

Aktive Minderung des Drehklangs einer axialen Fanstufe mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich

vorgelegt von

Dipl.-Ing.
Olaf Lemke

von der Fakultät V - Verkehrs- und Maschinensysteme
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Michael Möser
Berichter: Prof. Dr. rer. nat. Lars Enhardt
Dr. habil. Marc C. Jacob
Prof. Dr.-Ing. Dieter Peitsch

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 15.10.2013

Berlin 2014

D 83

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Technischen Universität Berlin. Das von mir im Zeitraum Oktober 2004 bis Juni 2010 bearbeitete Projekt war ein Teilprojekt des Sonderforschungsbereiches *SFB 557* an der TU-Berlin, welcher von der Deutschen Forschungsgemeinschaft *DFG* gefördert wurde. Dabei fand eine enge Kooperation zwischen der Abteilung Triebwerksakustik des Instituts für Antriebstechnik vom Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. (*DLR*) und dem Institut für Strömungsmechanik und Technische Akustik (*ISTA*) der TU-Berlin statt.

Für die Begutachtung der Arbeit möchte ich mich bei Prof. Dr. rer. nat. Lars Enghardt (*DLR*), Dr. habil. Marc C. Jacob (*EC Lyon*), Prof. Dr.-Ing. Dieter Peitsch (Institut für Luft- und Raumfahrt, TU-Berlin) sowie Prof. Dr.-Ing. Michael Möser (*ISTA*, TU-Berlin) bedanken. Mein weiterer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Frank Thiele, der sich in seiner Funktion als Leiter des numerischen Partnerprojektes auch für die Fertigstellung des von mir bearbeiteten Projektes verantwortlich sah.

Ohne die studentischen Hilfskräfte, deren praktisches Mitwirken bei der Durchführung der Experimente, Konstruktion von Messaufbauten, Automatisierung und Wartung des Prüfstandes, wäre die Variation der zahlreichen Versuchsparameter in diesem Umfang nicht möglich gewesen. Ich bedanke mich bei meinen ehemaligen Studenten Jens Schaller, Viktor Mantaj, Jens Wachtlin und Philip Kausche.

Die Fertigstellung einer solchen experimentellen Arbeit ohne eine funktionierende Metallwerkstatt ist nahezu unmöglich. Mein Dank gilt daher insbesondere Wilfried Postel und Horst Mettchen sowie Thorsten Dessin, Axel Bendix und Bernd Barzantny.

Auch möchte ich mich bei meinen ehemaligen Kollegen der TU-Berlin und des *DLR* für die fachliche Unterstützung bedanken. Mein Dank gilt hier insbesondere Mathias Steger, Lars Neuhaus, Dr.-Ing. Till Raitor, Ulf Tapken und Antoine Moreau sowie Lech Modrzejewski und Dr.-Ing. René Grüneberger. Weiterhin Stefan Busse, André Fischer und Roland Bauers und nicht zu vergessen die Organisation durch die Sekretariate im Hintergrund durch Balbir Kaur, Brig Pilger und Steffi Steher.

Meinem Vorgänger Dr.-Ing. Jan Schulz möchte ich ebenfalls danken, da er die wesentlichen Grundlagen und damit die Basis der zwei Förderphasen im *SFB 557* für meine Arbeit geschaffen hat.

Die Kooperation zwischen TU-Berlin und *DLR* hat mir die Möglichkeit gegeben bei zahlreichen Messkampagnen des *DLR* weitere wertvolle Erfahrung zu sammeln. Insbesondere die Möglichkeit der Zusammenarbeit mit Prof. Gery Koopmann und Lee Gorny von der Pennsylvania State University, initiiert durch den leider viel zu früh verstorbenen Teilprojektleiter Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Neise (*DLR*), hat mir neue Sichtweisen eröffnet.

Ich möchte mich ganz herzlich bei meiner Familie und meinen Freunden bedanken. Die vielen nicht fachlichen Gespräche hatten ebenso einen erheblichen Anteil an der Fertigstellung dieser Arbeit.

Berlin, Sommer 2014

Kurzfassung

Die meisten konventionellen Verfahren zur aktiven Geräuschminderung verwenden Lautsprecher als Aktuatoren, um ein geeignetes Gegen- bzw. Sekundärschallfeld anzuregen. Die Minderung – im Idealfall die Auslöschung – des störenden Grundgeräusches bzw. Primärschallfeldes erfolgt durch destruktive Überlagerung mit einem Gegenschallfeld gleicher Amplitude aber entgegengesetzter Phasenlage.

In dieser Arbeit erfolgt die Weiterentwicklung eines existierenden alternativen Verfahrens zur Minderung des Drehklangs einer Turbomaschine, bei dem das Gegenschallfeld über eine zusätzliche Anregung von aero-akustischen Sekundärschallquellen erzeugt wird. Hierbei wird Druckluft durch kleine in der Gehäusewand befindliche Düsen stationär in den Blattspitzenbereich zwischen Rotor und Stator eingeblasen. Die Interaktion der Rotorströmung mit den Einblasstrahlen führt zu einer zusätzlichen Anregung von instationären und periodischen Oberflächenkräften auf der Rotorbeschaufelung, wodurch ein geeignetes Sekundärschallfeld angeregt wird. Das Verfahren zeigte in den Vorarbeiten ein hohes Potential zur Pegelminderung bei der Blattpassierfrequenz. Dabei erfolgte die Anpassung von Amplitude und Phasenlage des generierten Sekundärschallfeldes im Wesentlichen durch die Einblasmenge und die Umfangsposition der Düsen gegenüber der Position der Statorschaufeln.

Ein Schwerpunkt der Erweiterung ist die gezielte aktive Minderung höherer harmonischer Anteile des Drehklangs einer axialen Fanstufe. Dabei steht die Beeinflussung höherer akustischer Umfangsmoden und deren zugehörigen radialen Modenordnungen im Vordergrund. Zunächst werden experimentelle Ergebnisse der Einblasung mit einem Düsenring vorgestellt. Hier wird das generelle Verhalten der höher harmonischen Schallfeldanteile untersucht und vorgestellt. Die optimalen Einblasmengen und Umfangspositionen in den Pegelminima der jeweiligen Schallfeldanteile unterscheiden sich jedoch, so dass eine simultane Minderung zunächst nicht direkt möglich erscheint.

Daher werden im Weiteren zahlreiche Einblasparameter der Düsen wie der Einblaswinkel, die Einblasrichtung sowie die Düsengeometrie variiert. Untersucht wird deren Einfluss auf die Amplitude und die Phasenlage der generierten Anteile innerhalb des Sekundärschallfeldes. Ziel ist es, die spektrale Zusammensetzung des Primär- im Sekundärschallfeld nachzubilden, um so Pegelminderungen für mehrere Drehklanganteile simultan zu erreichen.

Die gezielte aktive Minderung zweier Drehklangkomponenten erfolgt durch die Erweiterung des vorhandenen Versuchsaufbaus mittels eines zweiten Einblasringes mit gleicher Anzahl von Einblasdüsen. Die als dicht axial gestaffelt ausgeführten beiden Düsenringe sind jeweils in ihrer Einblasmenge und Umfangsposition unabhängig voneinander einstellbar. Das durch die Beeinflussung mit beiden Ringen generierte Sekundärschallfeld kann als Superposition der durch die Einzelringe angeregten Sekundärschallfelder aufgefasst werden. Basierend auf dieser Annahme wird ein semi-empirisches Modell vorgestellt, wodurch sich das akustische Systemverhalten beschreiben lässt.

Am Beispiel der Blattpassierfrequenz und deren erster Harmonischer wird gezeigt, wie sich mit dem Modell die optimalen Beeinflussungsparameter beider Einblasringe bestimmen lassen. Das abschließende Validierungsexperiment zeigt die gezielte simultane Minderung der zugehörigen Umfangsmodenordnungen um jeweils bis zu 29 dB bei den durch das Modell vorab bestimmten Einblasparametern.

Abstract

Conventional approaches in active noise control use loudspeakers to generate an appropriate anti- or secondary sound field respectively. The noise reduction – ideally the cancellation – of the noisy baseline or rather the primary sound field is achieved by destructively superimposing a secondary field of equal amplitude but opposite phase.

In this study an existing alternative approach to cancel out tonal interaction noise of a turbomachinery is extended. The method uses additional flow induced secondary sources to form a secondary sound field. This is done by blowing compressed air stationary into the downstream rotor flow tip region via wall flush mounted nozzles in the casing. The interaction of the rotor flow with the injected jets leads to an additional excitation of unsteady periodic forces on the rotor blade surfaces that form the required secondary sound field. In previous studies this method showed a high potential to reduce the sound pressure level of the blade passage frequency. The amplitude and phase of the secondary sound field was controlled by both the injection rate and the circumferential nozzle position in a stator passage.

The present work focuses on the reduction of higher harmonics of the blade passage frequency of an axial fan stage by extending the existing method of air injection. This is achieved by active controlling the higher acoustic circumferential mode orders and the corresponding higher radial mode orders. At first, experimental results of air injection through one nozzle ring are discussed. These results demonstrate the general behaviour of the higher harmonic sound field components. The optimum injection flow and circumferential nozzle position that results in a maximum noise reduction depend on the individual tonal component. Consequently, for a given injection rate and circumferential nozzle position which suppresses the noise for one tonal component optimally these injection parameters do not necessarily lead to maximal noise reductions of further tonal components.

In order to achieve the simultaneous reduction of several tonal components, additional nozzle parameters like injection angle, injection direction and nozzle geometry are varied. The impact on amplitude and phase of the individual tonal components of the secondary sound field are investigated in detail. The aim of this approach is to match the spectral composition of the generated secondary sound field with the primary field indirectly to reduce different tonal components simultaneously.

In order to directly control the sound pressure level of two tonal components simultaneously the existing test setup is extended by a second nozzle ring with an equal number of nozzles. Both nozzle rings are axial staggered closely to each other. Injection rates and circumferential nozzle position can be adjusted individually for each of the two rings. The generated secondary sound field is assumed to be a superimposition of the secondary sound fields generated by each ring individually. Based on this assumption a linear semi-empirical model is introduced that describes the acoustic response of the whole system.

For the blade passage frequency and its first harmonic the model is used to determine the optimal injection rates and circumferential nozzle positions of both rings to reduce the noise of both tonal components simultaneously. At last, a validation experiment is presented that uses the optimum nozzle parameters predicted by the model to achieve reductions in the sound pressure level of the dominant interaction modes by up to 29 dB each.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Das Triebwerk als Geräuschquelle am Flugzeug	1
1.2	Tonale Geräuschquelle Fan	2
1.3	Maßnahmen zur Minderung des tonalen Interaktionsgeräusches	3
1.4	Einordnung, Motivation und Ziele der vorliegenden Arbeit	10
2	Theoretische Grundlagen	15
2.1	Strömungsmechanische Grundlagen in einem Axialventilator	15
2.2	Grundlagen zur Akustik von Turbomaschinen	17
2.3	Wellenausbreitung im zylindrischen Kanal	22
3	Versuchsaufbau	25
3.1	Der Ventilatorprüfstand	25
3.2	Die Einblasdüsen	31
3.3	Traversierung der Umfangsposition	33
4	Anregung von Sekundärschallquellen mittels Drucklufteinblasung	36
4.1	Anregemechanismus der Sekundärschallquellen	36
4.2	Bestimmung des Sekundärschallfeldes	40
4.3	Einige Überlegungen zur kohärenten Überlagerung zweier Schallfelder bei gleicher Frequenz	41
5	Einblasung zwischen Rotor und Stator – Beeinflussung mit einem Düsenring	43
5.1	Grundlegendes Verhalten der tonalen Schallfeldanteile bei radialer Einblasung	43
5.2	Einfluss der Düsenparameter auf die spektrale Kopplung im Sekundärschallfeld	52
5.3	Modellierung des Systemverhaltens	62
6	Kontrolle zweier Drehklangkomponenten – Simultane Beeinflussung mit zwei Düsenringen zwischen Rotor und Stator	70
6.1	Analytische Beschreibung der <i>RSI</i> -Moden bei Beeinflussung mit zwei Einblasringen	71
6.2	Experimentelle Validierung des analytischen Modells bei konstanten Einblasmengen	75
6.3	Variation der Einblasmenge mit dem kalibrierten Modell	90
6.4	Experimentelle Validierung des modellierten Optimums	99
7	Zusammenfassung	104
8	Ausblick	107

8.1	Ergebnisse im Ansaugkanal	107
8.2	Weitere Betrachtungen zur simultanen Beeinflussung	111
8.3	Weitere Arbeiten zur tonalen Minderung mittels Drucklufteinblasung	116
Literaturverzeichnis		118
A	Weitere Ergebnisse zur aktiven Minderung des Drehklangs mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich	128
A.1	Einfluss des Axialabstandes der Düsen auf das angeregte Sekundärschallfeld	128
A.2	Strömungsmechanische Eigenschaften der Schrägeinblasung	134
A.3	Aerodynamisches Verhalten der Fan-Stufe bei Einblasung zwischen Rotor und Stator	136
A.4	Einblasung vor dem Rotor – Beeinflussung mit einem Düsenring	137
B	Modenanalyse	145
B.1	Abschätzung der Modenordnungen in den Messkanälen	145
B.2	Auslegung der Mikrofonanordnung	147
B.3	Datenauswertung	151
C	Berechnung der dimensionslosen Ventilator Kennzahlen und der Einblasmenge	153
C.1	Bestimmung der Lieferzahl	153
C.2	Bestimmung der Druckzahl	154
C.3	Bestimmung des Wirkungsgrades	155
C.4	Bestimmung der Einblasmenge	156

Abkürzungen und Symbole

Abkürzungen

<i>ANC</i>	<i>Active Noise Control</i> - Aktive Geräuschminderung
<i>BPF</i>	Blattpassierfrequenz
<i>DFG</i>	Deutsche Forschungsgemeinschaft
<i>DLR</i>	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.
<i>ILR</i>	Institut für Luft- und Raumfahrt
<i>ISTA</i>	Institut für Strömungsmechanik und Technische Akustik
<i>MRT</i>	Institut für Mess- und Regelungstechnik
<i>OGV</i>	<i>Outlet Guide Vane</i> - Stator stromab des Fans/Rotors
<i>SFB</i>	Sonderforschungsbereich
<i>TEB</i>	<i>Trailing Edge Blowing</i> - Einblasung aus den Schaufelhinterkanten
<i>TU</i>	Technische Universität
<i>RSI</i>	Rotor-Stator Interaktion
<i>M2VP</i>	Mehrstufen-Zweiwellen-Verdichterprüfstand
<i>NASA</i>	<i>National Aeronautics and Space Administration</i> - Nationale Luft- und Raumfahrtbehörde
<i>UHBR</i>	<i>Ultra High Bypass Ratio</i> - Ultrahohes Nebenstromverhältnis
<i>PI</i>	PI-Regler - Regler mit proportional und integrierendem Anteil
<i>ZIB</i>	Konrad-Zuse-Institut

Symbole

A	Amplitude
a_0	Schallgeschwindigkeit
c	Schaufelsehnenlänge
D, d	Durchmesser
h	Ordnungszahl der Harmonischen
R, r	Radius
L_p	Schalldruckpegel
$L_{p,2BPF}$	Schalldruckpegel der <i>BPF</i> -Harmonischen f_{2BPF}
$L_{p,m=2}$	Schalldruckpegel der Umfangsmode $m = 2$
$\Delta L_{p,2,4}$	Kumulative Schalldruckpegeländerung der Umfangsmode $m = 2$ und $m = 4$
L_w	Schallleistungspegel
$L_{w,(m,n)}$	Schallleistungspegel der Mode (m, n)
m	Umfangsmodenordnung
\dot{m}_{Fan}	Geförderter Massenstrom der Fan-Stufe bzw. des Ventilators ohne Beeinflussung
\dot{m}_{In}	Einblasmassenstrom
n	Drehzahl

n	Radialmodenordnung
(m, n)	Mode der Ordnung (m, n)
f	Frequenz
f_c	<i>Cut-On</i> -Frequenz - Grenzfrequenz
p	Druck
p'	Druckschwankung (komplex)
$\hat{p}_{m,n}$	Komplexe Druckschwankung der Mode (m, n)
Δx	Abstand in x-Richtung (Hauptströmungsrichtung)
V	Anzahl der Statorschaufeln
Z	Anzahl der Rotorschaufeln

Griechische Symbole

α	Einblaswinkel
β	Einblasrichtung
γ	Umfangsposition der Düsen
Δ	Differenz zweier Größen
ϵ	Wirkungsgrad
ϕ	Phasenwinkel
$\phi_{m,n}$	Phasenwinkel der Mode (m, n)
φ	Lieferzahl
η	Nabeverhältnis
λ	Winkelabstand zweier globaler Minima in Umfangsrichtung
ν	Staffelungswinkel
$\Delta\Theta$	Statorteilung
ξ	Relative Kopfspaltweite
ψ	Druckzahl

Indizes

ANC	Kontrolliertes Gesamtschallfeld
$Düse$	Größen der Einblasdüsen
P	Primärschallfeld
Tip	Größen an der Rotorblattspitze
R	Rotorgrößen
S	Sekundärschallfeld
I	Erster Düsenring in axialer Richtung
II	Zweiter Düsenring in axialer Richtung

1 Einleitung

Unser gesellschaftliches Leben in einer immer stärker globalisierten Welt ist geprägt durch ein hohes Maß an Mobilität. Die damit verbundenen Geräuschemissionen der einzelnen Verkehrsträger, insbesondere die der Flugzeuge, stellen eine beachtliche Umweltbelastung dar. Obwohl die Flugzeuge in den letzten Jahrzehnten auf Grund neuer Entwicklungen immer geräuscharmer geworden sind, wird der erzielte Fortschritt durch die stetige Zunahme an Flugbewegungen relativiert. Gerade in den Diskussionen um die An- und Abflugrouten des neuen Flughafens Berlin-Brandenburg International, vgl. hierzu Kurpjuweit [1], Fröhlich [2], Neumann und Schwenkenbecher [3] sowie Schoelkopf [4], um nur einige lokale Pressemitteilungen zu nennen, wird die Sensibilität der Bevölkerung gegenüber Fluglärm deutlich. Daher reagiert der Gesetzgeber auf die Zunahme im Flugverkehr mit einer kontinuierlichen Verschärfung der Regularien der Geräuschemissionen zum Schutz der Bevölkerung, wie sie beispielsweise die Internationale Zivilluftfahrtorganisation (*ICAO - International Civil Aviation Organization*) im Anhang 16 zum Umweltschutz [5] international vorgibt. Diese Vorgaben sind von den Flugzeugherstellern für die Zulassung zu beachten. Ebenso müssen die Fluggesellschaften zusammen mit den Betreibern der Flughäfen durch geeignete An- und Abflugverfahren sowie die Einhaltung von Nachtflugverboten die Bevölkerung in den umliegenden Gemeinden schützen.

Das hohe gesellschaftliche Interesse an der Reduzierung des Fluglärms spiegelt sich daher in den im Jahre 2001 beschlossenen ACARE Zielen [6] wider. Neben der Senkung der CO_2 - und NO_x -Emissionen von jeweils 50 % und 80 % zur direkten Reduzierung der Abgasemissionen ist die Reduktion des Gesamtgeräusches eines Flugzeuges um 50% bis zum Jahr 2020 ein wesentliches Ziel.

An einem zivilen Verkehrsflugzeug gibt es eine Reihe von Baugruppen, die zur Geräuschemission beitragen. Beispielhaft seien hier die Hochauftriebskonfigurationen mit Vorflügeln und Klappen (*Slats* und *Flaps*), Fahrwerke, Kavitäten in Rumpf- und Flügeloberflächen sowie allgemein die Umströmungsgeräusche genannt. Nähere Informationen finden sich z.B. in Smith [7]. Casalino et al. [8] geben in einer Literaturübersicht Maßnahmen und Technologien zur Geräuschminderung der einzelnen Komponenten eines Flugzeuges an.

