

UNTERSUCHUNGEN ZU DÜSENSTRÖMUNGEN KLEINER FLUGGASTURBINEN

D. Rahn, R. Schmidt, F. Greif, A. Hupfer
Hummingbird - TUM Gas Turbines, Lehrstuhl für Flugantriebe,
Technische Universität München (TUM), Deutschland

Zusammenfassung

Im Rahmen der DGLR-Nachwuchsgruppe *Hummingbird – TUM Gas Turbines* werden am *Lehrstuhl für Flugantriebe* der *Technischen Universität München* kleine Strahltriebwerke in der Schubklasse bis 300 N untersucht. Einen Schwerpunkt bildet dabei die Untersuchung grundlegender Strömungsphänomene an der Triebwerksdüse, da in der Optimierung dieser ein großes Verbesserungspotential gesehen wird. Aufbauend auf einer Studie zu Düsenkonzepten werden Ergebnisse aus Untersuchungen zu Ejektor- und Chevron-Düsen vorgestellt. Hierzu wird ein theoretischer Überblick über das Wirkungsprinzip der Ejektor-Düse gegeben, daran anschließend werden Ergebnisse vorangegangener Forschungsarbeiten und Veröffentlichungen diskutiert. Das Optimierungspotential eines Ejektors bei der Schuberzeugung wird mithilfe numerischer Strömungssimulationen gezeigt. Parallel dazu werden zur Validierung der Numerik experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Durch Installation umfangreicher Sensorik können wichtige Kenngrößen des Triebwerks erfasst werden. Darüber hinaus ermöglicht die Installation eines Schlierenoptik-Messsystems die Visualisierung des Abgasstrahls am Austritt der Düse.

1. EINLEITUNG

Gasturbinentriebwerke im Schubbereich kleiner 1000 N erfreuen sich seit einigen Jahren einer steigenden Beliebtheit. Inzwischen gibt es mehrere kommerzielle Hersteller, die Antriebssysteme für Modellfluganwendungen auf Basis unterschiedlicher Kleinstgasturbinen anbieten. Hinzu kommen mehrere Anwendungsbereiche im militärischen Umfeld, da vor allem bei unbemannten Flugkörpern die Forderungen nach einem hohen Schub-Gewichts-Verhältnis und nach hohen Fluggeschwindigkeiten von Gasturbinentriebwerken sehr gut erfüllt werden.

Verglichen mit großen Gasturbinen, die über die letzten Jahrzehnte durch Entwicklung und Einsatz neuer und meist komplexerer Technologien kontinuierlich verbessert werden konnten, sind bei kleinen Gasturbinentriebwerken vor allem einfachere Bauweisen und Konzepte gefordert. Vor dem Hintergrund, dass für Forschung und Entwicklung im Bereich kleiner Gasturbinentriebwerke in der Regel ein nur geringer finanzieller Rahmen zu Verfügung steht, sind die heute am Markt erhältlichen Triebwerke im Schubbereich kleiner 1000 N in der Regel sehr einfach aufgebaut, siehe BILD 1.

Kleine Fluggasturbinen sind in der klassischen Bauform als reine Turbojet-Triebwerke ausgeführt, d.h. der Schub wird ausschließlich durch die kinetische Energie des heißen Abgasstrahls erzeugt. Die nutzbare Strahlleistung beträgt bei gegebener Fluggeschwindigkeit c_0 :

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

bei einem Schub von

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

Eine Schuberhöhung erfordert entweder mehr Massendurchsatz \dot{m} und damit eine vergrößerte Bauweise, oder eine Anpassung der thermodynamischen Auslegungsbedingungen. Mit letzterer kann z.B. durch Erhöhung der

Turbineintrittstemperatur die Düsenaustrittsgeschwindigkeit c_9 und damit die Geschwindigkeitsdifferenz Δc erhöht werden. Diese Maßnahmen führen jedoch nicht zwingend zu einer Effizienzsteigerung und sind mit erheblichem Aufwand verbunden [1], [2].

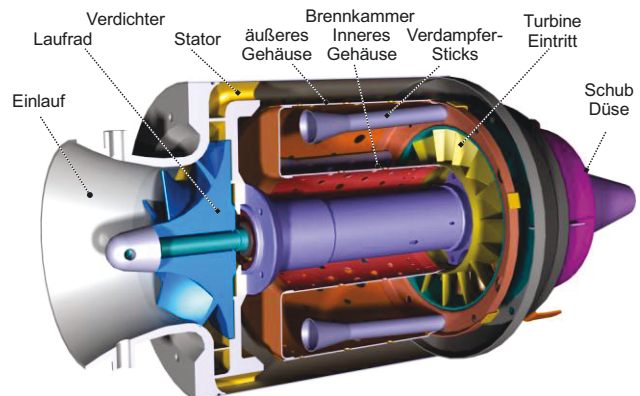


BILD 1. Schnittbild vom Aufbau eines typischen Triebwerks im Schubbereich kleiner 1000 N.

Eine weitere Möglichkeit der Schuberhöhung bei gleichzeitiger Effizienzsteigerung ist eine optimierte Umwandlung der Strahlleistung in Schub, d.h. eine Erhöhung des Vortriebswirkungsgrades.

2. DÜSEN BEI KLEINEN SCHUBTRIEBWERKEN

Im Gegensatz zu großen Triebwerken, die in der Regel als Bypass-Triebwerke mit höherer Komplexität ausgeführt sind und somit eine effiziente Vortriebswirkung erzielen, müssen für kleine Fluggasturbinen andere Konzepte gefunden werden. Hierfür kommt der Düse eine besondere Bedeutung zu.

2.1. Düsenformen kleiner Schubtriebwerke

Im Bereich der kleinen Schubtriebwerke bis 400 N ist bis heute fast ausschließlich eine einfache, klassisch

konvergente Schubdüse im Einsatz. Diese besteht aus einem sich verjüngendem Außenmantel und einem konischen Innenkörper. Je nach Hersteller variiert die Länge des Innenkonus im Verhältnis zum Außenmantel. Die Düsenaustrittsfläche bildet einen Kreis- oder Ringquerschnitt A_9 (siehe BILD 2.). Der Innenkonus wird von mehreren Streben hinter der Turbine gehalten und unterstützt die kontinuierliche Abnahme des Strömungsquerschnittes. Kegelwinkel des Innenkonus und Verjüngung des Außenmantels sind dabei so gewählt, dass die Austrittsquerschnittsfläche aus der Düse kleiner ist als die der Turbine. Somit wird der nach der Turbine noch vorhandene statische Überdruck in Strömungsgeschwindigkeit umgesetzt.

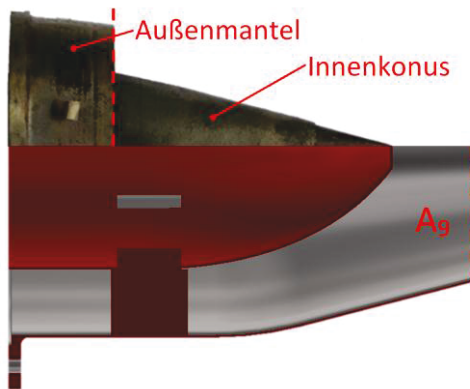


BILD 2. Konvergente Schubdüse von kleinen Schubtriebwerken: Frank Turbine T70/16 (oben, Basis für Experimente) und B300F (unten, Basis für CFD-Simulation)

Fortschrittlichere Konzepte, wie z.B. Chevron-Düsen zur Lärmreduzierung, wurden durch die studentische Forschergruppe *Hummingbird – TUM Gasturbines* im Rahmen einiger Experimente untersucht. Es konnte eine verringerte Schallemission nachgewiesen werden [3]. Schubdüsenformen, wie z.B. konvergent-divergente Düsen oder Nachbrenner mit Düsen veränderlichen Querschnitts, werden bei kleinen Schubtriebwerken aufgrund des zu geringen verbleibenden Restdruckverhältnisses hinter der Turbinenstufe und damit zu geringen Düsendruckverhältnisses nicht eingesetzt.

2.2. Optimierungspotential

Wie bereits weiter oben beschrieben sind kleine Schubtriebwerke standardmäßig als Turbojet ausgeführt. Charakteristisch für diese Bauart ist der schnell ausströmende aber geringe Massenstrom, der zur Schuberzeugung genutzt werden kann. Die Verwendung von einstufigen Radialverdichtern, welche bei geringen Massenströmen eine robuste und einfache Bauweise ermöglichen, begrenzt das Druckverhältnis auf Werte von z.Z. kleiner 4. Die Folge ist ein niedriger Prozesswirkungsgrad und ein geringer Vortriebswirkungsgrad bei der Schuberzeugung. Zur Verbesserung des Vortriebswirkungsgrades ist es sinnvoll, die Leistung mit größerer Luftmasse in Schub umzusetzen. Wegen der Miniaturisierung der Komponenten ist der Bau eines Turbofantriebwerks jedoch fertigungstechnisch extrem aufwendig. Stattdessen könnte der Einsatz einer Ejektor-Düse zur Schubverstärkung der Turbojets genutzt werden.

