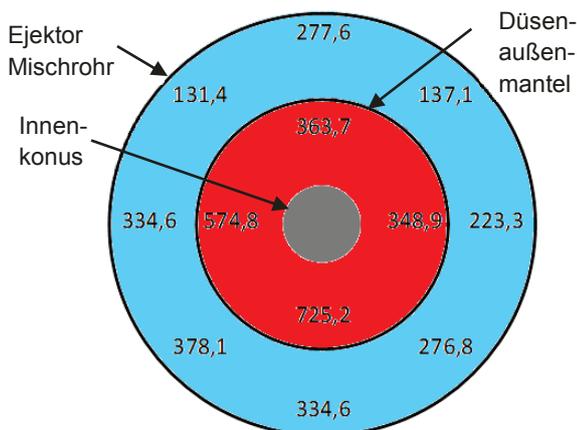


BILD 20: Austrittstemperaturverteilung Chevron- und Ejektordüse

**Blütenmischer- und Ejektordüse – Konfiguration B**

In BILD 21 ist die Temperaturverteilung nach der Ejektordüse in Konfiguration B dargestellt. An den Temperaturen, die von den äußeren Thermoelementen aufgezeichnet wurde, lässt sich eine nahezu homogene Temperaturverteilung in der Sekundärluftzone erkennen. Die deutlich reduzierte Temperatur der Kernströmung bestätigt den Temperaturengleich zwischen Primär- und Sekundärströmung.

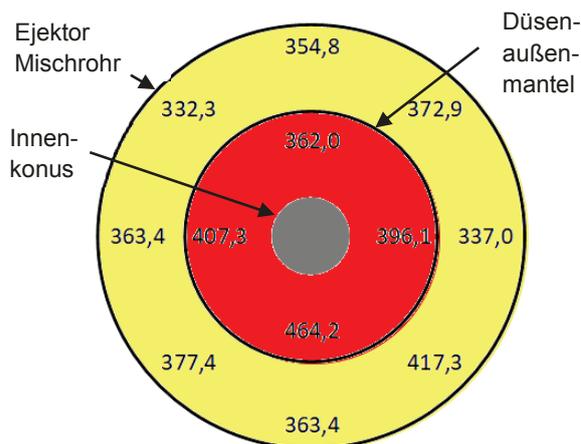


BILD 21: Austrittstemperaturverteilung Blütenmischer- und Ejektordüse (90% RPM)

Durch die Bildung einer mittleren Austrittstemperatur  $T_{t9\_mittel}$  lässt sich mit der Temperaturen  $T_{t5}$  in der Primärdüse und der Umgebungstemperatur ein Sekundärmassestrom abschätzen. Das daraus gebildete Bypassverhältnis ist abhängig von der Laststufe zwischen 1 und 0,9. Die mittlere Austrittstemperatur  $T_{t9\_mittel}$  bei der maximal betrachteten Laststufe (90% RPM) sinkt von 706°C (Referenz 90% RPM) auf 380°C ab.

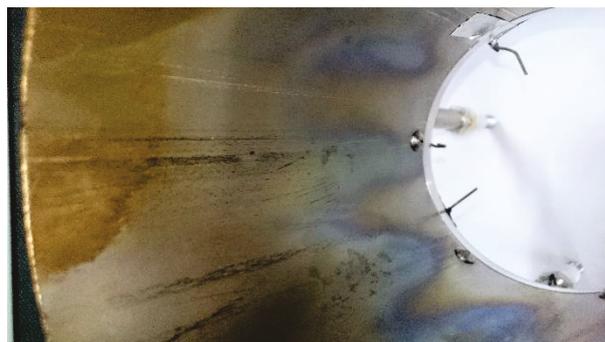


BILD 22: Mischrohr mit Anlaufspuren

Die Anlaufspuren im Mischrohr der Ejektordüse (BILD 22) zeigen den Verlauf der Vermischung. Im Eintritt in den Mischraum sind noch keine Verfärbungen des Edelstahlrohrs zu erkennen. An den stark ausgeprägten Verfärbungszonen lässt sich die Position der nach außen laufenden Blüten des Mixers erkennen. Die Anlaufzonen werden mit zunehmendem Abstand zum Eintritt schwächer und gehen ineinander über. Die Anlaufspuren im Mischrohr zeigen, dass die vollständige Vermischung nach der halben Länge abgeschlossen war.

**4.2. Testreihe 2: Messung Sekundärmassestrom – Konfiguration C**

In der Testreihe 2 kann die Strömungsgeschwindigkeit über vier Totaldrucksonden und dazugehörigen statischen Druckbohrungen gemessen werden. Diese liegen in einer definierten Durchströmungsfläche. Damit kann ein Wert für den Bypassmassestrom berechnet werden. Im folgenden

Diagramm (BILD 23) sind die Schubkennfelder der beiden Ejektordüsen Konfig. C mit unterschiedlichem Abstandsverhältnis  $X/D$  einem weiteren Referenzversuch gegenübergestellt.