1.1 Das Triebwerk als Geräuschquelle am Flugzeug

Nach wie vor hat das Triebwerk einen erheblichen Anteil am Gesamtgeräusch eines Flugzeuges. Die ersten Strahltriebwerke der 1950er-Jahre waren sog. Einstrom-Triebwerke, bei denen der Schub im Wesentlichen durch eine hohe Geschwindigkeit des Abgasstrahls erzeugt wurde, vgl. hierzu Bräunling [9]. In diese Zeit fallen auch die ersten Untersuchungen zum Strahlgeräusch, da dies damals die dominierende Geräuschquelle war. Mit Einführung der effizienteren Nebenstrom-Triebwerke in den 1960er-Jahren wurde eine erhebliche Steigerung

im Vortriebswirkungsgrad erreicht, da der Schub nun wesentlich durch einen höheren Massenstrom in einem äußeren kalten Kreis bei niedrigeren Strahlgeschwindigkeiten erzeugt wurde. Nebenstrom-Triebwerke sind heute der Standardantrieb für zivile Verkehrsflugzeuge. Ein positiver Nebeneffekt dieser Entwicklung ist eine erhebliche Minderung des Strahlgeräusches.

Dies hatte jedoch zur Folge, dass andere Geräuschquellen im Triebwerk, wie z.B. Fan-, Verdichter, Brennkammer- oder Turbinengeräusche an Bedeutung gewannen. Selbstverständlich ist das Strahlgeräusch nach wie vor eine erhebliche Geräuschquelle, insbesondere beim Start, jedoch nicht mehr die bedeutendste am Triebwerk. Die Abbildung 1.1 zeigt die dominanten Lärmquellen an einer modernen Triebwerkskonfiguration, bestehend aus dem Kerntriebwerk mit dem Verdichter, der Brennkammer, der Turbine und der Schubdüse sowie einem äußeren Nebenstromkanal, mit einer Fan-Stufe und der Schubdüse. Die Geräuschminderung der einzelnen Komponenten ist Gegenstand zahlreicher aktueller Forschungsvorhaben.

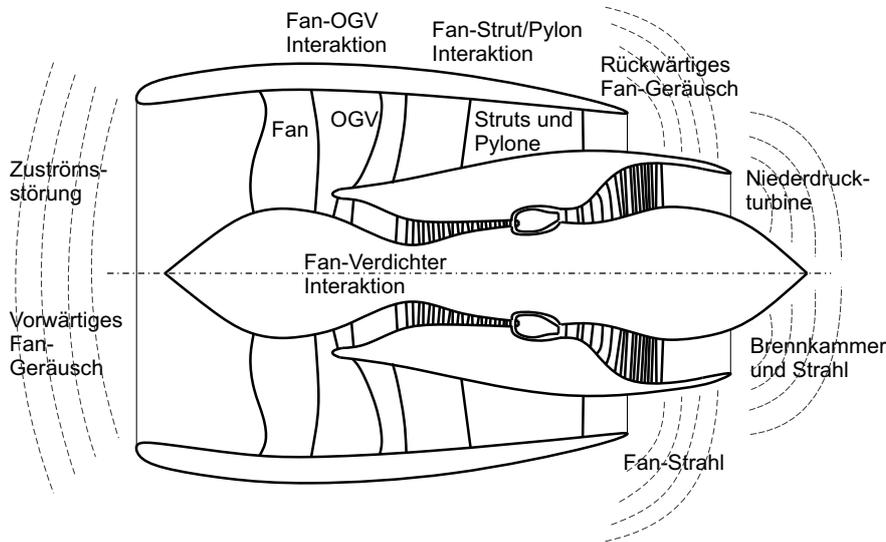


Abb. 1.1: Unterschiedliche Geräuschquellen an einem modernen Triebwerk mit hohem Nebenstromverhältnis.

1.2 Tonale Geräuschquelle Fan

Der Fan mit seinen tonalen Geräuschanteilen stellt eine dominante Schallquelle am Triebwerk dar. Eine wesentliche Größe zur Beschreibung von Fantönen, auch Drehklang genannt, ist die Blattpassierfrequenz BPF und deren Harmonische h . Diese auch als Schaufelfrequenz bezeichnete Größe ergibt sich aus der Anzahl der Rotorschaukeln Z sowie der Rotordrehzahl n in Umdrehungen pro Minute zu:

$$f_{hBPF} = h \cdot \frac{Z \cdot n}{60} \quad (1.1)$$

und gibt an, mit welcher Frequenz die umlaufenden Rotorschaukeln einen ruhenden Beobachter (Mikrofon) passieren.

Es wird im Wesentlichen zwischen zwei dominanten Anregungsmechanismen für Fantöne unterschieden. Weitere Quellmechanismen, die auch breitbandige Geräuschanteile generieren,

werden in Abschnitt 2.2 behandelt. Der erste dominante Anregemechanismus tritt für trans- und supersonische Umfangsmachzahlen des Fans im oberen Drehzahlbereich des Triebwerkes auf, was für den Start eines Flugzeuges der Fall ist. Sowohl die umlaufenden Druckfelder der Schaufeln (*Rotor-Alone-Noise*) als auch die Verdichtungsstöße an den Schaufelspitzen (*Buzz-Saw-Noise*) sind hier die dominanten Quellmechanismen. Der zweite dominante Anregemechanismus, basierend auf der strömungsmechanischen Wechselwirkung der Rotornachläufe (*Fan*) mit dem nachgeschalteten Stator (*OGV - Outlet Guide Vane*), tritt für diese Betriebsbedingungen in den Hintergrund. Weitere ausführliche Informationen insbesondere zum *Buzz-Saw-Noise* finden sich z.B. in Goldstein [10], Morfey und Fisher [11], Hawkins [12], Fink [13], Philpot [14] sowie Stratford und Newby [15].

Im Landeanflug wird das Triebwerk im unteren Drehzahlbereich bei subsonischen Umfangsgeschwindigkeiten für den Fan betrieben. Das tonale Fangeräusch wird nun durch die Rotor-Stator Interaktion - *RSI* dominiert, deren aktive Minderung Thema der vorliegenden Arbeit ist. Ursache ist, wie bereits erwähnt, die strömungsmechanische Wechselwirkung der Rotornachläufe mit dem nachgeschalteten Stator. Dieser Quellmechanismus ist auch bei Ventilatoren oder Lüftern aller Art zu finden. Die Wechselwirkung führt dabei zur Anregung instationärer periodischer Oberflächenkräfte auf den Schaufeln und/oder der Gehäusewand, die dann als Schall abgestrahlt werden. Eine detaillierte Abhandlung hierzu findet sich im entsprechenden Abschnitt 2.2.2 zur Rotor-Stator Interaktion.

1.3 Maßnahmen zur Minderung des tonalen Interaktionsgeräusches

Die Vielzahl der Methoden zur Minderung des tonalen Interaktionsgeräusches können in aktive und passive Maßnahmen unterteilt werden. Bei aktiven Methoden erfolgt eine Energiezuführung in das Gesamtsystem von außen oder es findet eine aktive Steuerung oder Regelung statt. Passive Methoden hingegen sind z.B. schallabsorbierende Auskleidungen auf freien Oberflächen, sog. *Liner*, oder auch konstruktive Maßnahmen, z.B. der Axialabstand zwischen Rotor und nachgeschalteten Stator, welche direkt auf die Schallquellgebiete wirken. Im Folgenden sollen einige Beispiele für beide Methoden aus den wichtigsten Arbeiten auf diesem Gebiet aufgeführt werden.

1.3.1 Passive Maßnahmen zur Geräuschminderung

Cut-off Auslegung

Die komplexen Schallfelder im Strömungskanal eines Triebwerkes bzw. einer allgemeinen Turbomaschine setzen sich aus einer Vielzahl von akustischen Wellen, den sog. akustischen Moden mit den ganzzahligen Ordnungszahlen (m, n) bei verschiedenen Frequenzen zusammen. Durch die akustischen Moden wird die Schallenergie zu einem Beobachter übertragen. Sehr vereinfacht beschrieben steht die Ordnungszahl m für Wellenformen in Umfangsrichtung und die Ordnungszahl n für Wellenformen in radialer Kanalrichtung. Ob eine solche Mode der Ordnung (m, n) von der Quellregion in die angeschlossenen Kanäle wie z.B. Einlaufdiffuser oder Nebenstrom-Kanal als Schall abgestrahlt wird, hängt vom Kanaldurchmesser, der Temperatur sowie der Machzahl ab. Für eine gegebene Kanalgeometrie gibt es für jede

Mode eine Grenzfrequenz, die mit der Ordnung (m, n) ansteigt. Erst oberhalb dieser als *Cut-on*-Grenze bezeichneten Frequenz wird eine Mode der Ordnung (m, n) als Schall in den Kanal abgestrahlt. Im Abschnitt 2.3 zur Wellenausbreitung im zylindrischen Kanal wird dieses Thema ausführlich behandelt.

Durch die Rotor-Stator Interaktion (*RSI*) werden nach Tyler und Sofrin [16] für die *BPF* und deren höhere Harmonische h bestimmte Umfangsmodenordnungen m abhängig von der Anzahl der Rotor- und Statorschaufeln angeregt. Eine ausführlichere Abhandlung dazu wird in Abschnitt 2.2.2 gegeben. Für bestimmte Schaufelzahlverhältnisse lassen sich für die *BPF* gezielt Umfangsmoden der Ordnung m generieren, deren *Cut-On*-Frequenz f_c für einen gegebenen Kanal oberhalb der Blattpassierfrequenz von f_{1BPF} liegt. Diese *RSI*-Moden können dann nicht als Schall abgestrahlt werden und klingen exponentiell mit der Entfernung zur Quellregion im Kanal ab. Bei modernen Triebwerken ist daher die Anzahl der Statorschaufeln (*OGV*) um das ca. 2,2-fache höher als die Anzahl der Rotorschaufeln (*Fan*), um so eine *Cut-off*-Auslegung für die f_{1BPF} zu erreichen.

Akustische Absorber - *Liner*

Zur allgemeinen Geräuschminderung werden die freien Oberflächen eines Strömungskanals schallabsorbierend ausgekleidet. Mangiarotty [17] diskutierte 1971 das Auskleiden von Ein- und Ausblaskanal, um damit das Fan- und Verdichtergeräusch zu absorbieren. Das Auskleiden von Strömungskanälen und Oberflächen ist sehr effizient und daher auch Thema aktueller Forschungsvorhaben. Einflüsse von Fertigungsprozessen wurden in Murray et al. [18] untersucht. Busse et al. [19] untersuchten die Einfügedämpfung von verschiedenen Absorberproben bei unterschiedlichen Machzahlen.

Zum Teil erfolgt die Auskleidung segmentweise, so dass akustisch harte Übergangsstellen bzw. Stoßstellen (*Spllices*) zwischen den Segmenten verbleiben, was zu Streuungseffekten des einfallenden Schallfelds und zu einer verminderten Dämpfungswirkung führt. Die theoretische Beschreibung dieses Effekts erfolgte in den Arbeiten von McAlpine et al. [20] und Tester et al. [21].

Axialabstand zwischen Rotor und Stator

Der Axialabstand zwischen Rotor und Stator hat auf das Interaktionsgeräusch einen erheblichen Einfluss. Für kleine Axialabstände überwiegen die Interaktionen der Druck- bzw. Potentialfelder beider Schaufelreihen. Mit zunehmendem Abstand klingt dieser Effekt stark ab und es überwiegt die viskose Wechselwirkung der Rotornachläufe mit den Oberflächen der Statoren. Weitere Informationen finden sich in Lawson [22] oder auch in Kaji und Okazaki [23]. In der Praxis werden große Axialabstände zwischen Rotor (*Fan*) und Stator (*OGV*) angestrebt, um so Teilausmischungen der Nachläufe zu erreichen.

Neigung und Pfeilung der Schaufelreihen - *Lean-Sweep*

Eine in der Praxis angewendete Methode ist das Neigen und die Pfeilung (*Lean-Sweep*) der Stator- und Rotorbeschaufelung. Durch das zeitlich versetzte Auftreffen der Rotornachläufe über der Schaufelhöhe des Stators wird eine Phaseninkohärenz der angeregten Schallquellen auf den Oberflächen der Statorschaufeln in radialer Richtung erreicht.

Die *NASA* führte auf diesem Gebiet sehr viele theoretische und experimentelle Arbeiten durch. So untersuchten Envia und Kerschen [24] den Einfluss des Pfeilungswinkels (*sweep*)

mit einem analytischen Ansatz. Woodward et al. [25] testeten drei verschiedene Stator-Konfigurationen mit unterschiedlichen Pfeilungs- und Neigungswinkeln in einem Triebwerksmodell im Windkanal und konnten sowohl eine Reduktion des Drehklangs als auch der breitbandigen Geräuschanteile nachweisen. Parallel dazu beschäftigten sich Envia und Nallasamy [26] mit der analytischen Beschreibung unter Berücksichtigung verschiedener Betriebsbedingungen und verglichen diese mit den experimentellen Daten. Die Ergebnisse zeigen eine Minderung jeder *BPF*-Harmonischen in Stromaufrichtung von ungefähr 15-20 dB bei einem Pfeilungswinkel von $\alpha = 30^\circ$ und einem Neigungswinkel von $\beta = 15^\circ$. Weitere Information zu diesem Thema finden sich auch bei Heidelberg [27], Weir und Podboy [28], Elhadidi und Atassi [29] und Cooper und Peake [30].

Verstimmen von Schaufelreihen

Diese Idee wird in der theoretischen Arbeit von Sawyer und Fleeter [31] verfolgt. Die Modellbildung erfolgt dabei an zwei ebenen Schaufelreihen bestehend aus ebenen Platten. Das Verstimmen wird durch alternierende Schaufellängen sowohl in der Rotor- als auch in der Statorreihe erreicht, so dass die eine Rotor-Stator Stufe als zwei Rotor-Stator Stufen mit der Hälfte der Schaufeln aufgefasst werden kann. Durch destruktive Überlagerung der Interaktionsmoden können theoretische Minderungen von bis zu 13 dB stromauf erreicht werden.

Verdrehen von Schaufelreihen zueinander - *Clocking*

In der Praxis wird diese Methode vorzugsweise wegen schwingungstechnischer und aerodynamischer Gründe in mehrstufigen Turbomaschinen (Verdichter oder Turbine) angewendet. Der Einfluss des *Clockings* auf die Akustik wird in den Arbeiten von Kamiyoshi und Shojiro [32] und [33] experimentell untersucht und durch ein einfaches Modell beschrieben. Ausgangspunkt ist ein zweistufiger Fan mit gleichen Schaufelzahlen für Rotor und Stator. Damit werden nach Tyler und Sofrin [16] in beiden Stufen Umfangsmode gleicher Ordnung m generiert. Durch das Verdrehen (*Clocking*) des zweiten Stators in Umfangsrichtung gegenüber dem ersten Stator kann die Phasenlage der dort generierten Umfangsmode linear verändert werden, so dass die zweite Stufe eine Art Sekundärquelle darstellt. Bei bestimmten Einbauwinkeln kommt es so zur Verstärkung oder Auslöschung der *RSI*-Moden. Es konnten Minderungen von bis zu 18 dB nachgewiesen werden.

1.3.2 Aktive Maßnahmen zur Geräuschminderung

Das Prinzip der aktiven Geräuschminderung basiert auf der destruktiven Überlagerung eines Primärgeräusches mit einem künstlich erzeugten Sekundärgeräusch von gleicher Amplitude aber entgegengesetzter Phase und wurde bereits 1933 von Lueg [34] als Patent angemeldet. Es sind eine Vielzahl von aktiven Technologien zur tonalen Geräuschminderung von Turbomaschinen entwickelt worden, die jedoch in der Praxis noch keine Anwendung finden. Gründe hierfür liegen sowohl im Gewicht und Platzbedarf als auch in der Komplexität und der ungenügenden Zuverlässigkeit solcher Technologien, was jedoch im Hinblick auf eine Zulassung in Triebwerksanwendungen besonders wichtig ist.

Die Aufgaben eines Systems zur aktiven Geräuschminderung (*Active Noise Control - ANC*) liegen in der Analyse der meist sehr komplexen zu mindernden Schallfelder in Turbomaschinen sowie der Synthese eines geeigneten gegenphasigen Sekundärschallfeldes von gleicher

Struktur und Intensität. Die Anzahl der Sensoren und Aktuatoren hängt dabei von der Komplexität der zu kontrollierenden Schallfelder ab und kann erheblich sein, ebenso der Aufwand zur Synthetisierung und Regelung. Daher liegt der Schwerpunkt aktueller Forschungen in diesem Bereich zum Einen auf der Einwicklung von kleinen, leichten und leistungsstarken Aktuatoren und zum Anderen auf der Vereinfachung und Systemreduktion der Kontrollalgorithmen und Fehlersensoren. Einen allgemeinen Überblick über *ANC*-Techniken im Bereich der Turbomaschinen sind in Envia [35] sowie Neise und Enghardt [36] zu finden.

Lautsprecher als Sekundärschallquellen

Der Einsatz von Lautsprechern erfolgt meistens mehrere Wellenlängen von der eigentlichen Geräuschquelle entfernt in den angeschlossenen Ansaug- und Ausblaskanälen. Sowohl die Lautsprecher als auch die Fehlermikrofone sind wandbündig im Gehäuse oder der Nabe integriert, um Strömungsstörungen zu vermeiden. Eine axial gestaffelte Anordnung dient dazu, die Schallfelder in ihrer azimutalen und radialen Modenordnung (m, n) nachzubilden bzw. zu analysieren. Üblicherweise sind die Messmikrofone zur Beurteilung des Controllererfolges ebenfalls im Strömungskanal interagiert oder aber auch, wenn möglich, in Polaranordnungen außerhalb der Turbomaschine platziert.

In der Arbeit von Suitliff und Walker [37] wurde eine Kombination aus Lautsprechern und Piezo-Aktuatoren als Gegenschallquellen verwendet. Ziel war die simultane Minderung der *RSI*-Mode $m = 2$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} im Ansaug- und Ausblaskanal des *Active Noise Control Fans (ANCF)* der *NASA*. Das entwickelte Kontrollsystem sollte bis zu vier radiale Modenordnungen im Ansaug- und drei radiale Modenordnungen im Ausblaskanal über einen Drehzahlbereich von 10% um den Referenzpunkt regeln können. Es bestand neben den Controllern aus vier axial gestaffelten Ringen mit jeweils 16 Lautsprechern in der Gehäusewand des Ansaugkanals sowie 60 piezo-elektrischen Aktuatoren, angeordnet in zwei anularen Ringen auf der Nabe und am Gehäuse des Ausblaskanals. Die Anzahl der Fehlersensoren betrug 50 im Ansaug- und 60 im Ausblaskanal. Es konnte so eine simultane Minderung in der Gesamtschalleistung der *RSI*-Mode $m = 2$ von 5,9 dB im Ansaug- und 7,6 dB im Ausblaskanal erreicht werden. An diesem Beispiel wird der enorme Systemaufwand für die Analyse des Primär- sowie die Synthese des gegenphasigen Sekundärschallfeldes deutlich.

Eine andere Arbeit von Enghardt et al. [38] beschäftigte sich mit der Minderung von Interaktionstönen, welche durch Einlaufstörungen hervorgerufen wurden. Dabei waren neun zylindrische Störkörper stromauf einer gegenläufigen Rotor/Rotor-Stufe platziert. Mit den verwendeten 32 Lautsprechern und 32 Fehlersensoren konnte der Pegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} resultierend aus der Interaktion der Störkörper mit dem ersten Rotor um 11 dB gemindert werden. Die Regelung war auf die Minderung aller auftretenden Umfangsmodenordnungen bei dieser Frequenz ausgelegt.