2.3. Entwicklung Ejektor-Düse

Das Konzept der Ejektor-Düse ist älter als das Strahltriebwerk selbst. Bereits 1917 entwickelte O. Morize den so genannten Ejektorantrieb. Dieses Antriebskonzept kam jedoch nicht über einige Versuchsflüge hinaus. Durch die Konzentration der Flugzeugindustrie auf den Propellerantrieb mit Kolbenmotor wurde dem Ejektor keine weitere Aufmerksamkeit geschenkt. Erst mit der Entwicklung des Turbojettriebwerks ab den 1930er Jahren griff Theodore von Karman das Ejektor-Konzept wieder auf, um dieses zur Schubverstärkung der Turbojets zu verwenden. In den folgenden Jahrzehnten wurden in den USA zahlreiche theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Ejektor-Düse durchgeführt. Diese zeigten das große Potenzial bei der Schubverstärkung im Standfall, erwartungsgemäß aber auch eine Reduzierung der Effektivität im Flugbetriebszustand. Mit der Entwicklung des Turbofantriebwerks wurde das Konzept deshalb für den Einsatz in der zivilen Luftfahrt verworfen. In der militärischen Luftfahrt wurde das Konzept lange für die Verwendung in Senkrechtstartern weiterentwickelt, da besonders die Hubtriebwerke von der Standschub-erhöhung profitierten. Beim VTOL-Experimentalflugzeug Lockheed XV-4 wurde 1959 erstmals ein Ejektor-Düsenkonzept in den Hubtriebwerken eingesetzt und eine Schubverstärkung von 30% erreicht [4]. Als mit einer Strategieänderung der NATO die Entwicklung von Senkrechtstartern größtenteils eingestellt wurde, verschwand auch hier das Interesse an der Ejektor-Düse [5].

Erst mit der Verbreitung der Modellgasturbine wurde vereinzelt, vornehmlich an Forschungsinstituten, die Ejektor-Düse wieder untersucht. Ihre einfache Bauweise in Kombination mit der hohen Abströmgeschwindigkeit kleiner Schubtriebwerke stellen hervorragende Voraussetzungen für den nutzbringenden Einsatz des Ejektor-Düsenkonzeptes dar.

2.4. Funktionsprinzip der Ejektor-Düse

Das Ejektor-Düsenkonzept begründet sich im Wesentlichen auf das Funktionsprinzip der Strahlpumpe. Diese beruht auf dem Venturi-Prinzip und erreicht eine Pumpwirkung durch Energieübertragung von einem Arbeitsstrahl an ein Fördermedium. Durch die Beschleunigung des Treibmediums in einer Düse wird an dessen Austritt Unterdruck erzeugt. Dadurch wird dort in einer Fangdüse das Fördermedium aus der Umgebung angesaugt. Im nachfolgenden Mischrohr wird die Strömungsgeschwindigkeitsdifferenz zwischen Primärstrom und Sekundärstrom durch Impulsaustausch ausgeglichen. Bei der klassischen Strahlpumpe wird anschließend die kinetische Energie der Strömung mit einem Diffusor in statischen Druck umgewandelt. Die Strahlpumpe nutzt dazu lediglich Strömungsvorgänge und kommt so ohne bewegliche Teile aus. Die Effizienz der Strahlpumpe ist dabei stark abhängig vom Dichteverhältnis zwischen Treib- und Fördermedium [6].

Eine Ejektor-Düse nutzt schnellströmende Abgase eines Triebwerks um mittels des daraus resultierenden Unterdrucks Umgebungsluft anzusaugen und mitzureißen. Im Mischrohr werden die Strömungsgeschwindigkeiten von Abgasströmung und Sekundärströmung durch Impulsaustausch angeglichen. Die Ejektor-Düse reduziert somit die Austrittsgeschwindigkeit zu Gunsten eines höheren Massenstroms. Dieses Funktionsprinzip ist schematisch in BILD 3 dargestellt.

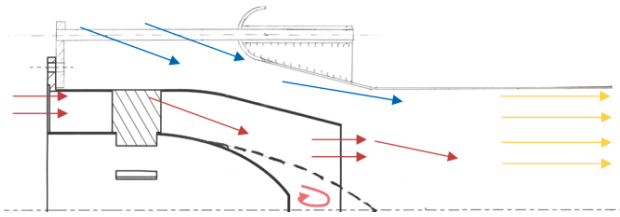


BILD 3. Strömung in der Ejektor-Düse

Die Energieeffizienz kann nach den Gleichungen (1) und (2) durch Schub pro Strömungsleistung ausgedrückt werden:

$$(3) \frac{F}{P_{str}} = \frac{\dot{m}_{ges} \Delta c}{\frac{1}{2} \dot{m}_{ges} (2c_0 \Delta c + \Delta c^2)}$$

Hierbei stellen \dot{m}_{ges} den Massenstrom des Treib- und Fördermedium und Δc die Differenz zwischen der Austrittsgeschwindigkeit c_0 und Fluggeschwindigkeit c_0 dar. Im Standfall wird c_0 zu Null und die Formel kann vereinfacht werden:

$$(4) \frac{F}{P_{str}} = \frac{2}{\Delta c} = \frac{2\dot{m}_{ges}}{F}$$

Die energieeffiziente Schubumsetzung im Standfall steigt, wenn die Austrittsgeschwindigkeit sinkt und der Massenstrom steigt. Die Schubverstärkung des Ejektors lässt sich formulieren als:

$$(5) \phi = \frac{F_{Ejektordüse}}{F_{Referenzdüse}} = \frac{\dot{m}_{ges} c_{ges}}{\dot{m}_p c_{p,Referenz}} = \frac{c_{ges}^2 A_m}{c_{p,Referenz}^2 A_p}$$

Durch die Annahme idealisierter Strömungsbedingungen, wie Reibungsfreiheit an Wänden, konstante Dichte, homogene Geschwindigkeitsfelder und Druckverteilungen sowie stationärer Strömung lässt sich vereinfacht die Bernoulli'sche Energiegleichung anwenden. Man erhält dadurch:

$$(6) \phi = \frac{A_m}{A_p} \cdot \frac{\left(\frac{c_{ges}}{c_p}\right)^2}{1 - \left(\frac{c_s}{c_p}\right)^2}$$

Zusätzlich wird ein Flächenverhältnis zwischen der Durchströmungsfläche der Sekundärströmung A_s und Primärströmung A_p definiert:

$$(7) \alpha = \frac{A_s}{A_p}$$

Die Flächen A_p und A_s ergeben zusammen die Durchströmungsfläche des Mischrohrs in der Ejektor-Düse A_m . Unter Einbeziehung der Impulserhaltungs- und Kontinuitätsgleichung lässt sich so eine theoretische Schubverstärkung in Abhängigkeit von α formulieren:

$$(8) \phi = \frac{(\alpha^2 - 1)(1 - \alpha + \alpha\sqrt{2\alpha})^2}{(\alpha^2 + 1)^2(\alpha - 1) + 2(\alpha^2 + 1)^2 - 2(1 - \alpha + \alpha\sqrt{2\alpha})^2(1 + \alpha)}$$

Die Schubverstärkung ϕ in Abhängigkeit von α ist im Graph in BILD 4 dargestellt. Für $\alpha \rightarrow \infty$ wird eine maximale Schubverstärkung von $\phi = 2$ erreicht.

Bei $\alpha \rightarrow \infty$ ist das Mischrohr unendlich groß, was in der Realität einem Freistrahle entspricht und somit keine Schubverstärkung ermöglicht. Dieser Unterschied zur theoretischen Analyse beruht auf der Annahme eines

gleichförmigen, konstanten Geschwindigkeitsprofils der eingesaugten Umgebungsluft. Da in der Realität die Strömungsgeschwindigkeit im Einlauf des Ejektors nach außen hin abfällt und die Ansaugwirkung nachlässt, muss die Schubverstärkung bei großen Werten für das Flächenverhältnisses wieder abnehmen. Aufgrund dieser Überlegungen existiert ein Maximum der Schubverstärkung für ein bestimmtes Flächenverhältnis α . Ziel der numerischen Analysen gemäß Kapitel 3 ist die Identifikation dieses Optimums in Abhängigkeit der Parameter Länge und Durchmesser der Ejektor-Düse.

Für die praktische Umsetzung einer Ejektor-Düse ist zu erwarten, dass weitere Parameter einen Einfluss auf die Schubverstärkung haben.

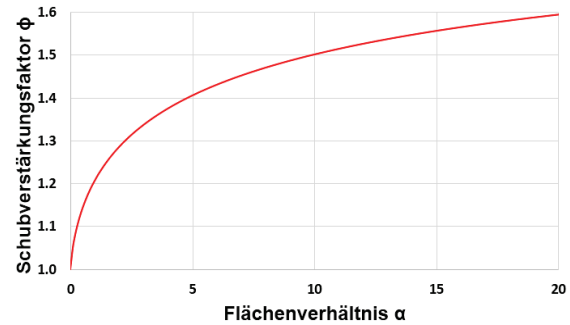


BILD 4. Theoretische Schubverstärkung ϕ in Abhängigkeit von α

2.5. Stand der Technik bei Ejektor-Düsen für Kleingasturbinen

Die im folgenden Abschnitt diskutierten geometrischen Parameter der Ejektor-Düse beziehen sich auf die Definitionen in BILD 5.