Die Konfiguration C brachte mit keinem der beiden Abstandsverhältnisse eine nachweisbare Schubverstärkung bei Volllast. Mit einem Abstandsverhältnis von  $X/D$  von 0,2 fielen die Verluste jedoch sehr gering aus.

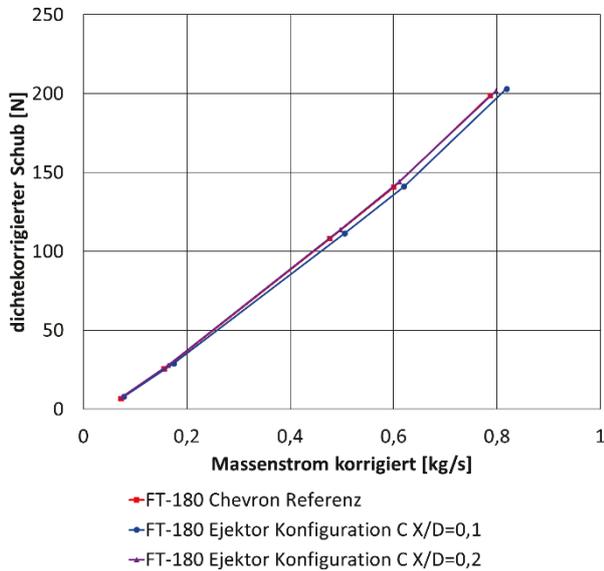


BILD 23: Schubkennfeld Ejektordüse mit verschiedenen  $X/D$ -Abständen

Die Ergebnisse müssen kritisch bewertet werden. Am Testtag stieg die Umgebungstemperatur während des Versuchs erheblich. Der Vergleich mit dem vorherigen Referenzversuch zeigt, dass Lager der Lastpunkte (Druckverhältnis, korrigierter Luftmassenstrom) des Triebwerks im korrigierten Massenstrom voneinander abwichen. Ursache hierfür ist die unterschiedliche Drehzahl, welche in der Triebwerksregelung nicht als korrigierter Wert vorgegeben wird. Dennoch konnten Ergebnisse von den Totaldrucksonden im Sekundäreinlauf gewonnen werden (BILD 24). Die Strömungsgeschwindigkeit nahm mit größerem Abstandsverhältnis  $X/D$  aufgrund der größeren Durchströmungsfläche wie erwartet ab. Alle vier Totaldrucksonden kamen mit geringen Abweichungen von 0,5% zum gleichen Messwert bei Volllast. Der Sekundärmassenstrom und das daraus entstandene Bypassverhältnis sind in BILD 24 aufgetragen. Mit größerer Durchströmungsfläche steigt der sekundäre Massenstrom. Das Bypassverhältnis bleibt über den Betriebsbereich relativ konstant, was auf eine direkte Proportionalität zum Primärmassenstrom bzw. zur primären Austrittsgeschwindigkeit hinweist. Das abgeschätzte Bypassverhältnis ist dabei mit Werten von 1,5 bis 1,8 je nach Konfiguration und genauem Lastpunkt unerwartet hoch. Um eine präzisere Messung durchzuführen, wäre die Aufnahme des kompletten Strömungsfeldes im Sekundäreinlauf notwendig.