In aktuelleren Arbeiten von Zillmann und Tapken [39] sowie Enghardt et al. [40] wurden Experimente an einer neu entwickelten Fan-Stufe mit ultra hohem Nebenstromverhältnis (*Ultra High Bypass Ratio - UHBR*) im *DLR*-Köln durchgeführt. Dabei sollten gezielt jeweils einzelne Radialmodenordnungen der *RSI*-Moden $m = 6$ bei *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} kontrolliert werden, um so die Abstrahlcharakteristik in Stromaufrichtung aktiv zu regeln. Dadurch ist eine Vereinfachung des *ANC*-Systems zu erreichen. Insgesamt konnte so eine Minderung in der Schalleistung der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} um 8,8 dB im Zuströmkanal erzielt werden.

Aktive Statoren

Lautsprecher werden fernab der Quellregion zur aktiven Minderung eingesetzt. Im Gegensatz dazu greift die Methode der aktiven Statoren direkt in der Quellregion an, d.h. die Sekundärquellen liegen dicht bei den Primärquellen. Diese Methode ist effizienter und reduziert den Systemaufwand, da keine zusätzlichen Kanalsegmente für die Aktuatoren benötigt werden. Auch wird die Absorberfläche nicht durch das Vorhandensein von Aktuatoren unterbrochen bzw. gemindert, so dass deren Wirksamkeit weiterhin gegeben ist. Bei den Aktuatoren handelt es sich meistens um piezo-elektrische Materialien, welche in die Oberflächen der Schaufeln eingelassen sind.

In der Arbeit von Zillmann et al. [41] konnte damit eine Pegelminderung von 15 dB bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} an einer Fanstufe mit 48 Rotor- und 10 Statorschaufeln erreicht werden. Auf jeder Statorschaufel waren jeweils saug- und druckseitig zwei Piezo-Aktuatoren implementiert, die als Dipol arbeiteten. Die Anzahl der Fehlersensoren betrug 32.

In einer dreiteiligen Serie zusammenhängender Veröffentlichungen von Remington et al. [42], Walker et al. [43] und Sutliff et al. [44] wird über die Auslegung und Implementierung der Aktuatoren, die Optimierung und Vereinfachung in der Anordnung der Fehlersensoren sowie die Ergebnisse mit verschiedenen Kontrollalgorithmen am *ANC-Fan* der *NASA* berichtet. Ziel der Versuche war auch hier die Minderung der *RSI*-Mode $m = 2$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} des Fans. In jede Statorschaufel wurden sieben piezo-elektrische Aktuatoren, die als Dipole arbeiteten, wandbündig eingesetzt, um so die sieben zugehörigen radialen Modenordnungen zu kontrollieren. Mit den insgesamt 210 Aktuatoren konnte eine simultane Minderung der *RSI*-Mode $m = 2$ von 19 dB im Ansaug- und 11 dB im Ausblaskanal erreicht werden. Bemerkenswerterweise sind auch bei einseitiger Kontrolle entweder im Ansaug- oder im Ausblaskanal deutliche Minderungen im jeweils nicht kontrollierten Kanalsegment beobachtet worden. Die physikalischen Gründe führen die Autoren auf die Positionierung der Sekundärquellen im Bereich der Primärquellen zurück.

Ein ähnliche Beobachtung konnte in den Untersuchungen von Genoulaz et al. [45] gezeigt werden. Die gezielte Kontrolle der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} , mit einer Minderungen von 10 dB im Fernfeld auf der Zuströmseite des Fans, hatte ebenso eine Minderung der nicht geregelten *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} von 5 dB zur Folge. In dieser Arbeit wurden ein Fan-Modell einer realen Triebwerkskonfiguration verwendet, deren Statorschaufeln mit jeweils einem Piezo-Aktuator als sekundäre Dipolquelle instrumentiert waren. Zusätzlich wurden Piezo-Aktuatoren an der Gehäusewand zwischen jeweils zwei Statorschaufeln implementiert.

Abstimmbare Resonatoren

In einer Reihe von Arbeiten von Gorny et al. [46] und [47], Gorny und Koopmann [48] sowie Gorny [49] wurden abstimmbare Viertel-Wellenlängen-Resonatoren als Sekundärquellen verwendet. Diese waren äquidistant über den Gehäuseumfang wandbündig in der Rotorebene eines Versuchsventilators platziert. Angeregt durch die instationären periodischen Druckschwankungen an der Gehäusewand als Folge der vorbeilaufenden Blattspitzen des Rotors war bei Verwendung der gleichen Anzahl von Resonatoren wie Statorschaufeln sichergestellt, dass das angeregte Schallfeld in seinen Umfangsmodenordnungen m den *RSI*-Moden im Primärschallfeld bei der jeweiligen *BPF*-Harmonischen entsprach.

Der teleskopartige Aufbau erlaubte eine Längenänderung der Resonator-kammer und damit eine Frequenzabstimmung. Zur Kontrolle von Amplitude und Phase des Sekundärschallfeldes konnten die Axial- und Umfangsposition der Resonatoren angepasst werden. Durch die Veränderung der Impedanz der Resonatoren mittels gegeneinander verdrehbarer Lochscheiben an der Gehäusewand war eine Feinjustierung von Amplitude und Phase in einem schmalen Bereich möglich. Es wurden Minderungen von bis zu 24 dB bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} sowie bis zu 5 dB im Breitbandgeräusch ohne negative Auswirkungen auf die Aerodynamik beobachtet.

Herschel-Quincke-Rohre

Etwas unterschiedlicher in ihrer Wirkungsweise verhalten sich Herschel-Quincke (*HQ*)-Rohre, auch Resonatoren oder Wellenführungsrohre genannt. Dabei handelt es sich um *U*-förmige Rohrelemente, die mit beiden offenen Enden wandbündig in Umfangsrichtung äquidistant über das Zu- oder Abströmgehäuse einer Strömungsmaschine angeordnet sind. Vereinfacht erklärt beruht das Wirkprinzip auf einer Phasenverschiebung infolge einer Laufzeitverzögerung des durch die *HQ*-Rohre geführten Schalls. Dieser wird dem Strömungskanal an der ersten Öffnung in Ausbreitungsrichtung „entnommen“ und durch die zweite axial versetzte Öffnung wieder „zugeführt“. Für die richtigen Parameter kann so eine gegenphasige Überlagerung erreicht werden. Das Verhältnis der Rohrelementlängen zum Abstand der axialen Öffnungen im Strömungskanal ist daher ein wichtiger Auslegungsparameter.

Als Beispiele für derartige Anwendungen seien hier die Arbeiten von Smith und Burdisso [50] sowie Riva et al. [51] aufgeführt. In beiden Arbeiten waren zusätzlich Absorber in der Gehäusewand eingesetzt. Bei Smith und Burdisso [50] können die Längen der *HQ*-Rohre durch flexible Verbindungselemente verändert werden. Ebenso wurden verstellbare „Drossel“-Klappen in die *HQ*-Elemente eingesetzt. Beide Methoden zielten auf die Anpassung der Resonanzfrequenz bei verschiedenen Drehzahlen ab. Die Arbeit von Riva et al. [51] setzt diese Methode im *ANC-Fan* der *NASA* im Abströmkanal ein, um so auch das nach hinten abgestrahlte Fan-Geräusch zu mindern. Die *HQ*-Elemente sind dabei im Gehäuse und auf der Nabe verteilt. Die im rückseitigen Fernfeld erreichten Minderungen betragen 2,6 dB in der Schallleistung bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} sowie 1,4 dB im Breitbandgeräusch zwischen dem 1,5- bis 2,5-fachen der *BPF*.

Zylindrische Störkörper

Es ist auch möglich, Einlaufstörungen in Form von Nachläufen stromauf platzierter zylindrischer Störkörper (*Wake Generator*) gezielt für die Geräuschminderung zu nutzen. Die Interaktion der Zylinder-Nachläufe mit den Rotorscheaufeln führt zur Anregung instationärer, periodischer Oberflächenkräfte auf den Rotorscheaufeln. In diesem Fall ist der Rotor die sekundäre Schallquelle. Die Anregung der entsprechenden Modenordnungen erfolgt hier ebenfalls nach Tyler & Sofrin [16]. Wird die gleiche Anzahl von Störkörpern wie Statorschaufeln verwendet, so sind die Ordnungen beider Interaktionsmoden in Primär- und Sekundärschallfeld gleich. Durch den Axialabstand sowie die radiale Eindringtiefe kann die Amplitude und durch die relative Umfangsposition der Zylinder zu den Statorschaufeln die Phase eingestellt werden.

In Polacsek und Desbois-Lavergne [52] konnte mit einem verdrehbaren Ring mit 11 zylindrischen Störkörpern in der Zuströmung eine Minderung bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF}

von 8 dB erreicht werden. Kota und Wright [53] zeigten mit einem Aufbau verstellbarer Zylinderlängen Minderungen im Pegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} von bis zu 25 dB.

Drucklufteinblasung

Die bekannteste Anwendung der Drucklufteinblasung ist das Auffüllen der Nachläufe einer stromauf befindlichen Schaufelreihe, das sog. *Trailing Edge Blowing* (*TEB*). Ziel ist die Homogenisierung der Abströmung, um so eine Interaktion mit der nachfolgenden Schaufelreihe und damit den primären Mechanismus der tonalen Geräuschanregung zu beeinflussen. Bei dieser Methode der Geräuschkinderung wird kein Sekundärschallfeld angeregt.

In den Arbeiten von Leitch et al. [54] und [55] sowie Rao et al. [56] wird *TEB* angewendet, um die Nachläufe stromauf befindlicher Streben (*Struts*) in der Zuströmung eines Triebwerksmodells aufzufüllen. Es konnte eine Minderung von bis zu 8,9 dB im Schalldruckpegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} erreicht werden. In jedem Fall war hier eine Minderung bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} mit *TEB* für alle Betriebspunkte zu beobachten. Die benötigte Einblasmenge betrug dabei unter $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} < 1,0\%$ des vom Triebwerksmodell geförderten Gesamtmassenstroms.

Sutliff et al. [57] verwendeten für die Ausblasung aus der Hinterkante des Rotors den *ANC-Fan* der *NASA*. Neben den experimentellen akustischen Untersuchungen im Ansaug- und Ausblaskanal sowie im Fernfeld wurde mittels eines analytischen Modells eine Vorhersage für die zu erwartenden Minderungen berechnet. Es konnte für die ersten drei *BPF*-Harmonischen Minderungen in der Schalleistung von 11,5 dB; $-0,1$ dB; und 7,2 dB im Ansaug- sowie 11,4 dB; 11,8 dB und 19,4 dB im Ausblaskanal erreicht werden. Die dabei verwendete Einblasmenge lag unter $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} < 2,0\%$.

Am selben Versuchsstand wurden in einer Serie von drei zusammenhängenden Veröffentlichungen die Einblaskonfigurationen sowie die Ausblasöffnungen an den Hinterkanten des Rotors variiert. Ziel war es, möglichst hohe Minderungen bei geringen Einblasmassenströmen zu erreichen. So verwendete Halasz et al. [58] das *TEB* nur an jeder zweiten Rotorschaukel, was idealerweise zu einer Halbierung der Frequenz der *BPF* führt. In Kombination mit einem entsprechend ausgelegten Absorber konnte so eine Minderung der Schalleistung im Ansaugkanal von 14,1 dB bei einem Einblasmassenstrom von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} < 0,9\%$ erreicht werden. Bei vollständigem *TEB* fällt die Minderung zwar um ca. 3 dB höher aus, jedoch ist auch die Einblasmenge höher. In den Arbeiten von Langford et al. [59] sowie [60] erfolgte die Optimierung der Ausblasöffnungen an einer zweidimensionalen Gitterkaskade und die Übertragung auf eine dreidimensionale Fan-Schaukel, die anschließend im *ANC-Fan* der *NASA* vermessen wurde.

In weiteren Untersuchungen der *NASA* wurde *TEB* an einem Modell eines modernen Triebwerkes im Windkanal angewendet. Fite et al. [61] führten akustische und aerodynamische Untersuchungen bei verschiedenen Betriebsbedingungen durch. Der auf eine Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 2\%$ ausgelegte *TEB*-Fan sollte die gleichen aerodynamischen Eigenschaften aufweisen wie der Basis-Fan. In der Arbeit von Woodward et al. [62] wurden Einblaskonfiguration in Spannweitenrichtung sowie die Variation der Anzahl der ausblasenden Schaufeln bei verschiedenen Einblasmengen untersucht. Insgesamt konnte eine Minderung der gesamten Schalleistung über einen Frequenzbereich von 20 kHz um 2 dB gezeigt werden. Dabei be-

trug die Minderung im Breitbandanteil für alle untersuchten Betriebsbedingungen immer ca. 1,5 dB, wohingegen die verschiedenen *BPF*-Harmonischen unterschiedlich stark gemindert wurden.

Ein komplett anderer Ansatz zur Drucklufteinblasung wurde in Sawyer und Fleeter [63] verfolgt. In diesem Fall wird Druckluft instationär über poröse Oberflächen saug- und druckseitig aus den Statorschaufeln ausgeblasen. Der Minderungsmechanismus basiert auf der Generierung von Volumenquellen als Sekundärschallquellen auf den Statorschaufeln. Um mit diesem System höhere Umfangsmode zu generieren muss die Druckluftzuführung zeitlich versetzt erfolgen. Kernstück ist daher ein auf die Drehzahl des Rotors synchronisiertes rotierendes Ventil als Aktuator. Die Anzahl der Anschlüsse im rotierenden Teil ist gleich der Anzahl der Rotorschaufeln. Die Anzahl der Anschlüsse im stehenden Teil entspricht der Anzahl der Statorschaufeln. Die so erzeugte Pulsreihenfolge generiert eine Modenordnung, die der *RSI*-Modenordnung entspricht. Mit dieser Methode konnten Minderungen von 9 dB im Ansaug- und 5 dB im Ausblaskanal für die *RSI*-Mode bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} mit einer Einblasmenge von nur 0,2% erreicht werden.

1.4 Einordnung, Motivation und Ziele der vorliegenden Arbeit

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft *DFG* an der Technischen Universität Berlin geförderten Sonderforschungsbereiches *SFB 557* „Kontrolle komplexer turbulenter Scherströmungen“. Über die gesamte Laufzeit des *SFB 557* von Juli 1998 bis Juni 2010 war das Teilprojekt B4 mit dem Titel „Aktive Minderung des Drehklangs axialer Strömungsmaschinen durch Beeinflussung der Strömung im Bereich der Laufradschaufeln“ vertreten. Die Ergebnisse der dritten und vierten Förderphase aus diesem Teilprojekt bilden die Basis der vorliegenden Arbeit.

Am *SFB 557* waren die Technische Universität Berlin mit dem Institut für Strömungsmechanik und Technische Akustik (*ISTA*), dem Institut für Luft- und Raumfahrt (*ILR*), dem Institut für Mess- und Regelungstechnik (*MRT*) sowie dem Fachbereich Mathematik beteiligt. Ebenso waren beteiligt das Deutsche Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. (*DLR*), das Konrad-Zuse-Institut *ZIB* und die Freie Universität Berlin. Im Teilprojekt B4 erfolgte eine enge Kooperation zwischen dem *ISTA* sowie der Abteilung Triebwerksakustik des Instituts für Antriebstechnik des *DLR*.

Inhaltliche Schwerpunkte im *SFB 557* waren die Beeinflussung, Steuerung und Regelung von technischen Strömungen. Durch die entwickelten aktiven Maßnahmen, die im wesentlichen auf Drucklufteinblasungen sowie Lautsprecheraktuation beruhten, konnte z.B. der Auftrieb von Tragflügeln im Hochauftrieb verbessert, der druckinduzierte Widerstand von Fahrzeugen verringert, der Kennlinienbereich einer Turbomaschine erweitert und die Verbrennung bzgl. Schadstoffemissionen und Stabilität beeinflusst werden. Dabei erfolgte eine enge Kooperation zwischen den Teildisziplinen der Modellierung, der Steuerung und Regelung sowie der numerischen Simulation und des Experiments. Eine Vielzahl der Arbeiten finden sich z.B. in den Tagungsbänden der *Active Flow Control Conference I* und *II* von King et al. [64] und [65].

1.4.1 Motivation

Die bisher veröffentlichten aktiven Maßnahmen zur Minderung des Drehklangs mittels Lautsprechern und aktiven Statoren weisen ein hohes Maß an Komplexität auf. Diese Methoden erfordern zuverlässige, leistungsstarke Aktuatoren, vielkanalige Controller und Verstärker sowie eine Vielzahl von Fehlersensoren. Eine Anwendung im Luftfahrtbereich ist auf Grund des hohen Eigengewichtes und Platzbedarfs sowie der Zuverlässigkeit als Nachweis bei der Zertifizierung derzeit noch nicht möglich. Hinzu kommt, dass durch die immer höheren Nebenstrom-Verhältnisse die Einläufe und Nebenstromkanäle relativ zum Durchmesser der Triebwerke kürzer werden. Damit steht auch weniger Fläche für eine Absorber-Auskleidung zur Verfügung, welche durch die Einkopplung von Lautsprechern weiter reduziert würde.

Für eine aktive Geräuschkinderungen in Triebwerksanwendungen wären daher leichte, zuverlässige und einfach zu installierende Aktuatoren von Vorteil, deren Flächenbedarf die wirksame Absorberfläche gar nicht oder nur unwesentlich mindern. Das Einblasen von Druckluft könnte hier eine mögliche Alternative liefern. Die benötigte Druckluft würde als Zapfluft dem Verdichter entnommen werden. Dies geschieht bereits im umfangreichen Maße z.B. für die Kühlung der Hochdruckturbinen oder die Versorgung der Flugzeugkabine. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass die entnommene Druckluft für die Leistungsumsetzung im Triebwerk nicht mehr zur Verfügung steht.

Ein derartiges System würde jedoch nur im Landeanflug zum Einsatz kommen, wo die Triebwerke im unteren Leistungsbereich bei relativ niedrigen Drehzahlen arbeiten. In dieser Flugphase ist die Rotor-Stator Interaktion der Fan-Stufe eine wesentliche Geräuschquelle. Im Landeanflug wird teilweise Druckluft über Ventile in den Nebenstrom-Kanal abgeblasen, um den Verdichter zu entlasten. Für diese Flugphase sollte daher ein Geräuschkinderungssystem basierend auf der Einblasung von Druckluft bzgl. der Leistungsbilanz möglich sein.

Wie in Abschnitt 1.3.2 berichtet, kann der Entstehungsmechanismus der tonalen Fan-Geräusche durch das sog. *Trailing Edge Blowing* - (*TEB*) mittels Einblasung aus der Schaufelhinterkante erheblich reduziert werden. Die Einblasmengen mit $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} \approx 2,0\%$ fallen jedoch relativ hoch aus, da der Nachlauf über nahezu die komplette Schaufelhöhe stationär aufgefüllt werden muss.

Der in dieser Arbeit vorgestellte Ansatz beinhaltet das stationäre Einblasen von Druckluft in den Blattspitzenbereich zwischen Rotor und Stator (Fan und *OGV*) aus der Gehäusewand über wandbündig auf dem Umfang verteilte Düsen. Der Wirkmechanismus beruht dabei auf der Interaktion der Rotorströmung mit den Einblasstrahlen, wodurch zusätzliche instationäre, periodische Oberflächenkräfte auf den Rotorschaukeln angeregt werden. Obwohl die Einblasung stationär erfolgt, wird die Anregung auf Grund der Drehung des Rotors instationär. Die Anpassung der Amplitude des so generierten Sekundärschallfeldes erfolgt im wesentlichen durch die Einblasmenge. Eine Anpassung der Phasenlage wird durch die Änderung der Umfangsposition der Düsen relativ zur Position der Vorderkanten des Stators erreicht. Um im Sekundärschallfeld die gleiche Umfangsmodenordnung m zu generieren, wird die gleiche Anzahl von Einblasdüsen wie Statorschaukeln verwendet. Mit dieser Methode können Pegelminderungen der jeweiligen dominanten *RSI*-Moden von ca. 25 dB bei den *BPF*-Harmonischen mit einer Einblasmenge von unter $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} < 0,9\%$ des geförderten Massenstroms ohne Einblasung erreicht werden.