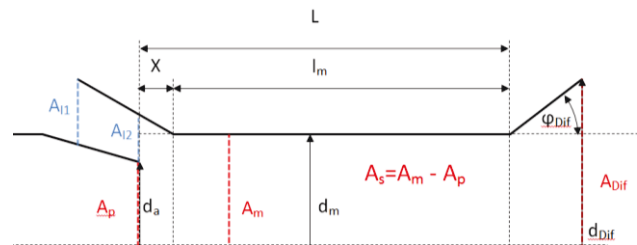


BILD 5. Parameterbezeichnung an der Ejektor-Düse

Zum Thema Schubverstärkung mittels Ejektor-Technologie wurde in [4] eine Zusammenfassung von bis dahin relevanten Publikationen erstellt. Durch das Zusammentragen von experimentellen Daten sowie theoretischen Analysen konnte eine Vielzahl von Erkenntnissen verglichen und bewertet werden. Beispielsweise wurde der Einfluss von Totaldruck- und Temperaturverhältnis zwischen Primärdüsenströmung und Umgebung analysiert. So begünstigt ein geringeres Totaldruckverhältnis die Schubverstärkung des Ejektors. Ein höheres Temperaturverhältnis führt zur Verschlechterung der Schubverstärkung, wobei der Effekt als vernachlässigbar bewertet wird. Zum anderen wurden verschiedene Bauformen und Parameter der Ejektor-Düse diskutiert. Dazu gehört der Sekundäreinlauf mit dem Einlaufflächenverhältnis A_{11}/A_{12} , das möglichst groß gewählt werden soll. Ab einem Verhältnis größer 10 kann jedoch kaum noch eine Verbesserung erreicht werden. Des Weiteren wird ein optimales Abstandsverhältnis X/d_m von etwa 0,1 zwischen

Primärdüsenaustritt und Mischrohr Eintritt ermittelt. Für subsonische Strömungen zeigen Experimente mit flächenkonstanten Mischrohren optimales Verhalten. Bei theoretischer Betrachtung ergibt sich bei einem L/d_m -Verhältnis von 6 bis 7 ein vollständiger Impulsaustausch. Experimente lieferten das Ergebnis, dass sich die Länge durch eine Erhöhung der Mischgeschwindigkeit reduzieren lässt und die Düse somit kompakter gebaut werden kann. Erweitert man die Ejektor-Düse um einen Diffusor, so kann die Schubverstärkung weiter erhöht werden. Es ergibt sich ein optimales Diffusorflächenverhältnis A_{Dif}/A_m von 2 bis 2,5 mit einem Diffusorhalböffnungswinkel φ_{Dif} von 10 bis 12°. Ein Totaldruckverhältnis von mindestens 2 zwischen Primär- und Sekundärströmung ist jedoch Voraussetzung für eine Effektivitätssteigerung durch den Diffusor.

Im Jahre 1987 veröffentlichte W. Presz einen Artikel [7] zu Untersuchungen mit rechteckigen Ejektoren mit „forced lobe mixer“. In einem Versuchsaufbau sollte dabei eine Verbesserung der Vermischung durch Zwangsmischung nachgewiesen werden, um so eine leistungsstärkere Ejektor-Düse zu konzipieren. Bei dem experimentellen Aufbau wurde die Penetration definiert als das Verhältnis der Lappchenhöhe h zum Mischrohrdurchmesser d_m . Durch Variation von Lappchenhöhe h und Länge des Lappchens konnten unterschiedliche Winkel θ erprobt werden, siehe BILD 6. Das Ergebnis der Versuche zeigte, dass bei einem Lappchenwinkel von 20 bis 25° und einer Penetration von 60% eine Pumpleistung von bis zu 150% der klassischen Anordnung erbracht werden konnte. Das nötige L/d_m -Verhältnis für vollständige Vermischung verkleinerte sich so auf 1. Bei dem verwendeten verstellbaren Diffusor wurde dabei ein Flächenverhältnis A_{Dif}/A_m von 1,65 und ein Diffusorhalböffnungswinkel φ_{Dif} von 20° eingestellt.

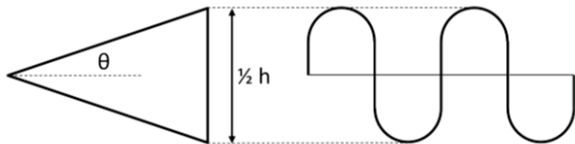


BILD 6. „Lobe“-Geometrie (mod. von [7])

Im Anschluss an die Untersuchung der „forced lobe mixer“ wurde 2002 von W. Presz und G. Reynolds eine Studie [8] publiziert, in der Funktion und Aufbau des von ihnen im Jahre 1999 patentierte ALMEC-Suppressor System (Alternating Lobe Mixer Ejektor Concept, siehe BILD 7) beschrieben wurden.

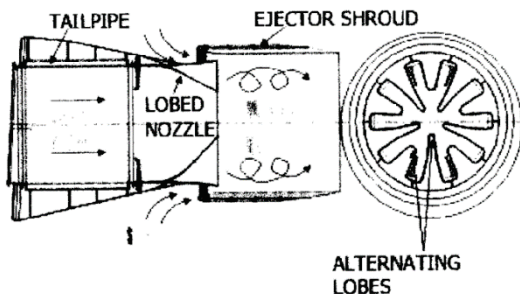


BILD 7. ALMEC Suppressor System [8]

Dabei handelt es sich um eine Umsetzung eines schubverstärkenden Ejektor-Düsenkonzeptes für ein kommerzielles Verkehrsflugzeug. Die Ejektor-Düse mit einem

Flächenverhältnis α von 2 und einem L/d_m -Verhältnis von 1 wurde ohne Diffusor an einem Rolls-Royce Spey Triebwerk erprobt. Bei Tests an einer Gulfstream GII konnte eine Standschuberrhöhung von 5 bis 7% erreicht werden. Im Reiseflug konnten keine Leistungseinbußen nachgewiesen werden.

Neben den zahlreichen wissenschaftlichen Erforschungen des Ejektor-Konzeptes wurden seit 1999 im Rahmen von Studienarbeiten an Hochschulen Versuche mit kleinen Schubtriebwerken und Ejektor-Düsen durchgeführt. Die verwendeten Triebwerke besaßen ausschließlich Düsen mit Kreisquerschnitten.

Bei einem Versuch [9] mit einem 50 N Schubtriebwerk wurde eine kleine Ejektor-Düse mit α von 0,92 und einem L/d_m -Verhältnis von 1,16 verwendet. Im Experiment konnten bei 76, 85 und 93% Drehzahl jeweils etwa 10, 6 und 3% Schubverstärkung gemessen werden. In dieser Untersuchung zeigte sich, dass kleine Flächenverhältnisse α in Kombination mit einem zu kurzem Mischrohr und den schlechten Mischeigenschaften eines Kreisquerschnitts nur sehr geringe Schubverstärkungen, hauptsächlich im Teillastbereich, liefern.

Am Airforce Institute of Technology in den USA wurden Versuche [10] mit einem 200 N Schubtriebwerk und einer großen Ejektor-Düse mit einem Flächenverhältnis α von 30,6 und einem L/d_m -Verhältnis von 5 durchgeführt. Die Befestigung ließ eine axiale Verschiebung der Ejektor-Düse zu. In mehreren Testläufen konnte bei einem Abstandsverhältnis X/d_m von 0,092 eine maximale Schubverstärkung von knapp 1,4 bei 80% Drehzahl erreicht werden. Bei einer Drehzahl von 75 und 100% wurden für die X/d_m -Verhältnisse 0 und 0,092 die gleichen Schubverstärkungen ermittelt. Anhand dieser Untersuchungen zeigen sich die effektive Schubsteigerung durch Ejektor-Düsen mit großem Flächenverhältnis sowie der Einfluss des Abstands X auf die Ejektorleistung. In Übereinstimmung mit den Ergebnissen gemäß [4] ergibt sich ein optimales X/d_m im Bereich 0 – 0,1.

Für Untersuchungen [11] an der Ohio State University mit einem 80 N Triebwerk wurde eine Ejektor-Düse mit Flächenverhältnis α von 1,32 und einem konstanten Abstandsverhältnis X/d_m von 1,48 verwendet. Es war möglich, Mischrohre mit verschiedenem L/d_m -Verhältnis von 1,8, 3,6 und 7,1 bei gleichem d_m zu montieren. Im Experiment ergab sich eine maximale Schubverstärkung von 1,043 bei einem L/d_m -Verhältnis von 3,6 und einer Drehzahl von 76%. Messungen des Brennstoffmassenstroms lassen die Schlussfolgerung zu, dass der Betrieb mit Ejektor-Düse keinen höheren Brennstoffverbrauch verursacht und sich wegen der Schuberrhöhung für das Gesamtsystem ein besserer SFC-Wert ergibt.