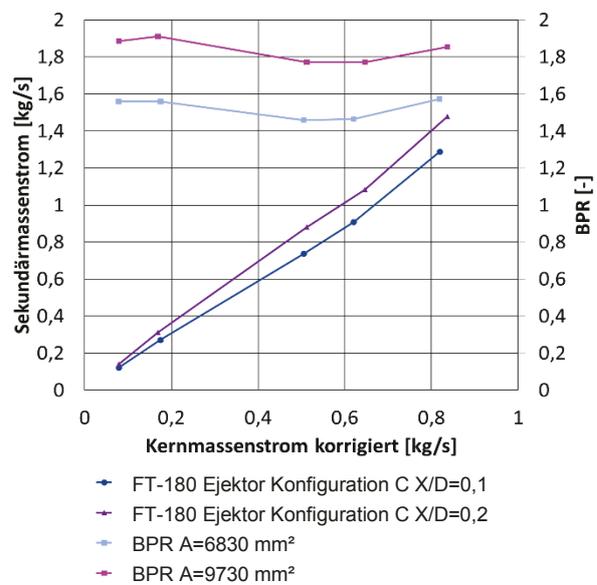


BILD 24: Sekundärmassenstrom verschiedener Ejektordüsen  $X/D$ -Abstände

### 5. ZUSAMMENFASSUNG

Für ein kleines Schubtriebwerk wurde eine Ejektordüse mit einem Flächenverhältnis  $A_p/A_s$  von 1,77 und einem  $L/D$ -Verhältnis von 1,51 erprobt. Dabei kamen zwei verschiedene Primärdüsenformen zu Einsatz. Die standardmäßig am Triebwerk installierte Chevrongüse wurde einzeln als Referenzkonfiguration und in Kombination mit einer Ejektordüse vermessen. Eine Schuberrhöhung um 4,5% bei gleichem Brennstoffverbrauch konnte nachgewiesen werden. Mit Ejektordüsenystem erreichte das Triebwerk einen um 5% besseren TSFC. Das Betriebsverhalten des Kerntriebwerks wurde dabei nicht beeinflusst. Die Analyse der Temperaturmessung in der Austrittsebene der Ejektordüse ergab, dass eine vollständige Vermischung nicht erreicht wurde.

Um die Mischrohrlänge zu verkürzen und vollständige Vermischung zu erreichen wurde die Ejektordüse mit einer Blütenmischerdüse kombiniert und getestet. Es zeigte sich, dass eine Blütenmischerdüse die Durchmischung auf etwa der Hälfte der Mischrohrlänge vollziehen kann. Die Austrittstemperatur nach der Ejektordüse war nahezu homogen und sank von etwa 700°C auf 380°C. Die Schubverstärkung viel jedoch negativ aus.

In einer zweiten Testreihe wurde die Kombination aus Chevron- und Ejektordüse mit einem veränderten Sekundäreinlauf vermessen. Durch Totaldrucksonden in einer definierten Durchströmungsfläche des Sekundäreinlaufs konnte die Strömungsgeschwindigkeit und der sekundäre Massenstrom bestimmt werden. Hierbei ergaben sich ein unerwartet hohes Bypassverhältnis von 1,5 bis 1,8. Durch eine Änderung des relativen Abstandes  $X/D$  von 0,1 auf 0,2 konnte ein Einfluss auf die Strömung im Sekundäreinlauf zu einem größeren Massenstrom gezeigt werden. Eine Änderung des relativen Abstandes  $X/D$  ist ohne Änderung der Durchströmungsflächen im

Sekundäreinlauf nahezu unmöglich. Die Strömungsbedingungen im Sekundäreinlauf scheinen der dominante Einfluss auf die Förderrate und die Schubverstärkung zu sein.

### Literaturverzeichnis

- [1] A. Hupfer, D. Hirndorf: "Investigation of Parameters Affecting Thermodynamic Cycle of Very Small Jet Engines", Proceedings of 15th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery (ISROMAC-15), Honolulu, HI, USA, 2014.
- [2] D. Hirndorf, A. Hupfer, W. Erhard, H.-P. Kau: "Very Small Gas Turbine Jet Engines – Current Limits and Potential for Improvement", European Conference for Aerospace Sciences (EUCASS), München, 2013.
- [3] J. L. Porter, R. A. Squyers: „A Summary/Overview of Ejector Augmentor Theory and Performance Volume 1“, Vought Corporation, ATC Report No. R-91100-9CR-47A, Dallas, Texas, 1979.
- [4] W. Presz, Jr., R. F. Blinn, B. Morin: „Short Efficient Ejector Systems“, AIAA-87-1837 AIAA/SAE/ASME/ASEE 23rd Joint Propulsion Conference, San Diego, California, 1987.
- [5] W. Presz, Jr., G. Reynolds, D. McCormick: "Thrust Augmentation Using Mixer-Ejector-Diffusor Systems" AIAA-94-0020 32<sup>nd</sup> Aerospace Sciences Meeting&Exhibit, Reno, Nevada, 1994
- [6] W. Presz, Jr., G. Reynolds, C. Hunter: „Thrust Augmentation with Mixer/Ejector Systems,“ in AIAA 2002-0230 40th AIAA Aerospace Sciences Meeting&Exhibit, Reno, Nevada, 2002.
- [7] R. Schmidt: „Konstruktion und Erprobung eines Ejektor Düsenkonzepts für kleine Schubtriebwerke“, TU München, Ergebnisbericht LFA-2016-XXX, 2016.
- [8] D. Rahn, R. Schmidt, F. Greif, A. Hupfer; Untersuchungen zu Düsenströmungen kleiner Fluggasturbinen; Deutsche Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt - Lilienthal-Oberth e.V.; Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2015, Rostock; URN: urn:nbn:de:101:1-201510192027
- [9] T. von Karman: „Theoretical Remarks on Thrust Augmentation“, Reissner Anniversary Volume: Contributions to Applied Mechanics, 1949.
- [10] W. S. Campbell, H. von Ohain: „Thrust Augmentation for V/STOL: ARL's Research and Concepts“, Aerospace Research Laboratories, ARL 67-0065, 1967.