1.4.2 Vorarbeiten zur Pegelminderung der Blattpassierfrequenz

Einen umfassenden Überblick der vorab durchgeführten Arbeiten und Experimente in der ersten und zweiten Förderperiode des *SFB 557* am verwendeten Prüfstand zur Geräuschkinderung bei der Blattpassierfrequenz mittels zusätzlich angeregter Gegenschallquellen auf dem Rotor liefert die Dissertation von Schulz [66] sowie die Arbeiten von Schulz et al. [67], [68] und [69]. Hier werden verschiedene Ansätze und Aktuatoren diskutiert. Als Aktuatoren kommen zylindrische Störkörper stromauf und stromab des Rotors, profilierte Störkörper in der Rotorzuströmung, verstellbare stationäre Lippen sowie instationäre piezo-elektrische Aktuatoren zur Veränderung der Gehäusekontur im Bereich der Rotorvorderkanten und schließlich das stationäre und instationäre Einblasen von Druckluft über wandbündige in der Gehäusewand integrierte Düsen zum Einsatz.

Zentraler Schwerpunkt dieser Arbeiten war die gezielte Pegelminderung der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} . Zunächst wurden die oben genannten Methoden für eine Ventilator-Konfiguration mit $Z = 16$ Rotor- und $V = 16$ Statorschaufeln angewendet. Damit konnte erfolgreich die ebene Welle als dominante *RSI*-Mode gemindert werden. Mit den piezo-elektrischen Aktuatoren wurden Minderungen von 5 dB bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} im Abströmkanal erreicht.

In Schulz et al. [70] und [71] wurde das stationäre und instationäre Einblasen von Druckluft in den Blattspitzenbereich des Rotors über wandbündige am Umfang verteilte Düsen erstmalig untersucht. Mit instationärem Einblasen konnten Minderungen von bis zu 23 dB im Schalldruckpegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} im Ausblaskanal bei Minderung der ebenen Welle gezeigt werden. Die Experimente wurden bei sehr niedrigen Drehzahlen durchgeführt. Hintergrund war die Verfügbarkeit schnellschaltender Ventile, welche auf die Frequenz von f_{1BPF} getaktet wurden und die nur bis Schaltfrequenzen von 200 Hz erhältlich waren. Später standen dann auch Ventile mit einer Schaltfrequenz von $f = 1200$ Hz zur Verfügung (vgl. Schulz [66]). Die Motivation beim instationären Einblasen war es, eine Minderung der nötigen Einblasmenge zu erreichen. Die Einblasung sollte dabei nur aktiv sein, wenn eine Rotorschaufel die Düsen passiert. Allerdings stellen die Ventile Volumenquellen mit einem hohen Schallpegel dar. Hinzu kommt ein unzuverlässiger Betrieb besonders für die Ventile mit hoher Schaltfrequenz, so dass dieser Ansatz nicht weiter verfolgt wurde.

Im Vergleich aller untersuchten Methoden kristallisierte sich das stationäre Einblasen von Druckluft als effektivste Methode mit hohen Pegelminderungen bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} heraus. Mit Änderung der Anzahl der Rotorschaufeln auf $Z = 18$ konnte dann erfolgreich gezeigt werden, dass diese Methode auch für Schallfelder höherer Umfangsmodenordnungen bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} (*RSI*-Mode $m = 2$) anwendbar ist. So sind in den Arbeiten von Schulz et al. [69] sowie [72] Pegelminderungen für diese Frequenz von 20 dB im Ausblaskanal bei Minderung der dominanten *RSI*-Mode $m = 2$ um bis zu 30 dB gezeigt worden. Der Einfluss des Einblaswinkels bzgl. der Gehäusewand auf die Pegelminderungen dieser Komponente wurde in der Arbeit von Schulz et al. [73] ebenso untersucht.

1.4.2.1 Untersuchungen zur Regelung

Neben den grundsätzlichen Untersuchungen zur Geräuschkinderung mittels Drucklufteinblasung gab es verschiedene Ansätze zum Aufbau eines geschlossenen Regelkreises. Da das

Sekundärschallfeld erst im laufenden Betrieb durch die Wechselwirkung von Rotor und Einblasstrahlen generiert wird, können die Regelungsansätze der Lautsprecher- und aktiven Statormethoden hier nicht eingesetzt werden. Eine Bestimmung von Übertragungsfunktionen zwischen Sensor und Aktuator (Düse) ist somit nicht möglich.

Zunächst wurde daher auf den Extremwertregler als Ansatz zurückgegriffen. Dieses gradientenbasierte Optimierungsverfahren eignet sich besonders für nichtlineare Prozesse, in denen eine Systembeschreibung nur sehr vereinfacht oder gar nicht möglich ist. Das System muss jedoch ein Optimum besitzen. Der Extremwertregler überlagert den Eingang eines Systems (Stellgröße) mit einem periodischen Signal und wertet die Systemantwort (Regelgröße) hinsichtlich eines Gradienten aus. Eine detaillierte Systemkenntnis ist nicht nötig (*Black Box*). Nähere Informationen zum Extremwertregler finden sich in Kristic und Wang [74].

In der Arbeit von Gawron et al. [75] wurde der Extremwertregler zur Optimierung der Einblasmenge für die Anpassung der Amplitude bei einer festen Umfangsposition angewendet. Regelgröße war der aus mehreren Mikrofonen gemittelte Schalldruckpegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} . In weiteren Arbeiten von Lemke et al. [76], [77] sowie [78] erfolgte die Erweiterung auf eine Zweigrößenregelung. So konnte neben der Einblasmenge auch die Umfangsposition der Düsen mittels einer drehbaren Verstellrichtung (Drehkanal) und damit die Amplitude und die Phase gleichzeitig angepasst werden. Die aufgebaute Regelung zeigte eine gute Robustheit gegenüber Störungen wie z. B. Änderungen im Betriebspunkt. Allerdings ist die Regelzeit zum Erreichen des Optimums sehr groß. Weiterhin findet auf Grund der Natur des Extremwertreglers fortwährend eine Perturbation des Eingangssignals auch nach Erreichen des Optimums statt, so dass Schwankungen im geminderten Pegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} verbleiben. Die Pegelminderungen fallen damit im Gegensatz zum Fall ohne Regelung (Steuerung) geringer aus.

Um die Regelzeiten zu reduzieren, sollte ein Regler basierend auf einer Systembeschreibung entwickelt werden. Hierzu wurde der in Lemke et al. [79] beschriebene lineare Zusammenhang zwischen der Umfangsposition der Düsen und der Phase des Sekundärschallfeldes in die Regelung implementiert. Die Ergebnisse sind in den Arbeiten von Lemke et al. [80] und [81] dargestellt. Als Regelgröße wurde nun nicht mehr der gefilterte Pegel bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} der gemittelten Mikrofonensignalen verwendet. Stattdessen zielte die Regelung auf den Anpassungsfehler in der Phasendifferenz zum gegenphasigen Zustand ($\Delta\phi = 180^\circ$) zwischen den *RSI*-Moden von Sekundär- und Primärfeld ab. Die Bestimmung von Amplitude und Phase der zu kontrollierenden *RSI*-Mode erfolgte dabei in Echtzeit mit Hilfe eines erweiterten Kalman-Filters nach Gelb [82]. Der eigentliche Regler konnte durch eine *PI*-Regelung angenähert werden. Mit diesem Ansatz war es ebenso möglich die Phasenlage der *RSI*-Mode bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} zu regeln. Die Regelungszeit wurde um das 15-fache reduziert.

1.4.3 Ziele der vorliegenden Arbeit

Im Vordergrund steht die Weiterentwicklung und Erweiterung der Methode der Druckluft-einblasung in den Blattspitzenbereich über Düsen in der Gehäusewand auf die Minderung höherer harmonischer Drehklanganteile. Dabei ist die Beeinflussung der entsprechenden *RSI*-Moden bei den höheren *BPF*-Harmonischen von besonderem Interesse. Ebenso soll die Me-

thode hinsichtlich der Beeinflussung der zugehörigen radialen Modenordnungen untersucht werden. Die Untersuchungen werden zunächst mit einem Düsenring durchgeführt.

Für die Beeinflussung mehrerer höher harmonischer Schallfeldanteile ist die Fragestellung nach der spektralen Zusammensetzung¹ der einzelnen Anteile im Sekundärschallfeld von erheblicher Bedeutung. Dies ist wesentlich, um Pegelminderungen für mehrere Drehklangannteile möglichst simultan für bestimmte Einblasmengen und Umfangspositionen der Düsen zu erreichen. Ziel ist es, eine möglichst gute Nachbildung der spektralen Zusammensetzung des Primär- im Sekundärschallfeld zu erreichen. Hierfür sollen die verschiedenen Einblasparameter der Düsen wie Einblaswinkel, Einblasrichtung sowie die Düsengeometrie auf die erreichbaren Pegelminderungen und Phasenlagen untersucht werden.

Für die gezielte simultane Minderung zweier Schallfeldanteile soll eine axial gestaffelte Düsenanordnung mit zwei gegeneinander verdrehbaren Düsenringen eingehend untersucht werden. Dies wird am Beispiel der simultanen Minderung der dominanten Interaktionsmoden bei der ersten und zweiten Harmonischen der *BPF* demonstriert.

In beiden Fällen der Beeinflussung sowohl mit einem als auch mit zwei axial gestaffelten Düsenringen ist die modellhafte Systembeschreibung hinsichtlich einer praktischen Anwendung ein wesentliches Ziel der vorliegenden Arbeit. Diese soll semi-empirisch erfolgen, um mit Hilfe einer Kalibrationsmessung für eine bestimmte Einblaskonfiguration das komplette System beschreiben zu können und somit die optimalen Einblasparameter für die Pegelminderungen vorherzusagen.

Die Untersuchungen finden an einem inkompressiblen Ventilatorprüfstand mit einer maximalen Umfangsmachzahl an der Blattspitze von $Ma_{Tip} = 0,22$ statt. Dies stellt gegenüber realistischen Triebwerksanwendungen eine erhebliche Vereinfachung dar. Die grundlegenden Phänomene der tonalen Geräuschanregung durch die Rotor-Stator Interaktion (*RSI*) und deren aktive Minderung durch die vorgestellte Methode als Ziel der Arbeit können jedoch umfangreich untersucht werden. Wie bereits erwähnt, ist für Triebwerke im unteren Drehzahlbereich beim Landeanflug die Rotor-Stator Interaktion *RSI* der dominante Quellmechanismus für das tonale Fangeräusch.

Auf Grund der sehr geringen Versuchskosten lassen sich zahlreiche Parametervariationen mit dem Ventilatorprüfstand einfach und schnell durchführen. Quellmechanismen die auf trans- und supersonischen Effekten beruhen, wie die Schallabstrahlung der umlaufenden Druckfelder der Rotorschaukeln (*Rotor-Alone-Noise*) oder auch die Verdichtungsstöße an den Schaufelspitzen (*Buzz-Saw-Noise*), können mit dem verwendeten Prüfstand nicht untersucht werden.

¹In der vorliegenden Arbeit wird der Begriff „spektrale Zusammensetzung“ auf die Amplituden und Phasenbeziehungen zwischen den einzelnen *RSI*-Moden der *BPF*-Harmonischen bezogen.

2 Theoretische Grundlagen

Im Folgenden werden einige theoretische Betrachtungen zu den strömungsmechanischen und strömungsakustischen Vorgängen in Turbomaschinen vorgestellt. Dabei handelt es sich jedoch nur um einen einführenden Überblick, um die in der vorliegenden Arbeit auftretenden Fragestellungen zu bearbeiten. Für weitere Informationen wird an entsprechender Stelle auf die einschlägige Fachliteratur verwiesen.

2.1 Strömungsmechanische Grundlagen in einem Axialventilator

Für die Experimente wird ein Axialventilator mit einer maximalen axialen Anströmmachzahl von $Ma_{1x} = 0,13$ bei einer maximalen Blattspitzenmachzahl von $Ma_{Tip} = 0,22$ verwendet. Damit können alle Strömungsvorgänge als inkompressibel betrachtet werden.

2.1.1 Dimensionslose Kenngrößen

Um Ventilatoren hinsichtlich ihrer aerodynamischen Eigenschaften global zu bewerten bzw. zu vergleichen, haben sich verschiedene dimensionslose Kennzahlen etabliert. Für den geförderten Volumenstrom wird die Lieferzahl φ nach Gl. (2.1) eingeführt. Diese bezieht den vom Ventilator geförderten Volumenstrom Q auf einen theoretischen Referenzvolumenstrom, der durch die Querschnittsfläche des Rotors mit der Umfangsgeschwindigkeit u_{Tip} an der Blattspitze fließt. Der Durchmesser des Rotors ist dabei mit D_R gegeben.

$$\varphi = \frac{Q}{u_{Tip} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot D_R^2} \quad (2.1)$$

Eine weitere wichtige Kennzahl ist die Druckzahl ψ nach Gl. (2.2), die den erzeugten Gesamtdruckanstieg Δp_t auf einen dynamischen Druck bezieht, der aus der Dichte ρ und der Umfangsgeschwindigkeit u_{Tip} an der Blattspitze gebildet wird.

$$\psi = \frac{\Delta p_t}{\frac{\rho}{2} \cdot u_{Tip}^2} \quad (2.2)$$

Für eine Aussage über die aerodynamische Güte einer Turbomaschine dient im Allgemeinen die Berechnung des Wirkungsgrads. Im Fall eines Ventilators wird die umgesetzte Strömungsleistung als Produkt von erzeugtem Gesamtdruckanstieg Δp_t und gefördertem Volumenstrom Q auf die von der Rotorwelle zugeführte mechanische Leistung P_{Mech} nach Gl. (2.3) bezogen:

$$\epsilon = \frac{Q \cdot \Delta p_t}{P_{Mech}}. \quad (2.3)$$

Detaillierte Informationen zu diesem Thema oder zu weiteren Kennzahlen für Ventilatoren finden sich in Eck [83].

2.1.2 Geschwindigkeitsdreiecke

Die idealisierten Strömungsvorgänge in Turbomaschinen werden über die in Abbildung 2.1 dargestellten vektoriellen Geschwindigkeitsdreiecke für eine Rotor-Stator Konfiguration beschrieben. Diese stellen einen Bezug zwischen den Geschwindigkeitskomponenten dar, die von einem Beobachter im feststehenden Absolutsystem (Stator) und einem sich mit der Umfangsgeschwindigkeit \vec{u} im mitbewegten Relativsystem (Rotor) befindlichen Beobachter wahrgenommen werden. Die Indizes 1,2 und 3 bezeichnen die Ebenen vor dem Rotor, zwischen Rotor und Stator sowie stromab des Stators.

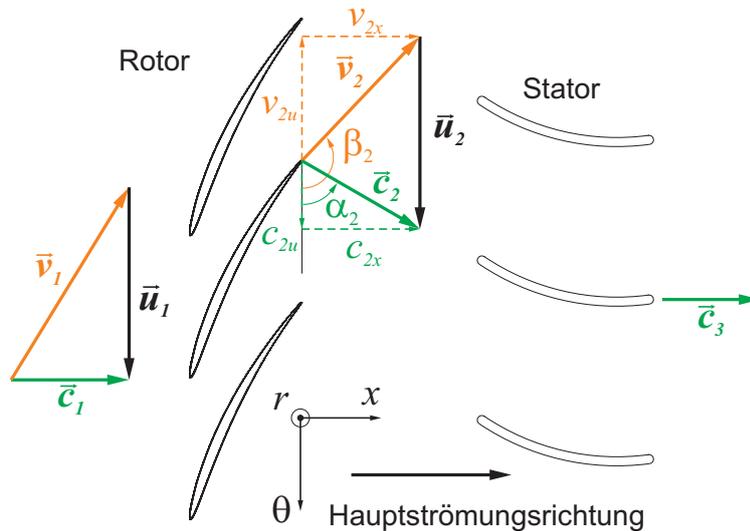


Abb. 2.1: Geschwindigkeitsdreiecke im Zylinderschnitt einer Rotor-Stator Stufe.

Die kinematische Kopplung beider Systeme erfolgt über die Galilei-Transformation in der Form:

$$\vec{c} = \vec{v} + \vec{u}. \quad (2.4)$$

In einem Ventilator wird ein Volumenstrom Q gegen einen Druckanstieg Δp gefördert. Dabei wird an der Strömung über die Rotorbeschaufelung Arbeit verrichtet. Die zugeführte Arbeit bzw. spezifische Arbeit ergibt sich aus der Euler'schen Turbinengleichung zu:

$$\frac{P}{\dot{m}} = u_2 c_{2u} - u_1 c_{1u}. \quad (2.5)$$

Die Gl. (2.5) beschreibt die zugeführte spezifische Arbeit P/\dot{m} als Dralländerung aus dem Produkt der Umfangskomponenten über den Rotor. Über den nachgeschalteten Stator wird

die Drallkomponente c_{2u} in eine zusätzliche statischen Druckerhöhung umgewandelt. Die Statorabströmung \vec{c}_3 ist dann im Idealfall drallfrei. Im Fall mehrstufiger Maschinen wird die Strömung durch den jeweils nachgeschalteten Stator so umgelenkt, dass die nachfolgende Stufe möglichst optimal angeströmt wird.

In einer Turbomaschine kommt es auf Grund der reibungsbehafteten Strömung, der Drehung des Rotors sowie des umlaufenden Kopfspaltes zwischen Rotor und Gehäusewand zu Abweichungen in den beschriebenen idealisierten Strömungsvorgängen. Auf diese Sekundärströmungseffekte soll hier jedoch nicht weiter eingegangen werden. Weitere Informationen zu den Strömungsvorgängen in Triebwerken finden sich z.B. in Bräunling [9] oder Lakshminarayana [84]. Für Ventilatoren sei wieder auf Eck [83] hingewiesen.

2.2 Grundlagen zur Akustik von Turbomaschinen

In diesem Abschnitt wird ein kurzer Überblick über die Quellmechanismen zur Schallentstehung in axialen Turbomaschinen gegeben, um die in der Arbeit vorgestellte Methode zur aktiven Geräuschminderung in ihrem grundlegenden Wirkmechanismus einordnen zu können.

2.2.1 Beschreibung der Quellmechanismen

Die im Jahre 1952 von Lighthill [85] beschriebene akustische Analogie bildet die Grundlage aller Arbeiten auf diesem Gebiet. Lighthill leitete ohne Linearisierung eine inhomogene Wellengleichung aus den Erhaltungsgleichungen der Strömungsmechanik für Masse und Impuls her:

$$\frac{\partial^2 \rho'}{\partial t^2} - \frac{1}{a_0^2} \frac{\partial^2 \rho'}{\partial x_i^2} = \frac{\partial^2 T_{ij}}{\partial x_i \partial x_j}. \quad (2.6)$$

Der Term auf der rechten Seite von Gl. (2.6) stellt einen örtlich begrenzten Quellterm mit dem nach Lighthill benannten Spannungstensor T_{ij} dar. Ist die rechte Seite Null, so wird Gl. (2.6) zur homogenen Wellengleichung und beschreibt die Schallausbreitung in einem ruhenden Fluid mit der Schallgeschwindigkeit a_0 für die Dichteschwankungen ρ' .

Der Lighthill'sche Spannungstensor ergibt sich zu:

$$T_{ij} = \rho c_i c_j - \tau_{ij} + (p - a_0^2 \rho) \delta_{ij}. \quad (2.7)$$

In Gl. (2.7) bedeuten c_i sowie c_j die turbulenten Geschwindigkeiten in der Quellregion, τ_{ij} bezeichnet den Reynolds'schen Schubspannungstensor und δ_{ij} das Kronecker Symbol mit $\delta_{ij} = 1$ für $i = j$ und $\delta_{ij} = 0$ für $i \neq j$. Damit stellen turbulente Geschwindigkeitsschwankungen eine Schallquelle dar, welche durch die linke Seite von Gl. (2.6) in das umgebende ruhende Fluid als Schall abgestrahlt wird. Erstmals konnte so in den 1950er-Jahren das Strahlgeräusch von Triebwerken über die turbulenten Schwankungen in der Scherschicht zwischen Strahl und Umgebung beschrieben werden.