In einer Studienarbeit [12] zur Verwendung eines kleinen Schubtriebwerks mit Ejektor-Düse als Heimkehrhilfe für Segelflugzeuge wurden Experimente in Abhängigkeit von Durchmesser, Länge, Abstand und Einlaufgeometrie durchgeführt. Zwei Konfigurationen erlangten dabei die höchste gemessene Schubverstärkung von 5%. Zum einen die Kombination von $\alpha=2,5$ und L/d_m -Verhältnis von 3,7 ohne Einlauftrichter, zum anderen mit $\alpha=2,5$ und L/d_m -Verhältnis von 2,1 mit Einlauftrichter. Diese Untersuchung zeigt die effektive Wirkung einer relativ kompakten Ejektor-Düse und den Einfluss eines Einlauftrichters auf die Schubverstärkung.

Basierend auf den verschiedenen Studien zur Anwendung von Ejektor-Düsen für kleine Flugtriebwerke kann zusammenfassend ein Bereich des Designoptimums definiert werden. Für das Flächenverhältnis α sind Werte von 2 bis 2,5 hinsichtlich Leistungsfähigkeit und kompakter Baugröße zu bevorzugen. Das L/d_m -Verhältnis für Primärdüsen mit Kreisquerschnitt sollte im Bereich um 3,5 liegen. Bei Modifikation der Primärdüse zu einem Zwangsmischer kann das L/d_m -Verhältnis auf 1 bis 2 herabgesetzt werden. Für das Abstandsverhältnis X/d_m tendieren Werte von 0 bis 0,1 zu guten Ergebnissen. Dazu zeigt auch der Einsatz eines konischen Sekundäreinlaufs eine positive Wirkung. Aus [13] kann hierfür ein minimales Einlaufflächenverhältnis A_{11}/A_{12} von 1,3 gewonnen werden. Insgesamt kann man schlussfolgern, dass mit einer Ejektor-Düse eine relevante Schubsteigerung erreicht werden kann, diese aber aufgrund der komplexen Strömungsphänomene empfindlich auf die Konstruktionsparameter reagiert.

3. NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN

Aufbauend auf dem Stand der aktuellen Forschung und den theoretischen Überlegungen konnte durch numerische Untersuchungen das Potential des Konzeptes bestätigt werden. Das Verständnis der grundlegenden Strömungseigenschaften und die Ableitung eines Designoptimums mittels numerischer Untersuchungen sollen später als Auslegungsrichtlinie für zukünftige experimentelle Untersuchungen dienen.

3.1. Methodik und Definition

Die Simulationen wurden mit dem kommerziellen Software-Tool ANSYS CFX in der Version 14.5 durchgeführt. Zur Minimierung des Berechnungsaufwandes wurde die Rotationssymmetrie der Düsenkonfiguration ausgenutzt und nur ein 60°-Segment modelliert. Die entsprechende Simulationsgeometrie in Anlehnung an BILD 2 zeigt BILD 8. Nachfolgend wird die Methodik vorgestellt, mit der die numerischen Ergebnisse generiert worden sind.

3.1.1. Physikalisches Modell

Das Strömungsmedium wurde als ideales Gas modelliert. Es wurde auf das in ANSYS CFX implementierte Medium „Air Ideal Gas“ zurückgegriffen. Bei den auftretenden Druck- und Temperaturniveaus ist diese vereinfachte Annahme gerechtfertigt [14]. Auch der Brennstoffmassenstrom ist gegenüber dem Primärmassenstrom vernachlässigbar. Für eine höhere Genauigkeit wurde das Modell des idealen Gases durch Funktionen erweitert, um die Größen dynamische Viskosität, Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur auszudrücken. Die Parameter der kubischen Polynomfunktion wurden so gewählt, dass sie Versuchsergebnisse nach [15] sehr gut approximieren. Zur Modellierung der Turbulenz wurde das bereits implementierte Shear-Stress-Transport (SST)-Modell verwendet. Dies erlaubt für die auftretenden Strömungsphänomene die Kombination der Vorteile des $k-\epsilon$ -Modells im Freistrahlsbereich und die des $k-\omega$ -Modells im wandnahen Bereich bei einem akzeptablen Berechnungsaufwand. Für die Modellierung des Wärmetransportes wurde das „Total Energy Model“ verwendet, welches das implementierte Standardmodell bei auftretenden Machzahlen $Ma > 0,3$ ist [14].

3.1.2. Randbedingungen

Zur Simulation der Ejektor-Düsengeometrie wurden die Randbedingungen entsprechend TAB 1 vorgegeben. Die entsprechende geometrische Zuordnung zeigt BILD 8. Die Totaltemperatur am Eintritt basiert auf einer Prüfstands-messung [16], während der Totaldruck approximativ auf Basis des Datenblattes zum Triebwerk bestimmt wurde.

Entsprechende Gradienten in Radial- und Umfangsrichtung sind vernachlässigt worden. Es wurde zudem angenommen, dass das Heißgas die Turbine in einem drallfreien Zustand verlässt. Weiterhin wurde die Düse isoliert betrachtet und die Reaktion des Gesamtsystems Triebwerk auf Veränderungen im Düsenaustrittsbereich nicht berücksichtigt. Die Umgebung wurde als ruhend betrachtet, da nur das Verhalten im Standfall analysiert werden sollte. Für die Definition an der Wand wurde theoretisch und numerisch nachgewiesen, dass die Wahl einer adiabaten Wand das Ergebnis nicht beeinflusst.

Inlet	Totaldruck, Totaltemperatur
Opening	stat. Druck, stat. Temperatur
Wall	Adiabate „No Slip Wall“ (Haftbedingung)
Rotations-symmetrie	„Domain Interface“ mit der Einstellung „Rotational Periodicity“ (GGI-Algorithmus)

TAB 1. Randbedingungen der Simulationen

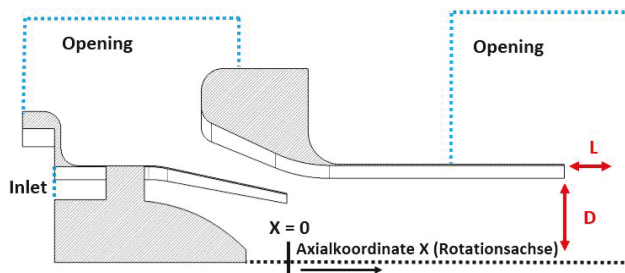


BILD 8. Geometrie und Randbedingungen für die Parameterstudie der Ejektor-Düsenkonfiguration

3.1.3. Räumliche Diskretisierung

Für die Vernetzungen wurde das kommerzielle Tool ANSYS ICEM verwendet. Für sämtliche Untersuchungen wurden dabei unstrukturierte Gitter verwendet, da diese eine schnellere und flexiblere Generierung gegenüber strukturierten Gittern erlauben. Die Topologie der Vernetzung war für alle Simulationen identisch. Es wurde in Voruntersuchungen sichergestellt, dass die lokal vorgegebenen maximalen Elementgrößen die Ergebnisse nicht beeinflussen. Die Grenzschicht wurde mit einem dimensionslosen Wandabstand von $y^+ \approx 2,3$ nicht exakt aufgelöst. Die Genauigkeit ist jedoch ausreichend, um die Auswirkungen von Reibungseffekten auf die Hauptströmung realitätsnah abzubilden. Simulationen einfacher Strömungen, unter Verwendung einer zu dieser Arbeit analogen Turbulenzmodellierung, haben gezeigt, dass ein Wert von $y^+ \approx 100$ das Ergebnis um nicht mehr als 2% beeinflusst [17].

Validierung

Zur Validierung der räumlichen Diskretisierung wurden eine Sensitivitätsanalyse sowie ein Vergleich mit einer strukturierten Vernetzung durchgeführt. Im Rahmen der Sensitivitätsanalyse wurden für eine feste Geometrie verschiedene Feinheitsgrade der Vernetzung getestet. In sieben Simulationen mit einer Gesamtanzahl im Bereich von 1,56 Mio. bis 14,64 Mio. Elementen wurde die relative Abweichung

$$(9) \Delta = \frac{|X_{i Mio} - X_{14,64 Mio}|}{|X_{14,64 Mio}|} \cdot 100 \%$$

von charakteristischen Strömungsgrößen gegenüber der feinsten Vernetzungen untersucht. Die Ergebnisse an einem von mehreren Auswertungspunkten zeigt BILD 9.

Die vier Kurven repräsentieren vier unterschiedliche Strömungsgrößen. Es zeigt sich, dass bei einer Gesamtzahl von 11.64 Mio. Elementen der relative Fehler für alle Größen kleiner als 1% ist. Auf Basis dieses Ergebnisses wurde die entsprechende Netztopologie für alle weiteren Simulationen verwendet.

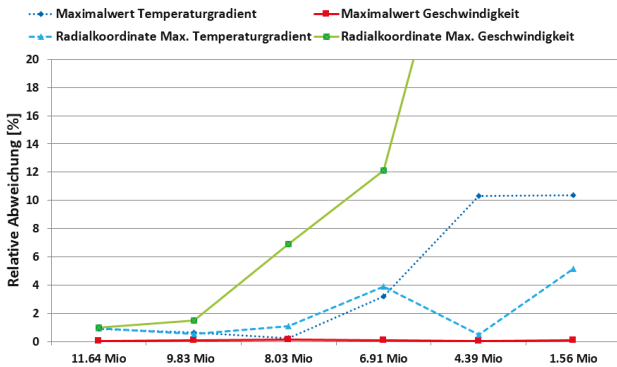


BILD 9. Verlauf der relativen Abweichung in [%] von vier Auswertungsgrößen gegenüber der feinsten Vernetzung.