Die weiteren Betrachtungen beruhen auf der integralen Lösung der Lighthill-Gleichung Gl. (2.6) im akustischen Fernfeld unter Berücksichtigung verschiedener Randbedingungen

und einer überlagerten Strömung. Im Fall einer Turbomaschine gibt es begrenzende Flächen durch Rotoren, Statoren sowie der Ummantelung, wobei es zu Wechselwirkungen zwischen der Strömung und den Oberflächen kommt. Stationäre Oberflächen wurden erstmalig 1955 in der Arbeit von Curle [86] in die theoretische Beschreibung der Quellmechanismen einbezogen. Die 1969 erschienene Arbeit von Ffowcs-Williams und Hawkins [87] beschreibt die Quellmechanismen für das Vorhandensein bewegter Oberflächen in einer Strömung sowie deren Wechselwirkung und Abstrahlung in den Raum. Diese Formulierung in ortsfesten Koordinaten hat sich für Rotoren als ungünstig erwiesen, so dass Goldstein [88] in seiner Arbeit von 1974 die Lösung von Ffowcs-Williams und Hawkins in ein mitbewegtes rotorfestes Koordinatensystem η_i überführte:

$$\begin{aligned} \rho'(x_i, t) = & \underbrace{\frac{1}{4\pi a_0^2} \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} \int_V \left[\frac{T_{ij}}{r|C|} \right] dV(\eta_i)}_{\text{Quadrupol}} - \underbrace{\frac{1}{4\pi a_0^2} \frac{\partial}{\partial x_i} \int_S \left[\frac{f_i}{r|C|} \right] dS(\eta_i)}_{\text{Dipol}} + \dots \quad (2.8) \\ & \dots - \underbrace{\frac{1}{4\pi a_0^2} \frac{\partial}{\partial x_i} \int_{V_c} \left[\frac{\rho_0 a_j}{r|C|} \right] dV(\eta_i)}_{\text{Dipol}} + \underbrace{\frac{1}{4\pi a_0^2} \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} \int_{V_c} \left[\frac{\rho_0 V_i V_j}{r|C|} \right] dV(\eta_i)}_{\text{Quadrupol}}. \end{aligned}$$

Der Vorteil einer Beschreibung im mitbewegten Koordinatensystem liegt darin, die Oberflächen- und Volumenquellen als stationär betrachten zu können. Gl. (2.8) beschreibt die Schallabstrahlung in einen unbegrenzten Raum und stellt einen entscheidenden Beitrag zum theoretischen Verständnis der Quellmechanismen in Turbomaschinen dar. Goldstein [88] gibt auch eine Lösung für die Schallabstrahlung in einen Strömungskanal an. Für eine solche Formulierung ist jedoch die Unterteilung der einzelnen Quellmechanismen auf Grund der komplexen Randbedingungen nicht sofort ersichtlich.

Die Gl. (2.8) beschreibt die Schallabstrahlung für Dichteschwankungen ρ' , welche messtechnisch sehr schwer zu erfassen sind. Mit der Annahme eines isentropen Fluides können über die Beziehung $p' = a_0^2 \cdot \rho'$ die Dichteschwankungen in die messtechnisch leichter zugänglichen Druckschwankungen p' umgerechnet werden.

In Gl. (2.8) beschreibt C den Doppler-Faktor als Folge der Relativbewegung zwischen der Quelle und dem Beobachter, deren Abstand zueinander durch r gegeben ist. Der erste Term auf der rechten Seite entspricht in der Analogievorstellung einem akustischen Quadrupol. Hier wird der Lighthill'sche Spannungstensor T_{ij} über ein Volumen V integriert, dessen Grenzen außerhalb der Oberfläche bzw. Begrenzungsfläche S des Rotors liegen. Ursache des entstehenden Schalls sind turbulente Geschwindigkeitsschwankungen bzw. Scherspannungen, hervorgerufen durch die Rotorbewegung.

Im zweiten Term werden die instationären Kräfte f_i integriert, welche die Strömung auf die Rotoroberfläche S und umgekehrt ausübt. Dies entspricht einem akustischen Dipol.

Die letzten beiden Terme beschreiben die Volumenverdrängung als Folge der bewegten Oberflächen und entsprechen eigentlich einem Monopol, welcher auf Grund der Transformation in das rotorfeste Koordinatensystem in einen rotierenden akustischen Dipol und einen rotierenden Quadrupol umgewandelt wird. Beide Terme werden über das Volumen V_c des Rotors innerhalb dessen Oberfläche bzw. Begrenzungsfläche S mit den jeweiligen Quellstärken $\rho_0 a_i$

und $\rho_0 V_i V_j$ integriert. V_i und a_i sind die Geschwindigkeit sowie die zentripetale Beschleunigung infolge des sich drehenden Rotors. Ausführliche Interpretationen der einzelnen Terme finden sich in Goldstein [88] und [10] oder in Neise und Michel [89].

In der Arbeit von Neise [90] werden die verschiedenen Geräuschanteile von Turbomaschinen nach ihren Quellcharakteren sowie Anteilen im Spektrum eingeordnet und auf verschiedene strömungsmechanische Ursachen zurückgeführt. Ein zusammenfassender Überblick ist in Abbildung 2.2 dargestellt.

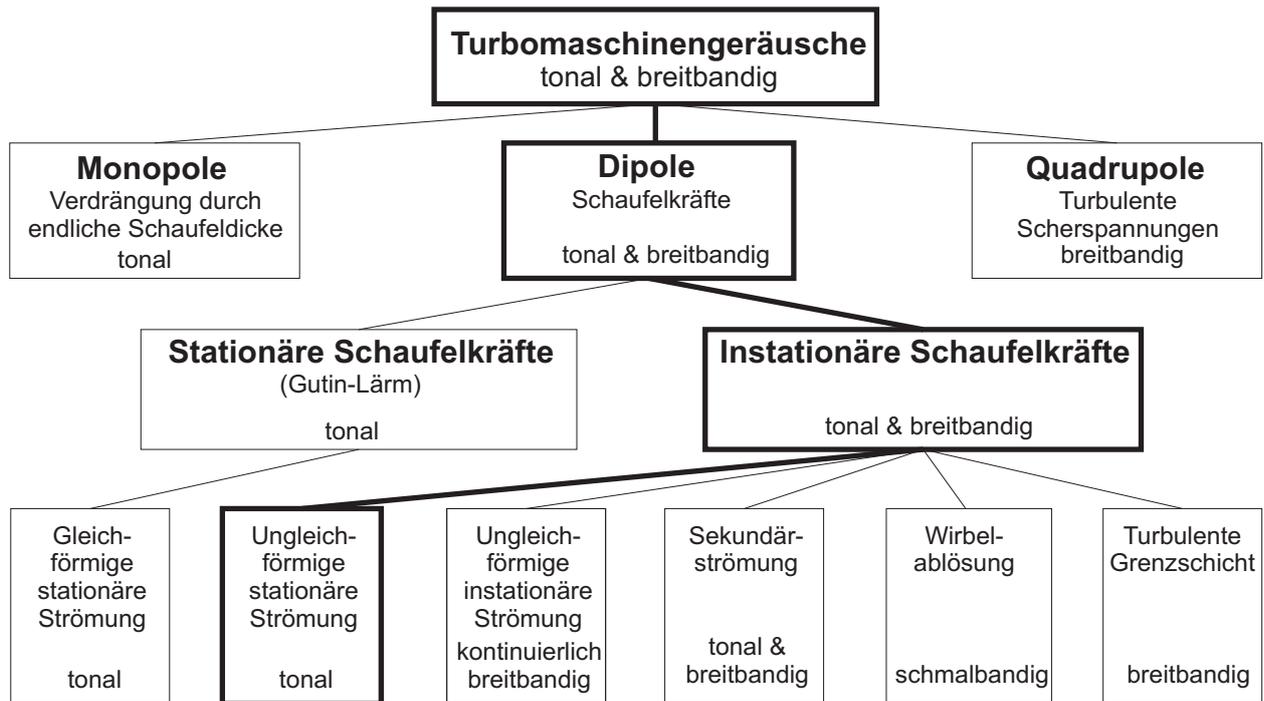


Abb. 2.2: Aufteilung der Quellmechanismen in Turbomaschinen nach Neise [90].

Für subsonische Rotorumströmungen führt die Rotor-Stator Interaktion zur Anregung tonaler Geräuschanteile. Der Quellmechanismus hat Dipolcharakter und ist in die Gruppe der instationären Schaufelkräfte bei ungleichförmiger aber stationärer Strömung einzuordnen. In der vorliegenden Arbeit wird die aktive Geräuschminderung der tonalen Anteile durch das Einblasen von Druckluft in den Blattspitzenbereich des Rotors erreicht. Die Druckluft wird stationär über lokal am Umfang verteilte Düsen eingeblasen. Damit handelt es sich auch bei der Einblasung um eine ungleichförmige aber in erster Näherung stationäre Strömung. Die Wechselwirkung der Einblasung mit dem Rotor führt zur Generierung von zusätzlichen instationären Oberflächenkräften auf den Schaufeln. Damit besitzen die angeregten Schallquellen ebenfalls Dipol-Charakter, deren Resultat eine tonale Schallabstrahlung ist und als Gegenschallfeld verwendet werden kann.

2.2.2 Die Rotor-Stator Interaktion

Bei der Wechselwirkung der Abströmung vom Rotor mit dem nachgeschalteten Stator kann zwischen zwei Effekten unterschieden werden. Zum einen treten die Druckfelder von Rotor und Stator in Wechselwirkung. Dabei entstehen sowohl auf der Rotorbeschaufelung als auch

auf dem Stator instationäre Oberflächenkräfte, die zu einer Schallabstrahlung führen. Dieser Effekt klingt exponentiell mit dem Axialabstand zwischen Rotor und Stator ab und kann durch Vergrößerung des Rotor-Stator Abstandes vermieden werden, vgl. Abschnitt 1.3.1.

Der zweite Effekt beinhaltet das Auftreffen der viskosen Rotornachläufe auf den Stator. Dies führt zu einer ungleichförmigen Anströmung der einzelnen Statorschaufeln durch die Änderung des lokalen Anstellwinkels im Nachlauf der Rotorschaufel. Hier kommt es zu wechselnden Schaufelbelastungen und damit zu instationären Oberflächenkräften. Auch dieser Effekt klingt mit zunehmendem Axialabstand zwischen Rotor und Stator ab. Allerdings erstreckt sich die Ausmischung der Nachläufe mit der umgebenden Strömung über eine wesentlich größere Lauflänge, so dass aus baulichen Gründen ein entsprechender Abstand in der Praxis nicht umgesetzt wird. Weitere Informationen hierzu finden sich z.B. in Neise und Michel [89], Kaji und Okazaki [23] oder aber auch Cumpsty [91].

Alle diese Vorgänge sind periodisch mit der Blattpassierfrequenz BPF und deren Harmonischer h und damit an die Drehzahl des Rotors gekoppelt. Die BPF -Harmonischen f_{hBPF} ergeben sich aus der Drehzahl n in Umdrehungen pro Minute und der Rotorblattanzahl Z nach Gl. (1.1) aus Abschnitt 1.2.

Die Abbildung 2.3 stellt schematisch die Entstehung von Schallwellen als Folge der viskosen Rotor-Stator Interaktion (RSI) dar. Dabei wird vereinfacht angenommen, dass die Quellposition auf den Vorderkanten der Statorschaufeln liegt. Damit handelt es sich um eine kompakte Quelle. Dies ist dann der Fall, wenn die Wellenlänge wesentlich größer als die Sehnenlänge der Statorschaufeln ist. Im allgemeinen Fall müssen die instationären Kräfte über die gesamte Oberfläche der Statorschaufeln integriert werden (vgl. Gl. (2.8)).

Das obere Bild von Abbildung 2.3 zeigt den Fall, bei dem die Anzahl der Rotor- gleich der Anzahl der Statorschaufeln ist ($Z = V$). Die Rotornachläufe treffen hier gleichzeitig auf die Statorvorderkante. Es bildet sich eine zur Maschinenachse senkrecht laufende Wellenfront aus, welche einer ebenen Welle mit der Umfangsmodenordnung $m = 0$ entspricht.

Im mittleren Bild von Abbildung 2.3 ist die Anzahl der Rotorschaufeln größer als die Anzahl der Statorschaufeln ($Z > V$). Die Rotornachläufe treffen hier zeitlich versetzt auf die Statorvorderkante. Dabei bewegt sich die Interaktionszone in Drehrichtung des Rotors mit einer höheren Winkelgeschwindigkeit als die Rotordrehzahl. Die sich ausbildenden Wellenfronten verlaufen nun unter einem bestimmten Winkel zur Maschinenachse, was einer höheren Umfangsmodenordnung m entspricht. Die Wellenfront und damit die Umfangsmode m rotiert in Drehrichtung des Rotors. Im folgenden Abschnitt wird die Ausbreitung solcher Modenordnungen ausführlicher diskutiert.

Das untere Bild von Abbildung 2.3 zeigt den Fall, in dem die Anzahl der Rotor- kleiner als die Anzahl der Statorschaufeln ($Z < V$) ist. Auch hier treffen die Rotornachläufe zeitlich versetzt auf die Statorvorderkanten. Die Interaktionszone bewegt sich ebenso mit einer höheren Winkelgeschwindigkeit als die Rotordrehzahl, aber entgegen der Drehrichtung des Rotors. Damit verlaufen die sich ausbildenden Wellenfronten auch unter einem bestimmten Winkel zur Maschinenachse, aber die entstehende Umfangsmode m rotiert entgegen der Drehrichtung des Rotors. Eine solche Anordnung wird in der Praxis eingesetzt, da die entstehenden Wellenfronten bei der Transmission durch die Rotor- und Statorreihe teilweise blockiert werden.

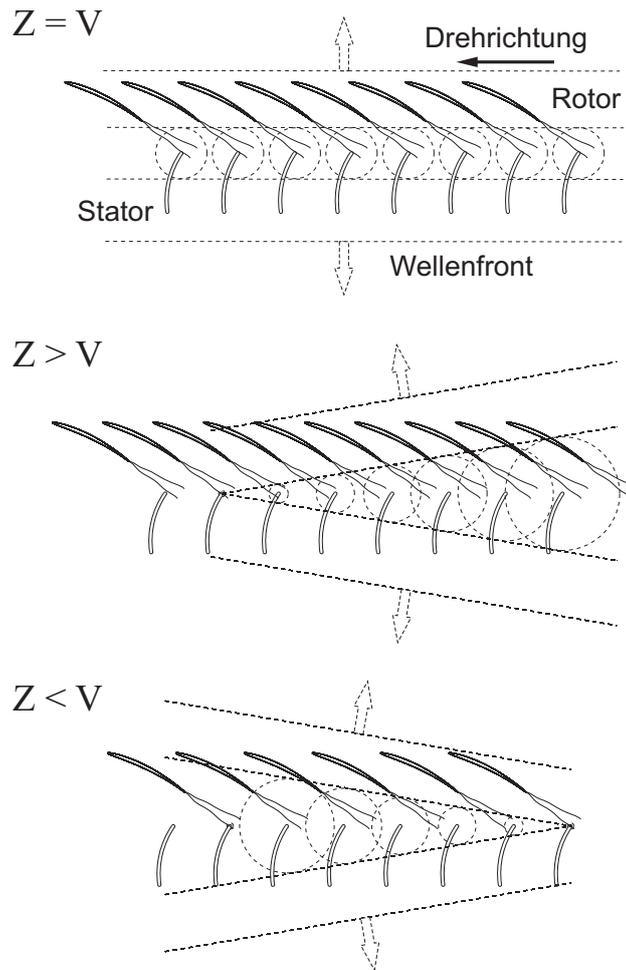


Abb. 2.3: Anregung der Umfangsmoden als Folge der Rotor-Stator Interaktion bei Vernachlässigung der axialen Machzahl.

Detaillierte Untersuchungen zur Rotor-Stator Interaktion wurden erstmals 1962 von Tyler & Sofrin [16] veröffentlicht. Sie untersuchten die oben beschriebenen Quellmechanismen und stellten einen Zusammenhang zwischen der entstehenden Umfangsmodenordnung m sowie der Anzahl von Rotor und Statorschaufeln Z und V her:

$$m = hZ \pm sV. \quad (2.9)$$

In Gl. (2.9) ist s eine ganze Zahl im Bereich von $-\infty \leq s \leq \infty$ und h die ganzzahlige Ordnung der Harmonischen der Blattpassierfrequenz. Für positive Ordnungszahlen m rotiert die Mode mit der Drehrichtung des Rotors und umgekehrt. Eine ähnliche Gleichung für Radialmodenordnungen n existiert nicht. Hier ist die Quellverteilung über der Schaufelhöhe ausschlaggebend, welche stark von der Schaufelgeometrie sowie von den Betriebsbedingungen abhängt.

2.3 Wellenausbreitung im zylindrischen Kanal

Im vorherigen Abschnitt wurden die Quellmechanismen zur Schallentstehung in Turbomaschinen beschrieben. Der generierte Schall breitet sich von der Quellregion in die angeschlossenen Strömungskanäle aus, um dann in das Fernfeld abzustrahlen. Im Fall einer Turbomaschine können solche Strömungskanäle z.B. die Einlaufdüse, der Nebenstromkanal bei einem Fan-Triebwerk oder die Rohrleitungen einer Klimaanlage sein. Auch in der vorliegenden Arbeit ist der verwendete Versuchsventilator auf An- und Abströmseite an zylindrische Strömungskanäle angeschlossen. Solche Strömungskanäle haben im Allgemeinen einen kreisförmigen Querschnitt. Im folgenden wird daher die Schallausbreitung in zylindrischen Kanälen mit überlagerter Strömung betrachtet. Dies ist grundlegend für die Analyse, Auswertung und Bewertung der gemessenen Daten.

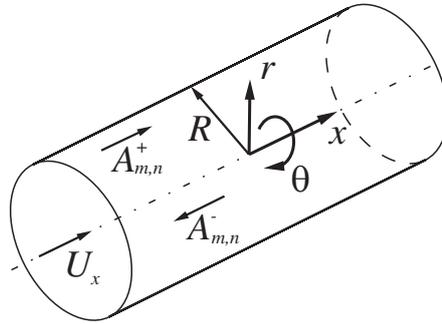


Abb. 2.4: Zylindrisches Koordinatensystem im Rohr ohne Nabenkörper.

Die Schallausbreitung in zylindrischen Kanälen mit einer in Richtung der Kanalachse x überlagerten Strömung U_x , dargestellt in Abbildung 2.4, wird durch die konvektive inhomogene linearisierte Wellengleichung für die Druckschwankung p' in zylindrischen Koordinaten (x, r, θ) wie folgt beschrieben:

$$\frac{1}{a_0^2} \left(\frac{\partial^2 p'}{\partial t^2} + 2U_x \frac{\partial^2 p'}{\partial t \partial x} + U_x^2 \frac{\partial^2 p'}{\partial x^2} \right) - \left(\frac{\partial^2 p'}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p'}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial p'}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 p'}{\partial \theta^2} \right) = 0. \quad (2.10)$$

Dabei ist a_0 die Schallgeschwindigkeit und U_x eine konstante, gleichmäßig über den Querschnitt verteilte Strömungsgeschwindigkeit in Form eines Blockprofils. Mit Hilfe des Separationsansatzes zur Trennung der Variablen kann Gl. (2.10) in eine Bessel'sche Differenzialgleichung überführt und gelöst werden. Eine ausführliche Herleitung zur Lösung der konvektiven Wellengleichung findet sich zum Beispiel in Munjal [92]. Für den Fall ohne Strömung sei hier auf Ehrenfried [93], Neise und Michel [89], Michel [94] sowie Neise [90] hingewiesen.

$$p'(x, r, \theta, t) = \sum_{m=-\infty}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} f_{m,n} \left(\sigma_{m,n} \frac{r}{R} \right) \left(A_{m,n}^+ e^{jk_{m,n}^+ x} + A_{m,n}^- e^{jk_{m,n}^- x} \right) e^{j(m\theta - \omega t)} \quad (2.11)$$

Die Gl. (2.11) ist die Lösung für die Druckschwankung p' in Abhängigkeit der zylindrischen Koordinaten x , r und θ sowie der Zeit t . Die Realteilbildung wurde hier weggelassen. Die Druckschwankungen p' wird als Superposition verschiedener Wellenformen der sog. akustischen Moden der ganzzahligen Ordnungen m und n dargestellt. Diese Moden mit den Amplituden $A_{m,n}$ bei einer Kreisfrequenz ω können sich mit der Strömung (+) oder gegen

die Strömung ($-$) ausbreiten. Das Vorzeichen der Ordnungszahl m gibt die Drehrichtung der entsprechenden Druckmuster bzw. Mode um die Kanalachse an.