Ein Vergleich mit einer strukturierten Vernetzung auf Basis einer vorangegangenen Arbeit [16] ergab, dass die Berechnungsergebnisse in beiden Fällen annähernd identisch sind. Es ist somit gerechtfertigt, ein unstrukturiertes Gitter zu verwenden, da hierdurch ein nur vernachlässigbarer Diskretisierungsfehler eingeführt wird. Im Rahmen der Validierung wurde nur die Düse ohne Ejektor untersucht. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgte im nachfolgenden Freistrah, der für das Funktionsprinzip des Ejektors von entscheidender Bedeutung ist. Die Ergebnisse an den entsprechenden Stellen zeigten eine sehr gute Übereinstimmung.

3.1.4. Parameterstudien

Bei unveränderter Geometrie der Triebwerksdüse wurde eine Parameterstudie der Ejektor-Düse durchgeführt. Hier wurden zwei Parameter verändert: Die Länge L und der Durchmesser D des Ejektorrohres. Die Länge ist dabei definiert als der Abstand zwischen Austrittsfläche der Triebwerksdüse und Austrittsfläche der Ejektor-Düse. Weitere Parameter, insbesondere im Bereich des Einlaufes, blieben unverändert. Das Verhältnis X/d_m liegt somit im Rahmen der Untersuchung bei ca. 0,2. Eine Übersicht aller analysierten Konfigurationen zeigt BILD 10.

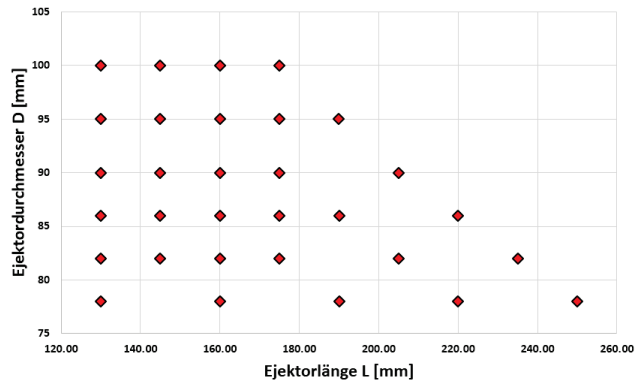


BILD 10. Übersicht aller untersuchten Parametervariationen der Ejektor-Düse

3.2. Ergebnisse - Analyse und Diskussion

Zunächst werden allgemeine Strömungseigenschaften der Ejektor-Düsenkonfiguration vorgestellt. Darauf aufbauend, werden die Ergebnisse der Parameterstudie zur Beurteilung der Effektivität des Konzeptes diskutiert. Im letzten Abschnitt werden die kritischen Randbereiche, die für die Auslegung entscheidend sind, genauer analysiert.

3.2.1. Allgemeine Strömungsphänomenologie

Geschwindigkeitsfeld

Die Analyse des Geschwindigkeitsfeldes im Einlaufbereich des Ejektors zeigt, dass das ursprünglich ruhende Fluid im konvergenten Abschnitt zur Düse hin beschleunigt wird. Die entsprechende Visualisierung zeigt BILD 11. Das Wirkungsprinzip des Systems kann somit numerisch bestätigt werden. In radialer Richtung tritt keine nennenswerte Stratifizierung auf; das Geschwindigkeitsfeld ist homogen.

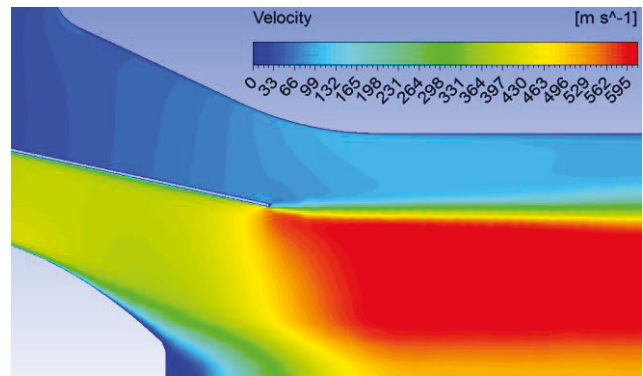


BILD 11. Geschwindigkeitsfeld im Ejektoreinlauf

Druckverteilung

Innerhalb des Ejektorrohres entsteht ein Unterdruckgebiet mit $p < p_\infty$. Dies ist von entscheidender Bedeutung für die Funktionsweise des Ejektor-Düsenkonzeptes. Die Druckdifferenz $p_\infty - p_{Ejektor}$ ist die Ursache für die Beschleunigung des Sekundärmassenstromes. Im weiteren Verlauf des Ejektors wirkt auf die Strömung ein negativer Druckgradient, so dass in der Austrittsfläche in homogener Verteilung der Umgebungsdruck vorliegt. Die Ergebnisse sind in BILD 12 dargestellt. Die Austrittsfläche der Triebwerksdüse liegt bei $X = 0,0$ [m].

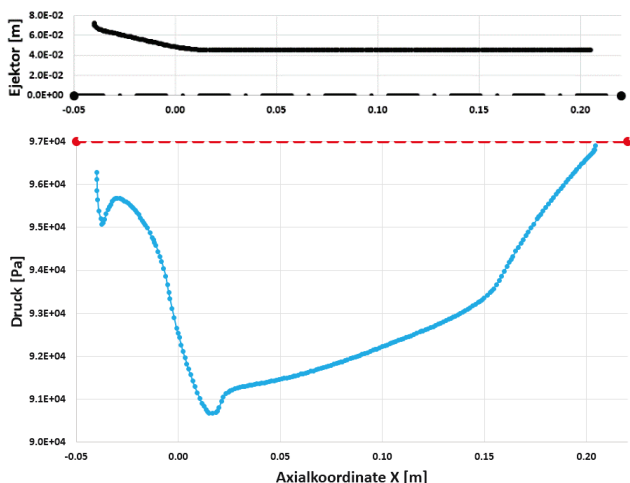


BILD 12. Kontur der Ejektor-Düsenwand mit Druckverlauf (blau) und Umgebungsdruck (rote Strichlinie)

Temperaturfeld

Die statische Temperaturverteilung ist insbesondere für die konstruktive Auslegung der Ejektor-Düse relevant. Die Ergebnisse der Simulationen (BILD 13) zeigen, dass der Sekundärmassenstrom mit der Eintrittstemperatur T_{∞} die Struktur gemäß dem Filmkühlungsprinzip entlastet. Erst im Endbereich der Ejektor-Düse, bei fortgeschrittenem Vermischungsgrad zwischen Primär- und Sekundärmassenstrom, treten höhere Temperaturen in unmittelbarer Wandnähe auf. Diese liegen jedoch im Bereich von unter 600 K, weshalb im Rahmen der Konstruktion auf die Verwendung von hochtemperaturfesten Werkstoffen und Legierungen verzichtet werden kann.

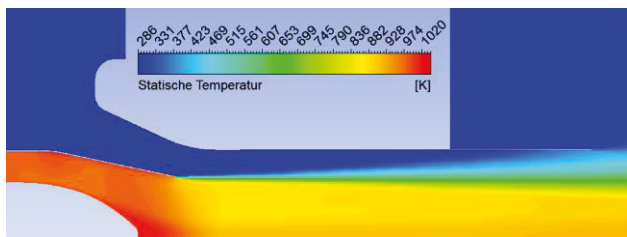


BILD 13. Statische Temperaturverteilung im Ejektor

3.2.2. Schubverstärkung

Um die Effektivität des Ejektor-Düsenkonzeptes bewerten zu können, wurde der generierte Schub F in [N] des Gesamtsystems betrachtet. Dieser wurde durch eine Integration über das Produkt aus Massenstrom und Austrittsgeschwindigkeit über die Austrittsfläche der Ejektor-Düse berechnet. In BILD 14 ist das Ergebnis als 3D-Fläche über den Parametern Durchmesser und Länge in [mm] des Ejektors visualisiert. Bei allen untersuchten Konfigurationen zeigt sich eine Schubsteigerung gegenüber dem Referenzwert des unveränderten Triebwerkes. Die blauen Gebiete im Randbereich des Untersuchungsgebietes charakterisieren eine geringere Schubverstärkung. Ein Schubmaximum zeigt sich im mittleren, rot gefärbten Bereich.

Anhand der Ergebnisse kann die Aussage getroffen werden, dass sich für die untersuchte Geometrie bei einem Verhältnis von Ejektorlänge zu -durchmesser von

$$(10) \frac{L}{D} \approx 2,0 \dots 2,3$$

ein Schubmaximum einstellt. Voraussetzung ist, dass der Ejektor einen Mindestdurchmesser besitzt, der die Ansaugung eines zusätzlichen Massenstromes zulässt. Für alle im Rahmen der Parameterstudie untersuchten Kombinationen ergibt sich eine prozentuale Schubsteigerung von mindestens 20%.

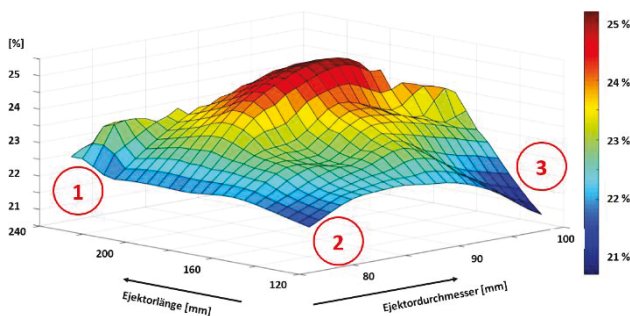


BILD 14. 3D-Visualisierung der prozentualen Schubsteigerung in Abhängigkeit von Länge und Durchmesser der Ejektor-Düse

Es zeigt sich, dass mit der Ejektor-Düsenkonfiguration ein mittlerer Schubverstärkungsfaktor

$$(11) \bar{\phi} = \frac{\bar{F}_{Ejektor}}{F_{Standard}} = 1,23$$

erreicht werden kann, was einer mittleren Steigerung von 23% entspricht. Als Maximalwert erhält man im Rahmen der Parameterstudie eine Steigerung von 25%. Unter Beachtung der vorgegebenen Randbedingungen, insbesondere im Hinblick auf die Einströmung, ist dieses Ergebnis jedoch kritisch zu betrachten. Der Totaldruck am Düseneintritt wurde als konstant angenommen und das System Triebwerk vernachlässigt. Durch die veränderten Druckverhältnisse im Düsenendbereich erhöht sich der Massenstrom durch das Triebwerk in den Simulationen. Dies entspricht implizit einer höheren Triebwerksleistung. Es ist somit davon auszugehen, dass bei Annahme gleicher Leistung der Schubverstärkungsfaktor überschätzt wird und das Ergebnis nicht analog in Experimenten nachzuweisen ist. Dies hat jedoch keinen Einfluss auf die Tendenzen der Schubverteilung gemäß BILD 14. Der Massenstrom im Rahmen der Parameterstudie ist näherungsweise konstant. Es ist somit zu erwarten, dass die Ergebnisse bezüglich des Schubverhaltens bei Parametervariationen reproduzierbar sind.

3.2.3. Charakteristische Strömungsphänomene

Bereich 1: $L \gg L_{opt}$

Ist die Ejektor-Düse zu lang, führen die nachfolgenden Effekte zu einer merklichen Abnahme der Effektivität:

- Verluste durch Impulsaustausch zwischen Primär- und Sekundärmassenstrom
- Geschwindigkeitsverlust aufgrund eines negativen Druckgradienten
- Wandreibungsverluste

Den Einfluss der Wandschubspannung, aufgetragen über der Axialkoordinate X mit Ursprung in der Austrittsfläche der Triebwerksdüse, zeigt BILD 15. Bei konstantem

Durchmesser wurden zwei Ejektor-Düsen mit unterschiedlicher Länge untersucht. Beide Konfigurationen zeigen ein nahezu identisches Verhalten, wobei im Falle einer größeren Lauflänge das Integral der Schubspannung größer wird und die Verluste zunehmen.

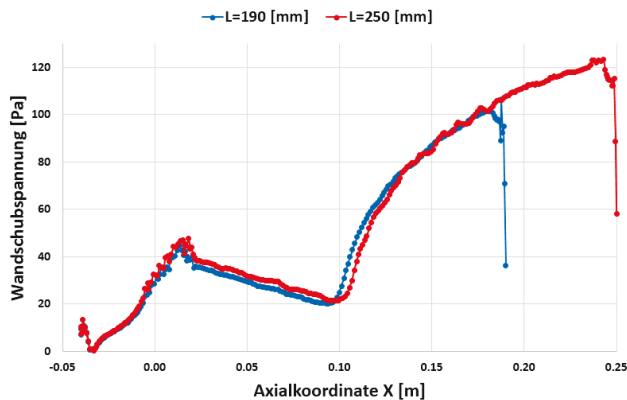


BILD 15. Verlauf der Wandschubspannung entlang der Ejektorwand bei Variation der Länge L und konstantem Durchmesser $D = 78$ [mm]

Bereich 2: $D \ll D_{opt}$ und $L \ll L_{opt}$

Mit der Verkleinerung des Durchmessers der Ejektor-Düse korreliert die Abnahme des Flächenverhältnisses α zwischen Sekundär- und Primärmassestrom. Die Druckdifferenz zwischen Ejektorrohr und Umgebung nimmt zu. Daraus resultieren eine stärkere Beschleunigung im Einlaufbereich und eine stärkere Verzögerung im Austrittsbereich der Ejektor-Düse. Diese Effekte neutralisieren sich in erster Näherung. Die zusätzliche Entropieproduktion erhöht dabei die Strömungsverluste.

Bei gleichzeitig zu kleiner Länge der Ejektor-Düse wird der Freistrahle der ursprünglichen Triebwerksströmung kaum beeinflusst. Der schubsteigernde Ansaugeneffekt des Sekundärmassestromes geht verloren. Es kann die vereinfachte Auslegungsregel formuliert werden, dass das Ende der Ejektor-Düse mindestens innerhalb der Scherschicht der unveränderten Düsenströmung liegen muss.

Bereich 3: $D \gg D_{opt}$

Mit zunehmendem Durchmesser der Ejektor-Düse treten verstärkt folgende schubmindernde Effekte auf:

- Rückströmung im Randbereich in der Austrittsfläche vermindert die mittlere Austrittsgeschwindigkeit
- Abnahme der Druckdifferenz zwischen Ejektor und Umgebung führt zu einer Reduzierung des Sekundärmassestromes

4. EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN

Die hier vorgestellten Untersuchungen sind Vorarbeiten, um in einem darauffolgenden Schritt die Wirkung des Ejektors mit experimentellen Mitteln darstellen zu können. Diese basieren zum einen auf der Erfassung von messtechnischen Größen. Zum anderen werden optische Untersuchungen durchgeführt.

4.1. Triebwerk und Prüfstand

BILD 16 zeigt die seitliche Ansicht des für die experimentellen Voruntersuchungen verwendeten Triebwerks. Die hängende Triebwerkshalterung ermöglicht eine präzise

Schubmessung und leichten Zugang, um die Messsensorik zu implementieren.

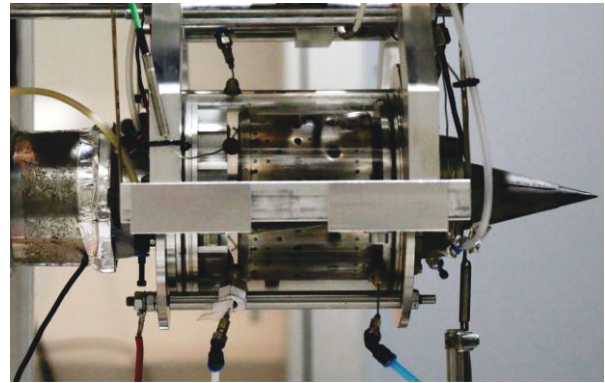


BILD 16. Seitenansicht des Triebwerks für die experimentellen Untersuchungen am Prüfstand

4.2. Instrumentierung der Messsensorik

In diesem Abschnitt wird die zur Vermessung des Triebwerksverhaltens herangezogene Messsensorik beschrieben. Um die Zustandsgrößen des Triebwerks erfassen zu können, sind Sensoren für die Ermittlung der verschiedenen Triebwerksparameter angebracht. Erfasst werden Schub, Drehzahl, Brennstoffmassenstrom sowie Drücke und Temperaturen in verschiedenen Ebenen des Triebwerks.

4.2.1. Druckmessungen

Für die Triebwerksuntersuchungen werden sowohl statische Drucksonden als auch Totaldrucksonden eingesetzt. Über Druckleitungen werden diese Sonden mit Differenz- sowie Absolutdrucktransmittern verbunden. Die Messung des Umgebungsdrucks erfolgt unterhalb des Prüfstandstisches.

Über einen Normeinlauf wird mithilfe der Messungen des statischen Drucks und der Temperatur der Luftmassestrom durch das Triebwerk bestimmt. Zur Bestimmung des Totaldruckverlustes im Einlauf ist eine Totaldrucksonde vor dem Verdichter angebracht. Um das Verdichtungsverhältnis zu bestimmen, wird mittels drei Totaldrucksonden der Totaldruck nach dem Verdichter gemessen und über den Umfang gemittelt. Drei weitere Totaldrucksonden nach der Brennkammer ermöglichen die Bestimmung des Druckverlustes über die Brennkammer. Eine statische Drucksonde, die am Düsenaustritt installiert ist, dient der Feststellung eines Ejektoreffektes der Düse.

4.2.2. Temperaturmessungen

Für die Messung der Temperatur werden Thermoelemente eingesetzt. Die vergleichsweise geringen Strömungsgeschwindigkeiten im Triebwerk ermöglichen die Interpretation der Messergebnisse als Totaltemperatur.