Der Koeffizient $f_{m,n}(\sigma_{m,n}r/R)$ ergibt sich zu:

$$f_{m,n}\left(\sigma_{m,n}\frac{r}{R}\right) = J_m\left(\sigma_{m,n}\frac{r}{R}\right) + Q_{m,n}Y_m\left(\sigma_{m,n}\frac{r}{R}\right), \quad (2.12)$$

worin J_m und Y_m die Bessel- bzw. Neumannfunktion der Ordnung m darstellen. Für einen Kreiskanal ohne zentralen Nabenkörper¹ sowie der Randbedingung einer schallharten Kanalwand bei $r = R$, d.h. die radiale Schnellekomponente ist dann $v_r = 0$, wird der Koeffizient $Q_{m,n} = 0$, womit die Neumannfunktion Y_m entfällt. Für diesen Fall entspricht der Eigenwert $\sigma_{m,n}$ dem n -ten Extremwert der Besselfunktion J_m der Ordnung m .

Die axiale Wellenzahl $k_{m,n}^{\pm}$ für jede Mode (m, n) in Gl. (2.11) ist abhängig von der axialen Strömungsmachzahl $Ma_x = U_x/a_0$ im Kanal, dem Kanalradius R und dem Eigenwert $\sigma_{m,n}$ sowie der Wellenzahl $k = \omega/a_0$ und ergibt sich zu:

$$k_{m,n}^{\pm} = \frac{k}{1 - Ma_x^2} \left(-Ma_x \pm \sqrt{1 - (1 - Ma_x^2) \left(\frac{\sigma_{m,n}}{kR}\right)^2} \right). \quad (2.13)$$

Die ungedämpfte Ausbreitung einer akustischen Mode (m, n) im Kanal ist für reelle $k_{m,n}^{\pm}$ gegeben, d.h. wenn der Wurzelausdruck in Gl. (2.13) größer-gleich Null wird. Es gilt:

$$0 \leq 1 - (1 - Ma_x^2) \left(\frac{\sigma_{m,n}}{kR}\right)^2. \quad (2.14)$$

Damit ergibt sich eine untere Grenzfrequenz, die sog. *Cut-On*-Frequenz, ab der eine Mode (m, n) im kreisförmigen Kanal ungedämpft ausbreitungsfähig ist:

$$f \geq f_c = \frac{\sigma_{m,n}}{2\pi R} a_0 \sqrt{1 - Ma_x^2}. \quad (2.15)$$

Die Mode $(m, n) = (0, 0)$, welche der ebenen Welle entspricht, hat den Eigenwert $\sigma_{0,0} = 0$ und ist damit immer ausbreitungsfähig. Höhere Moden sind für einen gegebenen Kanalradius R bei einer konstanten axialen Strömungsmachzahl Ma_x erst für höhere Frequenzen ausbreitungsfähig. Die Schallgeschwindigkeit a_0 ergibt sich aus der spezifischen Gaskonstante R und dem Isentropenkoeffizienten κ zu:

$$a_0 = \sqrt{R \cdot \kappa \cdot t}. \quad (2.16)$$

In Gl. (2.16) ist t die statische Temperatur der Strömung. Die *Cut-On*-Frequenz f_c nach Gl. (2.15) einer Mode ist somit abhängig von der Temperatur. Dabei steigt mit zunehmender Temperatur auch die *Cut-On*-Frequenz.

¹Dies entspricht der Anordnung der Messkanäle im Versuchsaufbau.

Die Abbildung 2.5 zeigt die Muster der Druckschwankungen in einem Rohr für verschiedene Modenordnungen (m, n) bei einer konstanten Frequenz f . Die Ordnungszahl m gibt die Anzahl der durch den Mittelpunkt verlaufenden Knotenlinien bzw. ganzzahligen Schwingungen über den Umfang an, wohingegen die Ordnungszahl n die konzentrischen Knotenringe um die Mittelachse im Kanal festlegt. Im Folgenden wird die Ordnungszahl m auch als Umfangs- oder Azimutalmode und die Ordnungszahl n als Radialmode bezeichnet, obwohl eine separate Betrachtung physikalisch nicht zulässig ist.

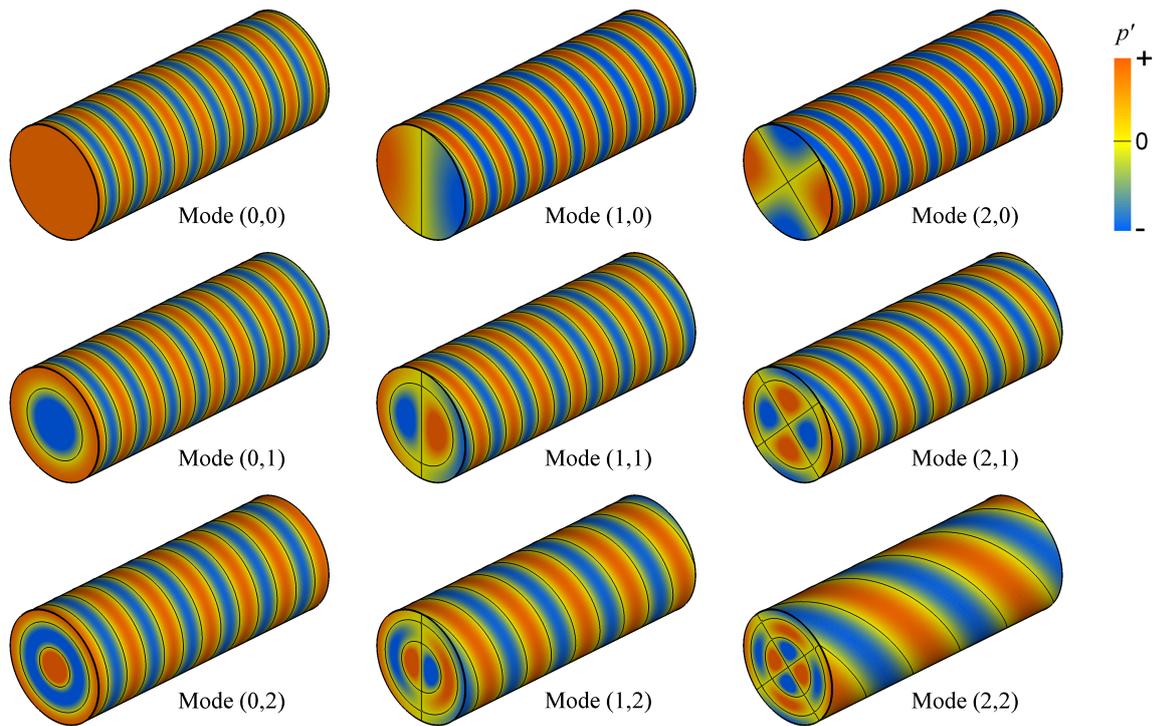


Abb. 2.5: Druckmuster verschiedener Modenordnungen (m, n) im zylindrischen Rohr bei konstanter Frequenz f .

Für die ebene Welle mit der Ordnungszahl $(m, n) = (0, 0)$ ist die Druckschwankung über dem Rohrquerschnitt konstant. Die höheren Umfangsmoden m werden auch als *Spinning Modes* bezeichnet, da sich die Druckmuster durch den Kanal drehen. Mit zunehmender Radialmodenordnung n werden die Abstände der Wellenfronten und damit die axialen Wellenzahlen $k_{m,n}^{\pm}$ an der Kanalwand größer. Auch ändert sich die Lage bzw. der Winkel der Wellenfronten. Besonders deutlich wird dies im Fall der Umfangsmodenordnung $m = 2$. Diese Eigenschaft wird für die Zerlegung der Wanddruckschwankungen in radiale Modenordnungen n bei der Messung mit wandbündigen Mikrofonanordnungen ausgenutzt. Informationen dazu finden sich im Anhang B.1.

3 Versuchsaufbau

Für die Experimente wird der modulare Versuchsaufbau aus Schulz [66] verwendet und erweitert. Die Modularität ermöglicht eine schnelle Anpassung der Versuchsanordnung an die jeweilige Messanforderung.

3.1 Der Ventilatorprüfstand

Kernstück ist ein Axialventilator mit einer Rotor-Stator Stufe, deren Rotor durch einen in der Nabe befindlichen 5 kW Gleichstrommotor direkt betrieben wird. Der Rotor ist mit $Z = 18$ profilierten Laufradschaufeln vom Typ NACA 5-63-(10) bestückt, wohingegen der Stator aus $V = 16$ unprofilieren Kreisbogenschaufeln besteht. Die Abmaße von Rotor und Gehäuse sowie weitere Details des Ventilators sind in Tabelle 3.1 aufgelistet.

Tab. 3.1: Abmaße und Details des Axialventilators.

Rotordurchmesser	$D_R = 357,4 \text{ mm}$
Gehäusedurchmesser	$D_G = 358 \text{ mm}$
Anzahl Rotorschaufeln / Rotorteilung	$Z = 18 / \Delta\Theta_R = 20^\circ$
Anzahl Statorschaufeln / Statorteilung	$V = 16 / \Delta\Theta = 22,5^\circ$
Profilsehnenlänge an der Blattspitze des Rotors	$c = 53,6 \text{ mm}$
Nabendurchmesser	$D_N = 225 \text{ mm}$
Nabenverhältnis	$\eta = D_N/D_G = 0,628$
Maximale Rotorblattdicke	3 mm
Staffelungswinkel Rotor an der Blattspitze	$\nu_Z = 27^\circ$
Staffelungswinkel Stator an der Blattspitze	$\nu_V = 77^\circ$
Kopfspaltweite	$s = 0,3 \text{ mm}$
Relative Kopfspaltweite	$\xi = s/c = 0,6\%$
Axialabstand zwischen Rotor und Stator	$\Delta x/c = 0,72$

Der Axialventilator wird in einem Versuchsstand, dargestellt in Abbildung 3.1, in einer Anordnung mit Ansaug- und Ausblaskanal mit reflexionsarmen Kanalabschlüssen betrieben. Eine am Ende des Ausblaskanals befindliche Drossel dient der Einstellung des Betriebspunktes.

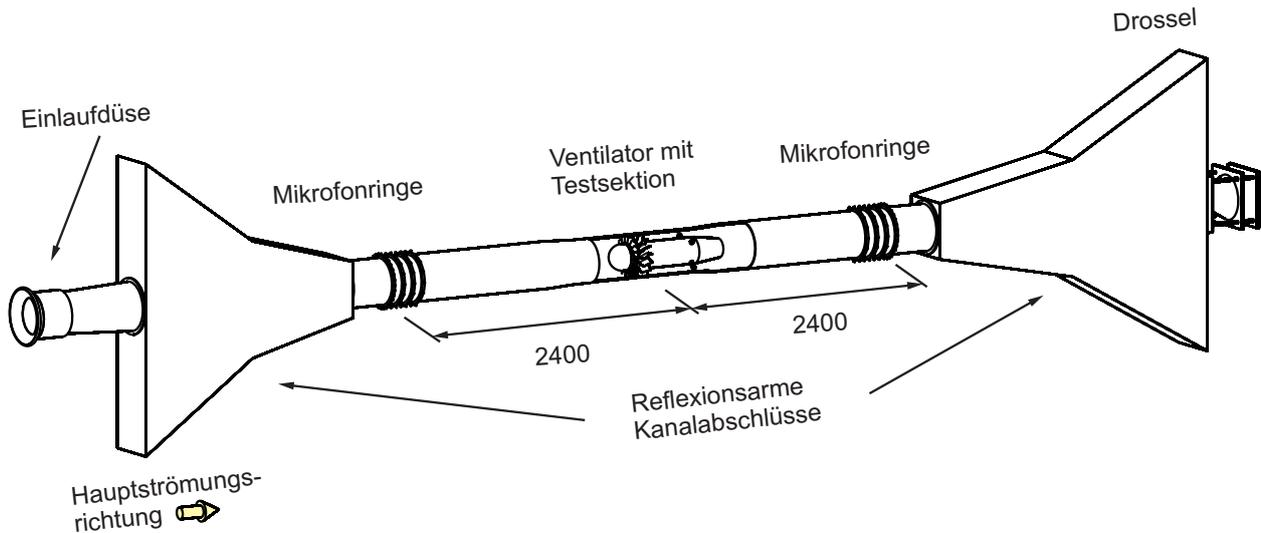


Abb. 3.1: Schematische Darstellung des Ventilatorprüfstandes.

3.1.1 Die Mikrofonanordnung

Hinsichtlich der Abmessung des Prüfstandes zur Bestimmung der Schalleistung weicht der Versuchsaufbau vom genormten Kanalverfahren ISO/FDIS 5136 [95] ab. Dies stellt jedoch keine Einschränkung dar, weil in der vorliegenden Arbeit nur relative Änderungen zwischen einer Basiskonfiguration und den jeweiligen Einblaskonfigurationen betrachtet werden.

Sowohl im Ansaug- als auch im Ausblaskanal befinden sich Mikrofonanordnungen bestehend aus je vier Ringen mit einem Axialabstand von $\Delta x_{Mik} = 0,095$ m zueinander. Die Ringe sind mit äquidistant über den Umfang verteilten und wandbündig eingebauten 1/4 Zoll-Kondensator-Mikrofonen der Firma *G.R.A.S. - Sound and Vibration* bestückt. Die Mikrofoneinheiten bestehen aus der Mikrofonkapsel vom Typ 40BP-Druckmikrofon und dem Vorverstärker vom Typ AC 26. Der jeweils dichteste Ring zum reflexionsarmen Abschluss kann mit 32 Mikrofonen, die restlichen Ringe mit jeweils 16 Mikrofonen bestückt werden, d.h. die Messsektionen können pro Seite bis zu 80 Mikrofone enthalten. Mit dieser Anordnung kann eine vollständige Zerlegung der Wandruckschwankungen in Umfangs- und Radialmodenordnungen (m, n) für die untersuchten Harmonischen $h = 1, 2, 3$ und 4 der *BPF* bei der maximalen Drehzahl von $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ erfolgen.

Im Gegensatz zu der Verwendung von Mikrofonrechen zur Bestimmung der radialen Modenordnungen wird die Strömung hier nicht durch die Nachläufe der Rechen gestört. Insbesondere in der Zuströmung einer Turbomaschine führt die Interaktion derartiger Störungen mit dem Rotor zur Anregung zusätzlicher akustischer Moden und damit zu einer Anhebung der tonalen Pegel. Die Messmethode mit wandbündigen, axial gestaffelten Mikrofonanordnungen wurde vom *DLR* entwickelt und konnte bereits bei mehreren Messungen wie z.B. in Enghardt et al. [96], Tapken et al. [97], [98] sowie in Enghardt et al. [40] erfolgreich eingesetzt bzw. wie in Tapken et al. [99] weiterentwickelt werden. Eine ausführliche Erläuterung zur Auslegung der verwendeten Mikrofonanordnungen sowie zur Modenanalyse ist im Anhang B gegeben.

3.1.2 Prüfstandssteuerung und Datenerfassung

Die Abbildung 3.2 zeigt das prinzipielle Schaltbild zur Steuerung des Prüfstandes sowie der Datenerfassung für die akustischen Messungen. Die Ansteuerung des Motors erfolgt über die vom *DLR* entwickelte *DMR III*-Motorsteuerung, mit der die Drehzahl des Ventilators stufenlos auf $\Delta n = 1 \text{ min}^{-1}$ genau einstellbar ist. Ein an die rückseitige Motorwelle gekoppelter Drehgeber dient der Drehzahlüberwachung und Bereitstellung eines geeigneten Triggersignals, welches von der Motorsteuerung als Schaufeltrigger (ein Puls pro Schaufel) sowie als Umdrehungstrigger (ein Puls pro Umdrehung) als Referenzsignal abgegriffen werden kann.

Der vom Ventilator geförderte Volumenstrom Q bzw. Massenstrom \dot{m}_{Fan} wird über am Umfang verteilte statische Druckbohrungen (p_{EL}) in der Einlaufdüse bestimmt. Im Ausblaskanal befinden sich ebenfalls über den Umfang verteilte statische Druckbohrungen (p_{AK}), die der Bestimmung des erzeugten Druckanstieges Δp_t dienen. Mit Hilfe der Umgebungsparameter von Labordruck p_0 und Labortemperatur t_0 kann die Luftdichte ρ_0 berechnet werden, so dass sich die relevanten Prüfstandskenngrößen wie Liefer- und Druckzahl φ und ψ bestimmen lassen. Eine ausführliche Herleitung zur Bestimmung der Kenngrößen des Prüfstandes aus den Messdaten ist im Anhang C zu finden.

Die Wandlung aller gemessenen stationären Drücke in spannungsproportionale Messsignale erfolgt über Differenzdruckaufnehmer vom Typ *Baratron* der Firma *MKS*. Alle gewandelten spannungsproportionalen Signale der einzelnen Messwerteaufnehmer werden über Digitalmultimeter der Firma *Agilent* vom Typ *34401A* ausgelesen und mittels *GPIB*-Schnittstelle an den Messrechner übertragen, wo die Berechnung der relevanten Kenngrößen erfolgt. Die Drehzahl wird über einen Frequenzzähler der Firma *Hewlett Packard* vom Typ *53131A* aus dem Triggersignal bestimmt.

Während der Messungen werden Motorstrom und Spannung zur Bestimmung der Antriebsleistung ausgelesen. Da keine Drehmomentenmesswelle zur Verfügung steht, erfolgt die Bestimmung der mechanischen Leistung aus der zugeführten elektrischen Leistung, welche unter Berücksichtigung eines konstanten Wirkungsgrades von $\epsilon_{ele} = 0,88$ für alle Drehzahlen des Motors korrigiert wird.

Die Einstellung des Betriebspunktes erfolgt über die verfahrbare konische Drossel am Ende des Ausblaskanals. Der zum Antrieb verwendete Schrittmotor wird über eine *ISEL*-Steuerbox mittels der seriellen Schnittstelle *RS232* direkt vom Messrechner aus kontrolliert. Die Steuerung des Antriebsmotors bzw. der Antriebsmotoren zur Verstellung des Drehkanals, und damit der Umfangsposition der Düsen, erfolgt über ein Steuergerät der Firma *MICOS*. Das im weiteren als Drehkanalsteuerung bezeichnete Steuergerät ist ebenfalls über *RS232* direkt mit dem Messrechner verbunden.