Vor dem Einlauf sowie vor dem Verdichter ist jeweils ein Thermoelement platziert. Die Temperaturerhöhung im Verdichter wird von einem weiteren Thermoelement vor der Brennkammer erfasst. Aufgrund der über den Umfang unregelmäßigen Totaltemperaturverteilung wird die Totaltemperatur nach der Turbine mit drei über den Umfang verteilten Thermoelementen ermittelt.

4.2.3. Drehzahl

Die Drehzahlmessung erfolgt optisch über eine Infrarot-Diode und einen Infrarot-Fototransistor. Diese sind einander gegenüber in Bohrungen am Einlauf angebracht. Durch eine Durchgangsbohrung im Spinner des Triebwerks wird bei jeder halben Umdrehung der Welle ein Lichtsignal der Diode am Transistor registriert, welches die Berechnung der Drehzahl ermöglicht.

4.2.4. Brennstoffmassenstrom

Das untersuchte Triebwerk erforderte die Messung von zwei Brennstoffmassenströmen. Zum einen musste der Brennstoff gemessen werden, der in die Brennkammer gelangt und für die Wärmezufuhr verantwortlich ist. Zum anderen wird ein Teil des geförderten Brennstoffs zur Lagerschmierung benötigt, welcher dann erst stromab der Turbineneintrittsgitter in die Hauptströmung eingeleitet wird. Zum Einsatz kamen zwei Coriolis-Durchflusssensoren.

4.2.5. Schubmessung

Die Messung der Kraft, welche die Kleingasturbine auf den Prüfstandstisch ausübt, erfolgt mittels einer Kraftmessdose. Das Triebwerk ist hängend an vier Blattfedern gelagert und drückt mit einer Vorspannung von 5 N gegen den Kraftsensor. Durch das federnd gelagerte Triebwerk können die Schubkräfte nahezu ohne Verluste vom Kraftsensor aufgenommen werden.

4.3. Schlierenoptik

Zusätzlich zur Messdatenerfassung wurde ein Schlierenoptikaufbau installiert. Dieser ermöglicht die Sichtbarmachung des Abgasstrahls. Es lassen sich anhand der Aufnahmen die Resultate aus den Ergebnissen der Messsensorik sowie aus numerischen Untersuchungen validieren.

Die Schlierenoptik ist eine Methode, um Dichtegradienten in Medien sichtbar zu machen, wobei sie sich das Prinzip der Lichtbrechung zu Nutze macht. Ein Lichtstrahlenbündel, welches sich in z-Richtung durch ein Medium mit Dichtegradient $\partial\rho/\partial y$ bewegt, erfährt eine Ablenkung ϵ_y , die sich proportional zum Gradienten des Brechungsindex $\partial n/\partial y$ verhält [18]:

$$(12) \quad \epsilon_y = \frac{1}{n} \int \frac{\partial n}{\partial y} \partial z$$

BILD 17 zeigt den verwendeten Schlierenoptikaufbau. Eine Lichtquelle, deren ausgestrahlte Lichtintensität mittels einer Blende variiert werden kann, erzeugt ein sich aufspreizendes Lichtbündel. Dieses wird mit der 1. Linse parallel ausgerichtet. Innerhalb des Bereiches mit parallelem Licht befindet sich der Messbereich, in dem die Dichteveränderungen untersucht werden sollen. Eine 2. Linse fokussiert dieses Lichtbündel auf einen Punkt, in welchem die Schlierenkante platziert wird. Eine Fokussierungslinse erzeugt abschließend ein scharfes Bild auf einer Abbildungsebene, in diesem Fall dem Sensor der Kamera. Befindet sich in der Messstrecke eine konstante Dichte, nehmen die Lichtstrahlen den eben beschriebenen Weg (im Bild der obere Lichtstrahl). Im Fokuspunkt, an welchem die Schlierenkante platziert wird, treffen sich im idealisierten Fall alle Lichtstrahlen. Wäre die Lichtquelle ideal punktförmig, würde die Schlierenkante entweder alle Lichtstrahlen gleichermaßen blockieren oder alle gemeinsam passieren lassen. Besitzt die Lichtquelle eine

Ausdehnung, so trifft das nicht zu, denn es lässt sich kein punktförmiger Fokuspunkt erzeugen. Stattdessen verringert das Einbringen einer Schlierenkante in den Fokus nun die Intensität des Abbildes auf der Kamera. Befindet sich die Schlierenkante exakt auf der optischen Achse, also bei einer Eindringtiefe von 50%, erscheint das Bild auf der Kamera mit der Hälfte der ursprünglichen Helligkeit.

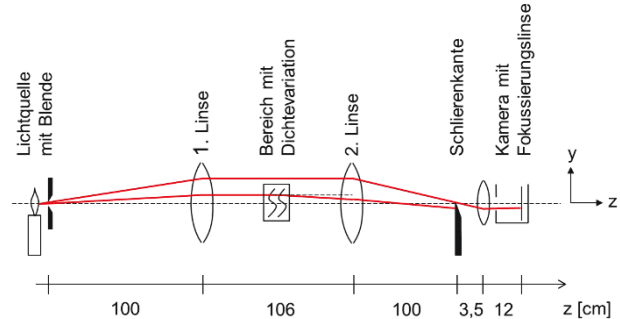


BILD 17. Schematischer Aufbau der Schlierenoptik. Oberer Lichtweg: Ungestörter Verlauf des Lichtstrahls. Unterer Lichtweg: Ablenkung durch Dichteveriation in y-Richtung

Durch eine Variation der Dichte im Messbereich wird ein Lichtstrahl in eine bestimmte Richtung gelenkt. Am Beispiel des in Abbildung eingezeichneten unteren Strahls bewirkt der Bereich mit Dichteveriation eine Ablenkung in die negative y-Richtung, was einem negativen Dichtegradient in y-Richtung entspricht. Es ist zu erkennen, dass der Lichtstrahl durch diese Ablenkung nicht auf dem Chip der Kamera registriert wird und die Stelle erscheint dunkler. Sollte der Strahl einen Bereich mit positivem Dichtegradienten in y-Richtung passieren, würde er nach oben abgelenkt werden. Da er nun das teilweise Abschneiden der Lichtstrahlen durch die Schlierenkante umgeht, wird in der Folge das Bild dort heller.

4.4. Ergebnisse der Untersuchungen mit konventionellen Düsengeometrien

Die erzielten Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen dienen der Validierung der eingesetzten Messtechnik sowie als Bestätigung für die Funktion der Schlierenoptik. Vor allem der Nachweis eines Ejektor-effekts bei entsprechender Düsengeometrie steht hier im Vordergrund.

BILD 18 zeigt die resultierenden Schlierenoptikbilder für drei verschiedene Düsengeometrien ab der Austrittsebene bei jeweils maximaler Drehzahl. Auf der linken Seite ist die verwendete Düsenform abgebildet, auf der rechten Seite die entsprechende Schlierenoptikaufnahme. Die Strömung verläuft von links nach rechts. Zu sehen ist der Innenkonus der Düse sowie dunkle und helle Bereiche. Diese kennzeichnen Orte mit negativem bzw. positivem Dichtegradient quer zur Strömung. Vergleicht man die Ergebnisse der kurzen Düse mit der Standard-Düse, so sind keine nennenswerten Unterschiede festzustellen. Bei beiden Aufnahmen ist eine klare Trennung zwischen Abgasstrahl und Umgebungsluft deutlich zu erkennen. Zieht man den Vergleich mit der Chevron-Düse, so ist besonders im Bereich der freien Scherschicht ein deutlicher Unterschied zu sehen. In diesem Fall ist keine klare Trennung zwischen Abgasstrahl und Umgebungsluft vorhanden und die freie Scherschicht ist ab Austritt über die

komplette Lauflänge deutlich turbulenter. Dies wird bedingt durch ausgeprägte Strömungsbereiche mit Unterdruck bei der Chevron-Düse, durch welche Umgebungsluft in den Abgasstrahl eingesaugt wird.

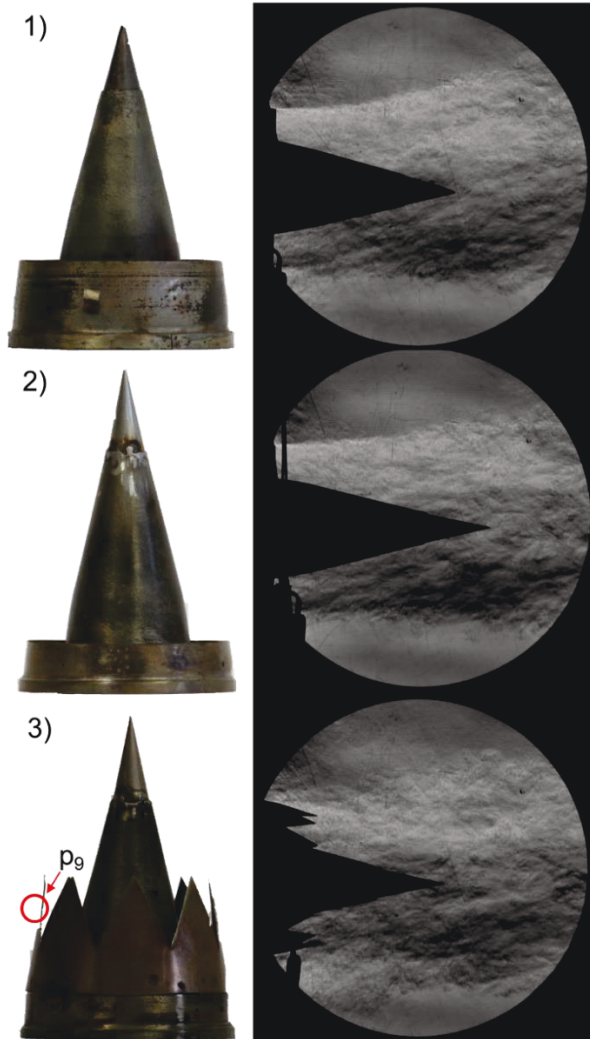


BILD 18. Unterschiedliche Düsengeometrien mit den jeweils resultierenden Aufnahmen der Schlierenoptik bei 100% Drehzahl.
 1) Standard-Düse
 2) kurze Düse
 3) Chevron-Düse

Die Schlierenoptik zeigt dieses Phänomen durch Darstellung von Dichtegradienten außerhalb der Düse. Mithilfe der Messtechnik kann dieser Effekt ebenfalls nachgewiesen werden.

BILD 19 zeigt für zunehmende Drehzahlen eine deutliche Abnahme des statischen Drucks am Düsenaustritt. Der Ort der Messung ist in BILD 18 bei Düse 3) markiert. Durch den Ejektoreffekt wird ein Teil des statischen Drucks in dynamischen Druck und damit Geschwindigkeit gewandelt. Bei maximaler Drehzahl verringert sich der verbleibende Druck p_9 auf 87% des Umgebungsdrucks p_∞ . Die Ejektorwirkung dieser Düse kann aufgrund eines fehlenden Ejektorrohres nicht zur Erhöhung der durchgesetzten Masse genutzt werden. Der nächste Schritt besteht aus der Konstruktion und Implementierung eines Ejektors, um das beschriebene Prinzip zur Schubsteigerung nutzen zu können.

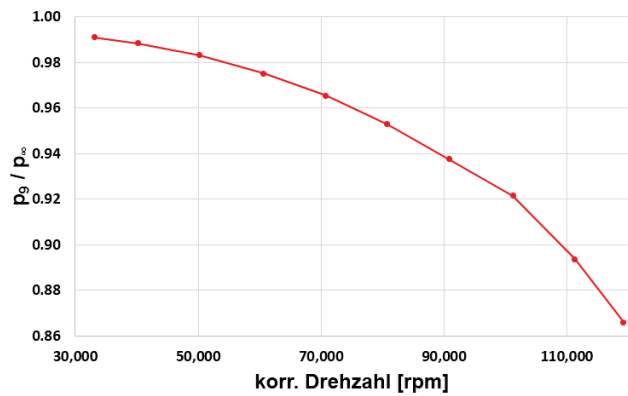


BILD 19. Abnahme des statischen Drucks am Düsenaustritt mit ansteigender Drehzahl bei der Chevron-Düse

5. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Die vorgestellten theoretischen, numerischen und experimentellen Studien zeigen, dass die Konfiguration der Schubdüse, besonders in der Anwendung kleiner Fluggasturbinen, eine besondere Bedeutung bei der effizienten Umwandlung der Strömungsleistung in Schub einnimmt. Am Beispiel von Standard-, Ejektor- und Chevron-Düsen konnte gezeigt werden, dass die Interaktion zwischen dem schnell strömenden Abgas und der ruhenden Umgebungsluft einen Einfluss auf das Betriebsverhalten des Triebwerks besitzt. Hierzu wird ein theoretischer Überblick über das Wirkungsprinzip von Ejektor-Düsen gegeben und Ergebnisse vorangegangener Forschungsarbeiten und Veröffentlichungen werden diskutiert. Darauf aufbauende numerische Strömungssimulationen zeigen für kleine Fluggasturbinen ein Optimierungspotential bei der Schuberzeugung durch Einsatz eines Ejektors. Die einzelnen Faktoren, die einen Einfluss auf die Effektivität der Ejektor-Düse haben, konnten anhand der Ergebnisse identifiziert und genauer beschrieben werden. Zur Validierung der Numerik ist der Abgleich mit experimentellen Daten geplant. Darüber hinaus müssen zusätzliche Informationen über den Einfluss der Düse auf das Betriebsverhalten des Triebwerks selbst gewonnen werden, um diese dann der Numerik als Eintrittsbedingungen übergeben zu können. Als Referenzfall wurde bereits eine Standard-Düsengeometrie vermessen. Durch Installation umfangreicher Sensorik konnten dazu die Kenngrößen des Triebwerks erfasst werden. Die Installation eines Schlierenoptik-Messsystems ermöglicht die Visualisierung des Abgasstrahls am Austritt der Düse und dessen Interaktion mit der Umgebungsluft. Damit können Rückschlüsse auf das Strömungsverhalten und die Mischung mit der Umgebungsluft geschlossen werden. Eine detailliertere Beschreibung der Untersuchungen und Ergebnisse ist den Arbeiten [19], [20] und [21] zu entnehmen.

Die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen bestätigen, dass mit Ejektor-Düsen ein besserer Vortriebswirkungsgrad und damit ein effizienterer Betrieb kleiner Fluggasturbinen möglich ist, ohne dass konzeptionelle Änderungen am Triebwerk selbst notwendig sind. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass mithilfe der Schlierenoptik Strömungsphänomene am Düsenaustritt visualisiert werden können, was für eine Validierung der numerischen Auslegung genutzt werden kann.

In einem nächsten Schritt ist geplant, verschiedene Ejektor-Düsen experimentell zu untersuchen und die Wirksamkeit dieser Konzepte durch Messungen zu belegen.

6. DANKSAGUNG

Die Autoren möchten sich an dieser Stelle beim *Lehrstuhl für Flugantriebe* und den Mitgliedern der Forschergruppe *Hummingbird - TUM Gas Turbines* bedanken, da nur mit deren Unterstützung die experimentellen und numerischen Arbeiten erfolgreich durchgeführt werden konnten.

7. 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] A. Hachmann, T. Prötzel: „Aeroakustische Messung verschiedener Düsengeometrien an einer Modellgasturbine“, TU München, Ergebnisbericht LFA-2010-037, 2010.
- [4] 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.
- [5] W. Bräunling: „Grundlagen, Aero-Thermodynamik, ideale und reale Kreisprozesse, Thermische Turbomaschinen, Komponenten, Emissionen und Systeme“, 3. vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2009.
- [6] Körting: „Strahlapparate“, Selbstverlegt, Hannover-Linden, 1952.
- [7] 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.
- [8] 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.
- [9] G. L. Hackaday: „Thrust Augmentation for a small Turbojet Engine“, Naval Postgraduate School, Master's Thesis, Monterey, California, 1999.
- [10] D. A. Hoffman: „Experimental Investigation of Turbojet Thrust Augmentation using an Ejector“, Air Force Institute of Technology, Master's Thesis, Wright-Patterson Air Force Base, Ohio, 2007.
- [11] D. Riedeberger: „Design, Implementation and Evaluation of a passive Thrust Augmentation Device for the SR-30 Turbojetengine“, The Ohio State University, Department of Aerospace Engineering, Columbus, Ohio, 2010.
- [12] N. Pachner: Optimierung einer Kleingasturbine für den Segelflug, Hochschule Pforzheim, Bachelor's Thesis, 2014.
- [13] R. B. Fancher, „Low-Area Ratio, Thrust Augmenting Ejectors,“ in Journal of Aircraft, published by AIAA, Vol. 9 No. 3, pp. 243 – 248, 1972.
- [14] ANSYS, Inc.: ANSYS CFX 14.5 - Modeling Guide, 2012.
- [15] J. Hilsenrath, C. Beckett, W. Benedict, L. Fano, H. Hoge, J. Masi, R. Nuttall, Y. Touloukian, H. Woolley: *Tables of Thermodynamic and Transport Properties of Air, Argon, Carbon Dioxide, Carbon Monoxide, Hydrogen, Nitrogen, Oxygen and Steam*. Pergamon Press LTD., 1960.
- [16] S. Tartsch: Simulation der Abgasströmung einer Kleingasturbine, TU München, Ergebnisbericht LFA-2014-025, 2014.
- [17] F. R. Menter, M. Kuntz, R. Langtry: Turbulence, Heat and Mass Transfer. In: Hanjalic, K. (Hrsg.); Nagano, Y. (Hrsg.); Tummers, M. (Hrsg.): *Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model*, Begell House, Inc., 2003.
- [18] G. S. Settles: „Schlieren and Shadowgraph Techniques: Visualizing Phenomena in Transparent Media“, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2014.
- [19] D. Rahn: „Numerische Untersuchungen zur Düsenströmung von kleinen Strahltriebwerken“, TU München, Ergebnisbericht LFA-2014-068, 2014.
- [20] R. Schmidt: „Experimentelle Untersuchungen zur Düsenströmung von kleinen Strahltriebwerken“, TU München, Ergebnisbericht LFA-2014-039, 2014.
- [21] F. Greif: „Experimenteller Vergleich verschiedener Düsenformen an einer Kleingasturbine“, TU München, Ergebnisbericht LFA-2015-020, 2015.