3.1.2.1 Zuführung der Druckluft

Die Druckluft zur Speisung der Einblasdüsen wird dem hauseigenen Druckluftsystem entnommen. Die Bestimmung des Einblasmassenstroms \dot{m}_{In} durch alle Düsen erfolgt über die Messung des statischen Druckabfalls Δp_{MR} in einem vorgeschalteten, hydraulisch glatten Rohr sowie des dort herrschenden statischen Drucks p_{MR} . Eine ausführliche Herleitung zur Bestimmung der Einblasmenge ist im Anhang C gegeben. Die Zuleitung mündet in einem

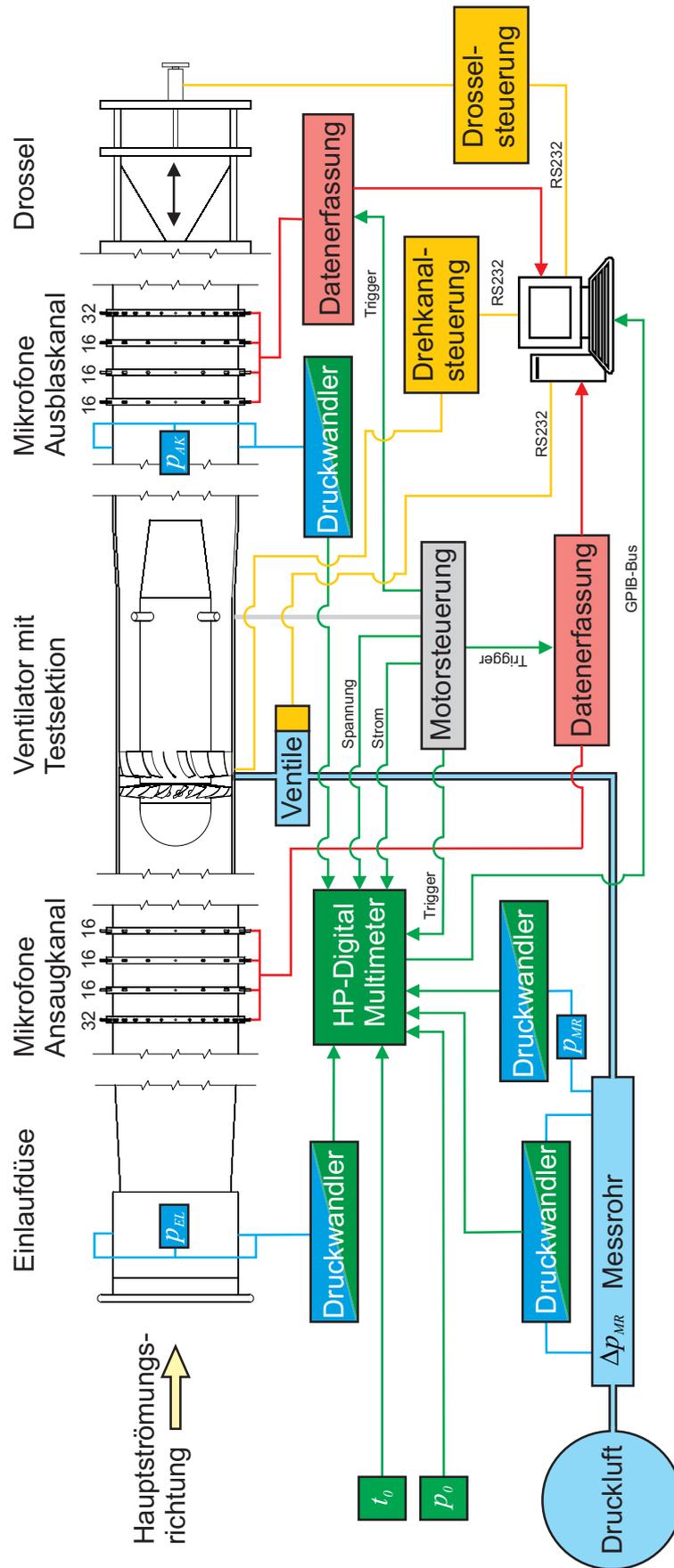


Abb. 3.2: Schematische Darstellung der Prüfstandssteuerung und Datenerfassung.

Reservoir (nicht dargestellt in Abbildung 3.2). Hier wird die Druckluft aufgeteilt und über flexible Leitungen gleicher Länge den jeweiligen spannungsproportionalen Wegeventilen der Firma *Festo* zugeführt. Diese dienen der Einstellung des Einblasmassenstroms und sind jeder Düse vorgeschaltet. Von den Ventilen führen weitere flexible Leitungen gleicher Länge zu den eigentlichen Düsen. Alle Ventile werden über die gleiche Steuerspannung u_{St} simultan kontrolliert. Ein über die serielle Schnittstelle *RS232* mit dem Messrechner verbundener *Hewlett Packard*-Funktionsgenerator vom Typ *33120A* stellt die Steuerspannung u_{St} bereit.

Zwischen der Steuerspannung u_{St} der Ventile und dem Einblasmassenstrom \dot{m}_{In} besteht ein nichtlinearer Zusammenhang, der in Abbildung 3.3 gezeigt ist. Die Ventil-Kennlinie weist für Steuerspannungen im Bereich zwischen $0 \leq u_{St} \leq 3,2$ V nahezu keine Änderung der Einblasmenge auf. Grund hierfür ist das Sperren bei $Ma = 1$ im engsten Querschnitt, der in diesem Steuerbereich durch die Düsen vorgegeben wird. Es besteht ein überkritisches Druckverhältnis bei dem verwendeten relativen Vordruck von $p_{MR} \approx 2 \cdot 10^5$ Pa, so dass die Einblasmenge zunächst nahezu konstant bleibt. Erst im Bereich darüber steigt die Empfindlichkeit gegenüber kleinen Änderungen in der Steuerspannung u_{St} rapide an, da der engste Querschnitt nun durch die Ventilstellung gegeben ist. Deutlich zu erkennen ist ein verbleibender Leckagemassenstrom auch bei voll geschlossenen Ventilen. Diese nichtlineare Charakteristik wird für die automatisiert ablaufenden Messungen in einer *Look-up*-Tabelle mit insgesamt 26 Messpunkten abgelegt.

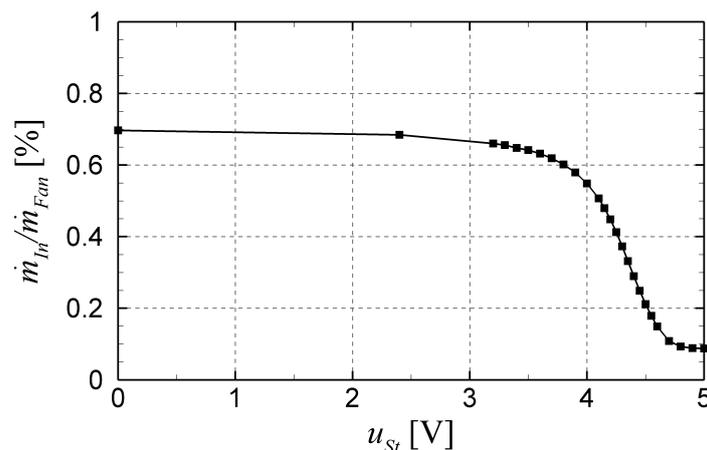


Abb. 3.3: Abhängigkeit der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ von der Ventilsteuerspannung u_{St} .

3.1.2.2 Konditionierung der Mikrofon-signale

Die Aufzeichnung der jeweils 80 Mikrofon-signale in Ansaug- und Ausblaskanal erfolgt getrennt voneinander, so dass jede Messkonfiguration wiederholt wird. Ein paralleles Aufzeichnen beider Mikrofonanordnungen ist infolge der hohen Kanalanzahl nicht möglich. Die Mikrofone sind an die vom *DLR* entwickelten Versorgungseinheiten (nicht dargestellt in Abbildung 3.2) zu je 16 Mikrofonen angeschlossen. Diese stellen sowohl die Polarisationsspannung für die Mikrofonkapseln als auch die Versorgungsspannung für die Vorverstärker zur Verfügung. Das Messsignal am Ausgang wird dann über *BNC*-Kabel an die Datenerfassungsanlage weitergeleitet. Als Referenzsignale zur späteren Auswertung werden Schaufel- und Umdrehungstrigger mit aufgezeichnet.

Die verwendete Datenerfassungsanlage beinhaltet Messkarten der Firma *Agilent* vom Typ *E1432A*, welche in einem *VXI-Mainframe* der Firma *Hewlett Packard* eingebaut sind. Das *VXI-Mainframe* wird über eine *VXI-USB2.0* Schnittstelle der Firma *National Instruments* vom Messrechner angesteuert und ausgelesen. Die verwendete Software zur Ansteuerung und Datenerfassung wurde im Rahmen des Projektes entwickelt und speichert die digitalisierten und kalibrierten Zeitreihen als Binärdateien im 4 Byte *Float*-Format für jeden Kanal. Insgesamt können bis zu 96 Kanäle mit einer Abtastfrequenz von bis zu $f_{sample} = 51,6$ kHz bei einer Auflösung von 16 Bit erfasst werden. Für die Untersuchungen wurde eine Abtastfrequenz von $f_{sample} = 20,48$ kHz gewählt, da die zu analysierenden Frequenzen unter 10 kHz liegen und damit das Nyquist-Kriterium erfüllt ist. Die Auswertung und Radialmodenanalyse erfolgt über ein vom *DLR* entwickeltes Software-Paket. Detailliertere Informationen dazu sind im Anhang B zu finden.

3.1.3 Die Basiskonfiguration

Die Auswahl der Basiskonfiguration für einen Großteil der Untersuchungen erfolgte nach aerodynamischen und akustischen Gesichtspunkten. In der Abbildung 3.4 ist links der Kennlinienverlauf der Druckzahl ψ und des Wirkungsgrades ϵ über der Lieferzahl φ des Versuchsventilators aufgetragen. Die Untersuchungen werden bei der maximalen Drehzahl von $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ durchgeführt, was einer Blattspitzenmachzahl in Umfangsrichtung von $Ma_{Tip} = 0,22$ entspricht. Auf der Kennlinie wird der Betriebspunkt im Wirkungsgradmaximum von $\epsilon = 0,81$ bei einer Lieferzahl von $\varphi_{opt.} = 0,260$ gewählt. Die Axialmachzahl der Zuströmung im Absolutsystem beträgt in diesem Punkt $Ma_{1,ax} = 0,1$.

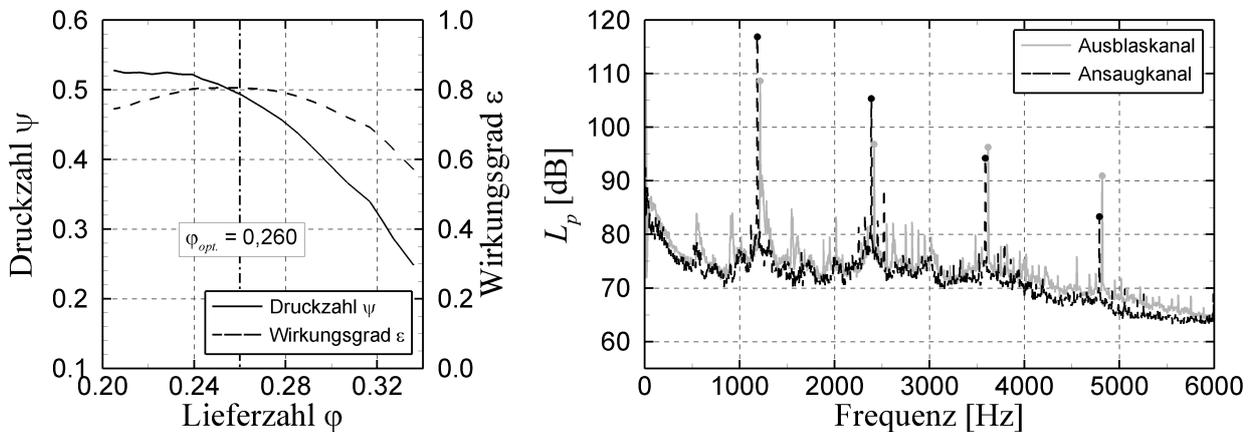


Abb. 3.4: Links: Druck- und Wirkungsgradkennlinie des Versuchsventilators. Rechts: Schalldruckspektren im Wirkungsgradoptimum bei $\varphi = 0,260$ und $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ im Ansaug- und Ausblaskanal.

Im rechten Bild von Abbildung 3.4 sind Spektren des Schalldrucks im Ansaug- und Ausblaskanal für den oben definierten Betriebspunkt aufgetragen. Aus der Anzahl der Rotorblätter von $Z = 18$ und der Drehzahl von $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ ergibt sich die *BPF* nach Gl. (1.1) zu $f_{1BPF} = 1200$ Hz. Der hohe Signal-Rauschabstand der ersten vier Harmonischen begünstigt eine Zerlegung in die zugehörige *RSI*-Moden.

Die Tabelle 3.2 listet die *RSI*-Moden nach Tyler & Sofrin [16] sowie die zugehörigen radialen Modenordnungen auf, die bei den ersten vier *BPF*-Harmonischen in den Messkanälen mit einem Radius $R = 0,192$ m ausbreitungsfähig sind. Für die *BPF*-Harmonischen bei f_{1BPF} und f_{2BPF} gibt es jeweils nur eine dominante Mode. Im Fall der *BPF*-Harmonischen bei f_{3BPF} und f_{4BPF} sind sowohl mehrere *RSI*-Moden als auch zugehörige höhere radiale Modenordnungen in den Messkanälen ausbreitungsfähig. Die Auslegung und Optimierung der Mikrofonanordnung erfolgte für diese Frequenzen und die zugehörigen Moden. Nähere Informationen dazu werden im Anhang B gegeben.

Tab. 3.2: Ausbreitungsfähige (*Cut-On*) *RSI*-Moden (m, n) in den Messkanälen für die ersten vier *BPF*-Harmonischen bei Maximaldrehzahl $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ des Ventilators. Anzahl Rotorschauflern $Z = 18$, Anzahl Statorschauflern $V = 16$.

h	f_{hBPF} [Hz]	<i>Cut-On</i> <i>RSI</i> -Mode (m, n)
1	1200	(2,0)
2	2400	(4,0)
3	3600	(-10,0);(6,0);(6,1)
4	4800	(-8,0);(-8,1);(8,0);(8,1)

3.2 Die Einblasdüsen

Die Einblasdüsen bestehen aus rotationssymmetrischen Messingensätzen, die in vorhandene Bohrungen im Gehäuse des jeweiligen Rohrsegments gesteckt und gesichert werden. Die Düsen sind dann wandbündig zur Innenkontur des Rohrsegmentes. Die eigentliche Düsenöffnung befindet sich am Ende einer kleinen integrierten Beruhigungskammer. Durch das schräge Einbringen der Düsenbohrung unter einem bestimmten Winkel zur Gehäusewand, dargestellt in Abbildung 3.5, ergibt sich der Einblaswinkel α . Insgesamt stehen vier verschiedene Düsenansätze dieser zylindrischen Düsen mit Einblaswinkeln von $\alpha = 90^\circ$ (radiale Einblasung), $\alpha = 60^\circ$, $\alpha = 45^\circ$ sowie $\alpha = 30^\circ$ und einem Düsendurchmesser von $d_{Düse} = 1,5$ mm zur Verfügung.

Für eine Variation der Düsengeometrie wurde ein Düsenansatz mit rechteckiger Öffnung von $l \times b = 2,9 \times 0,6 \text{ mm}^2$ gefertigt. Diese Schlitzdüse, ebenfalls dargestellt in Abbildung 3.5, besitzt die gleiche Austrittsfläche $A_{Düse}$ wie die oben aufgeführten zylindrischen Düsen mit kreisrunder Öffnung. Für die Schlitzdüse existiert nur die radiale Einblasung mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$.

Im Fall der schräg einblasenden Düsen ($\alpha < 90^\circ$) kann durch das Drehen des Messingensatzes in der Gehäusewand auch die Einblasrichtung β bezüglich der Hauptströmungsrichtung variiert werden. Um die Parameteranzahl zu begrenzen, erfolgt eine Festlegung der Einblasrichtungen in Anlehnung an die geometrischen sowie strömungsmechanischen Eigenschaften des Versuchsventilators, dargestellt im mittleren Bild von Abbildung 3.6. Im linken Bild von Abbildung 3.6 sind die variierten Einblasrichtungen β gegenüber der Hauptströmungsrichtung für die zylindrischen Düsen schematisch dargestellt. So entspricht $\beta = 180^\circ$ einer Einblasung in Richtung der Hauptströmung, wohingegen $\beta = 90^\circ$ senkrecht zur Hauptströmungsrichtung

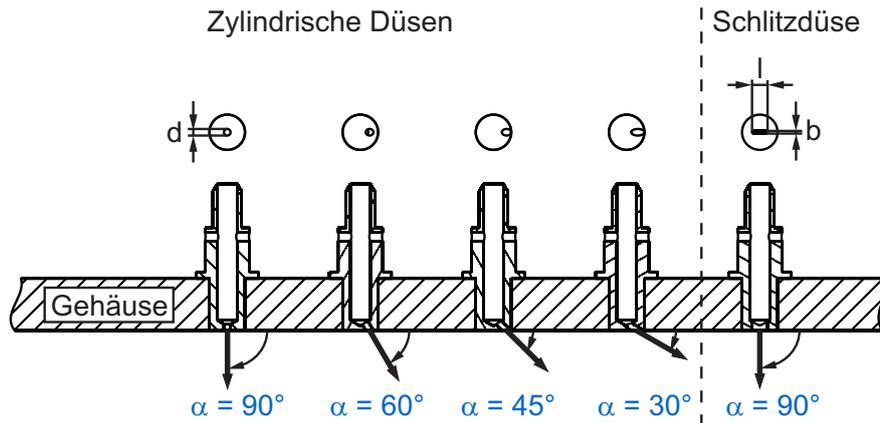


Abb. 3.5: Verwendete Einblasdüsen. *Links:* Zylindrische Düse mit verschiedenen Einblaswinkeln α . *Rechts:* Schlitzdüse mit konstantem Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

entgegen der Drehrichtung des Rotors verläuft. Bei Einblasung in Drehrichtung des Rotors beträgt der Einblaswinkel $\beta = 270^\circ$. Im Fall von $\beta = 117^\circ$ wird die Druckluft in Richtung der Rotorsehne eingeblasen. Dicht daneben liegt die Einblasrichtung von $\beta = 124^\circ$, die senkrecht zur Vorderkantentangente des Stators erfolgt. Für diese beiden letztgenannten Winkel erfolgt die Einblasung näherungsweise in Richtung der Rotorabströmung im mitbewegten Relativsystem. Die Einblasrichtung von $\beta = 207^\circ$ stellt die ungefähre Abströmrichtung des Rotors im festen Absolutsystem dar und steht senkrecht auf der Rotorsehne.

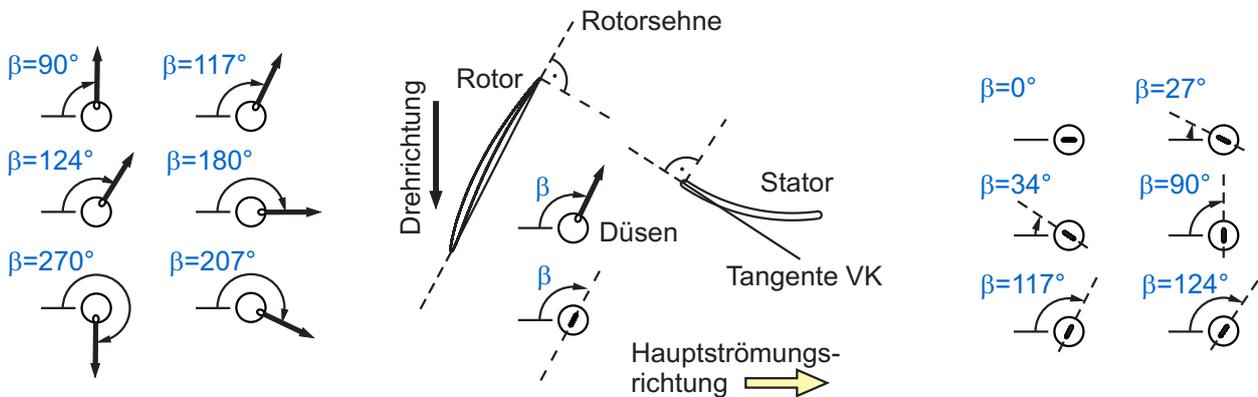


Abb. 3.6: Variierte Orientierungswinkel der Düsen bezogen auf die Hauptströmungsrichtung. *Links:* Einblasrichtung β der zylindrischen Düsen. *Mitte:* Geometrische Bezugslinien der Rotor-Stator Stufe. *Rechts:* Ausrichtung β der Schlitzdüsen.

Im Fall der Schlitzdüsen, dargestellt im rechten Bild von Abbildung 3.6, wird der Winkel β auf die Längsausrichtung der schlitzförmigen Düsenöffnung zur Hauptströmungsrichtung bezogen. Dabei bedeuteten die Schlitzwinkel $\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ eine Ausrichtung parallel und senkrecht zur Hauptströmungsrichtung. Für die Schlitzwinkel $\beta = 27^\circ$ und $\beta = 117^\circ$ befindet sich die Schlitzdüse senkrecht bzw. parallel zur Profilhne des Rotors an der Blattspitze. Im Fall von $\beta = 34^\circ$ und $\beta = 124^\circ$ ist die Schlitzdüse parallel bzw. senkrecht zur Tangente an der Vorderkante des Stators zur Blattspitze ausgerichtet.

Für alle Düsentypen sind in den Messingensätzen parallel zur Düsenbohrung bzw. des Düsen Schlitzes Stifte eingeklebt, die der Ausrichtung im Gehäuse zum Einstellen der Einblas-

richtung dienen. In den Experimenten werden die jeweiligen Gehäusesegmente mit insgesamt $V_{Düse} = 16$ gleichen Düsen bestückt, die äquidistant über den Umfang verteilt sind. Damit ist die Anzahl der Düsen gleich der Anzahl der Statorschaufeln $V_{Düse} = V = 16$.

3.3 Traversierung der Umfangsposition

Die Traversierung der Umfangsposition γ erfolgt durch drehbare Kanalsektionen, die Drehkanäle. Prinzipiell besteht ein solcher Drehkanal aus zwei über Halteelemente starr verbundene Flansche, zwischen denen die eigentliche drehbare Kanalsektion mit den jeweiligen Düseneinsätzen gelagert ist. An die Drehkanäle besteht eine hohe Anforderung in der Rundlaufgenauigkeit, da die gleitgelagerten drehbaren Kanalsektionen über dem drehenden Rotor verstellt werden. Infolge der Periodizität ist die Traversierung über einer Statorpassage ausreichend.

3.3.1 Der einfache Drehkanal

Der einfache Drehkanal ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Er dient der gezielten Kontrolle von jeweils einer tonalen Komponente. In diesem Konzept wird die drehbare Sektion über einen Zahnriemen von der Antriebseinheit positioniert. Die Antriebseinheit besteht aus einem Gleichstrom-Scheibenläufermotor, dessen Ansteuerung mittels der Drehkanalsteuerung erfolgt.

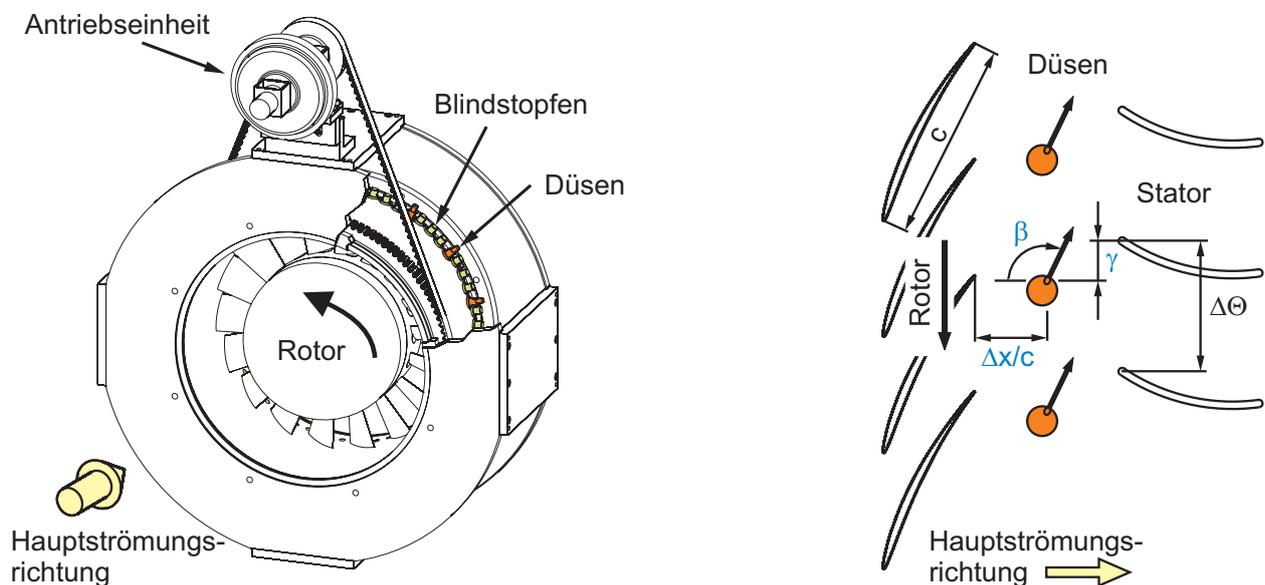


Abb. 3.7: *Links:* Aufbau des Drehkanals zur Traversierung der Umfangsposition γ der Einblasdüsen relativ zur Statorvorderkante für diskrete Axialpositionen $\Delta x/c$. *Rechts:* Schematische Darstellung der variierten Parameter im Zylinderschnitt an der Blattspitze des Rotors.

Die drehbare Kanalsektion ist mit vier axial gestaffelten Lochmustern von je 16 äquidistant über den Umfang verteilten Bohrungen zur Aufnahme der Düseneinsätze versehen. So ist eine Variation der Axialposition der Düsen $\Delta x/c$ gegenüber der Rotorhinterkante möglich.

Die jeweils nicht verwendeten Bohrungen sind dann mit Blindstopfen verschlossen. Es stehen zwei austauschbare Kanalsektionen zur Verfügung, die sich in den Absolutpositionen der axialen Lochmuster unterscheiden. Durch den Austausch beider Segmente können so insgesamt acht äquidistante Axialpositionen mit einem Abstand von $\Delta x/c = 0,025$ realisiert werden. Weiterhin kann der gesamte Drehkanal mittels Abstandsrings so montiert werden, dass auch Einblaspositionen vor dem Rotor möglich sind. Die Traversierung der Umfangsposition kann stufenlos erfolgen. Für die automatisierten Messungen wird jedoch in Schritten von $\Delta\gamma = 0,5^\circ$ innerhalb einer Statorpassage $\Delta\Theta = 22,5^\circ$ traversiert. Damit ergibt sich ein Messraster von 46 diskreten Positionen in Umfangsrichtung.

3.3.2 Der doppelte Drehkanal

Mit diesem Konzept können zwei dicht axial gestaffelte Düsenringe mit je $V_{Düse} = 16$ zylindrischen Düsen und einem Düsendurchmesser von $d_{Düse} = 1,5$ mm unabhängig voneinander in ihren Umfangspositionen bezüglich der Statorvorderkante innerhalb einer Statorpassage variiert werden. Die Abbildung 3.8 zeigt die konstruktive Umsetzung des Aufbaus. Der doppelte Drehkanal dient der gleichzeitigen Kontrolle zweier tonaler Komponenten.

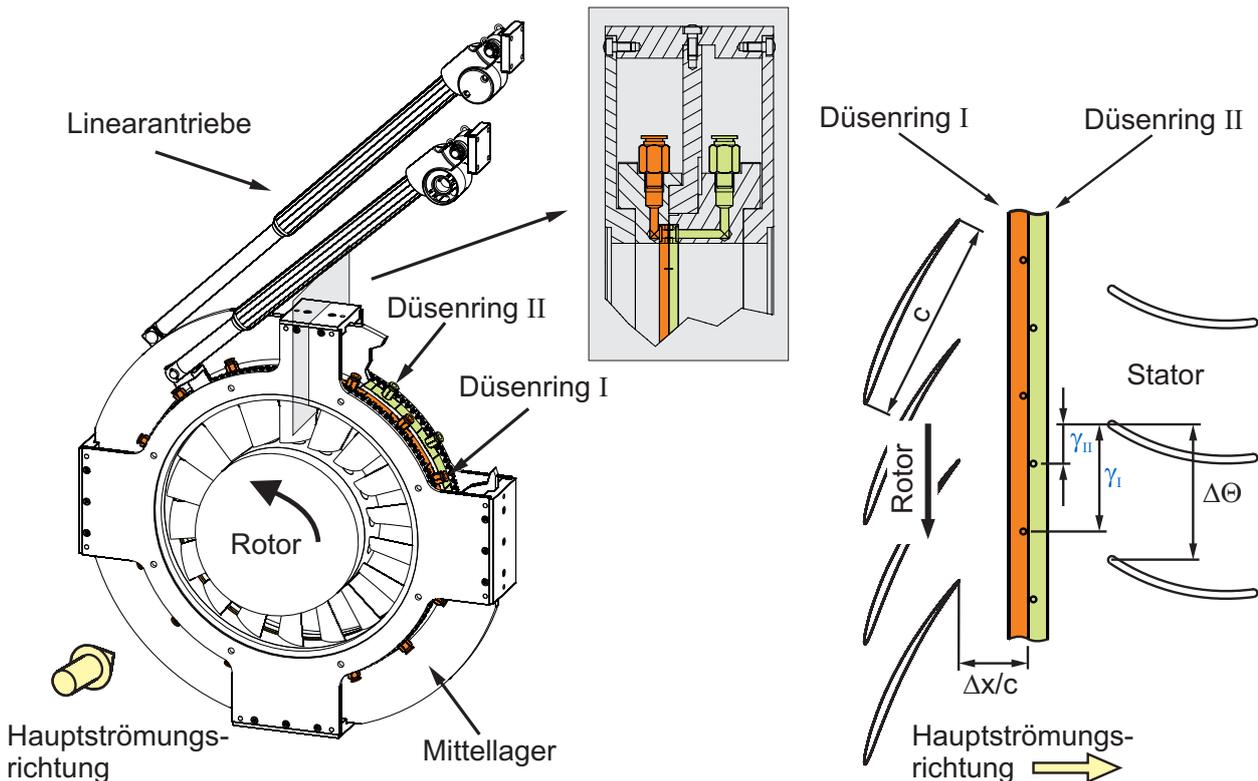


Abb. 3.8: *Links:* Aufbau des doppelten Drehkanals zur Traversierung der Umfangspositionen γ_I und γ_{II} der zwei Düsenringe relativ zur Statorvorderkante. *Mitte:* Schnitt durch die Düsen­sektion. *Rechts:* Schematische Darstellung der variierten Parameter im Zylinderschnitt an der Blattspitze des Rotors.

Die Ausführung der Düsen, dargestellt im mittleren Bild von Abbildung 3.8, weicht von dem Konzept der Düsen­einsätze für den einfachen Drehkanal ab. Auf Grund des physikalischen

Wirkmechanismus¹ der Einblasung muss der Axialabstand zwischen beiden Düsenbohrungen auf ein konstruktiv mögliches Mindestmaß reduziert werden, damit auch durch die weiter stromab gelegene Düsenposition ein ausreichend starkes Sekundärschallfeld generiert wird. Daher sind die jeweils 16 Düsenbohrungen in einem Ringeinsatz mit jeweils vorgeschalteter Beruhigungskammer integriert. Unter Berücksichtigung von Mindestwandstärken wird so der Axialabstand beider Düsenringe auf $\Delta x_{DDK} = 2,6$ mm bzw. $\Delta x_{DDK}/c = 0,05$ reduziert. Die Axialabstände der jeweiligen Düsenringe zur Hinterkante des Rotors betragen $\Delta x_I/c = 0,10$ und $\Delta x_{II}/c = 0,15$ bei einem mittleren Abstand von $\Delta x/c = 0,13$.

Abweichend von der Konzeption des einfachen Drehkanals befindet sich zwischen den beiden Lagerflanschen ein zusätzliches Mittellager, welches ebenfalls starr mit den Halteelementen verbunden ist. Die beiden als Ringscheiben ausgeführten drehbaren Kanalsektionen werden über zwei Linearantriebe der Firma *SKF* und einem Hebeltrieb in Umfangsrichtung positioniert. Der Zusammenhang zwischen Hebelhub und Umfangsposition ist über eine Kalibration bestimmt. Das Spiel im Antrieb ist gegenüber dem elastischen Zahnriemenkonzept drastisch reduziert wodurch die Stellgenauigkeit wesentlich verbessert wird. Beide Linearantriebe werden ebenfalls über die Drehkanalsteuerung kontrolliert. Die jeweiligen Umfangspositionen γ_I und γ_{II} können stufenlos eingestellt werden. Für die automatisierten Messungen erfolgt die Traversierung in Schritten von $\Delta\gamma = 0,5^\circ$ bzw. $\Delta\gamma = 1,0^\circ$ innerhalb einer Statorpassage $\Delta\Theta = 22,5^\circ$, so dass sich ein Messraster von 46 bzw. 23 Punkten für jeden Ring ergibt.

Für den doppelten Drehkanal ist der Aufbau zur Druckluftversorgung zweimal vorhanden, um die Einblasmassenströme beider Ringe unabhängig voneinander einzustellen. Die Druckluftspeisung erfolgt auch hier über flexible Leitungen, die von den Ventilen kommend über Steckverbindungen mit Anschlüssen auf den Ringscheiben verbunden sind. Von den Anschlüssen aus gelangt die Druckluft über ein System von Bohrungen innerhalb der Ringscheiben zu den eigentlichen Vorkammern und den Düsen. Die Luftführung ist im mittleren Bild der Abbildung 3.8 im Schnitt dargestellt. Das Design stellt einen Kompromiss dar, der den geringen axialen Bauraum zwischen Rotor und Stator (zwei Ringe und drei Lager), die Einblasung beider Ringe hinter dem Rotor bei gleichzeitiger Forderung nach einem mindestmöglichen Axialabstand und die separate Verdrehbarkeit beider Ringe berücksichtigt.

Der Einblaswinkel relativ zur Gehäusewand beträgt $\alpha = 90^\circ$ (radiale Einblasung). Der Einblaswinkel α und die Einblasrichtung β können infolge des Designs nicht variiert werden. Dadurch ergeben sich zwar Einschränkungen in der möglichen Parametervariation der Düsen, jedoch kann mit diesem Versuchsaufbau die grundlegende Wirkungsweise von zwei axial gestaffelten Düsenringen auf die Beeinflussung des Schallfeldes untersucht werden.

¹Der physikalische Wirkmechanismus wird im folgenden Abschnitt 4.1 beschrieben.

4 Anregung von Sekundärschallquellen mittels Drucklufteinblasung

Die Ursachen der tonalen Geräuschanregung in axialen Turbomaschinen sind in Abschnitt 2.2 und 2.2.2 diskutiert worden. Für die verwendete Rotor-Stator Stufe der vorliegenden Arbeit werden die Anregemechanismen hauptsächlich auf die Wechselwirkung zwischen den viskosen Rotornachläufen mit dem Stator zurückgeführt. Die Wechselwirkung der Druck- bzw. Potentialfelder kann auf Grund des relativ großen Axialabstandes zwischen Rotorhinterkante und Statorvorderkante von $\Delta x/c = 0,72$ der Sehnenlänge der Rotorschaukeln an der Blattspitze nach Neise und Michel [89] sowie Kaji und Okazaki [23] vernachlässigt werden. In erster Näherung stellt daher der Stator die dominante Quelle für das Primärschallfeld dar. Die abgestrahlten *RSI*-Moden m bei den *BPF*-Harmonischen h können über Gl. (2.9) nach Tyler & Sofrin [16] allgemein bestimmt werden. Die Amplituden und Phasenlagen dieser Moden sowie der zugehörigen radialen Modenordnungen n zueinander ergeben sich aus der Integration aller Quellen über die gesamte Oberfläche der Statorschaufeln nach Gl. (2.8), zweiter Term. Damit haben die Geometrie der Statorschaufeln sowie die Struktur der interagierenden Rotornachläufe und der Strömungszustand bzw. Betriebspunkt des Ventilators einen erheblichen Einfluss auf die spektrale Zusammensetzung innerhalb des Primärschallfeldes.

4.1 Anregemechanismus der Sekundärschallquellen

Die grundsätzliche Fragestellung nach dem Wirkmechanismus bei der tonalen Geräuschminderung mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich ist, ob das Primärschallfeld verändert bzw. beeinflusst wird oder ob ein zusätzliches Sekundärschallfeld generiert wird. Für den Fall eines zusätzlich generierten Sekundärschallfeldes ist zu klären, welches die treibenden Anregemechanismen sind.

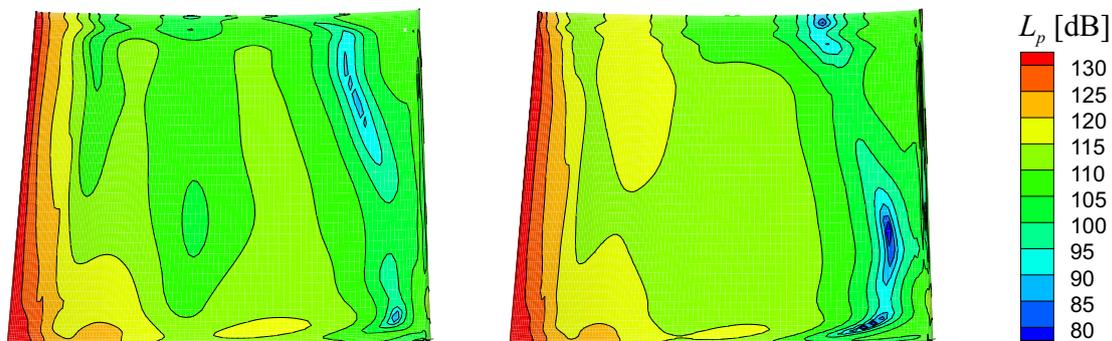


Abb. 4.1: Vergleich der Druckschwankungen auf den saugseitigen Oberflächen der Statorschaufeln bei der Blattpassierfrequenz aus Ashcroft et al. [100], Hauptströmungsrichtung von links nach rechts. *Links:* Ohne Einblasung. *Rechts:* Mit Einblasung zwischen Rotor und Stator.

In den numerischen Untersuchungen von Ashcroft et al. [100] für die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Ventilatorgeometrie konnte nachgewiesen werden, dass das Primärschallfeld von der Drucklufteinblasung nahezu unbeeinflusst bleibt. Die Abbildung 4.1 zeigt die Schalldruckpegel L_p der Druckschwankungen auf den Oberflächen einer Statorschaufel im Vergleich zwischen dem Fall ohne (*links*) und mit Drucklufteinblasung (*rechts*). Die primäre Schwingungsverteilung bleibt nahezu unverändert. Die höchsten Pegel werden an der Vorderkante des Stators erreicht. Damit trägt dieser Bereich maßgeblich zur Ausbildung des Primärfeldes bei.

Da das Primärschallfeld durch das Einblasen von Druckluft nicht beeinflusst wird, sind die beobachteten Pegelminderungen auf eine destruktive kohärente Überlagerung mit einem Sekundärschallfeld zurückzuführen. Wie in Schulz [66] bereits diskutiert wurde, beruht die Anregung des Sekundärschallfeldes prinzipiell auf der Interaktion zwischen den Düsenfreistrahlen mit der Rotorströmung. Hierbei kann zwischen zwei Fällen mit unterschiedlichen Anregemechanismen unterschieden werden:

Im ersten Fall befinden sich die Einblasdüsen stromauf des Rotors, so dass die Einblasung zu einer ungleichförmigen Anströmung des Rotors führt. Anders als bei Polacsek und Desbois-Lavergne [52], wo vorgeschaltete Zylinder infolge ihrer Nachläufe lokale Gebiete mit Untergeschwindigkeiten generieren, kommt es hier zu lokalen Übergeschwindigkeiten in der Zuströmung durch die Einblasung. Dieser Fall ist in Abbildung 4.2 (*links*) vereinfacht dargestellt. Die Geschwindigkeit der Anströmung \bar{c}_1 ist stationär periodisch über den Umfang verteilt. Im mitbewegten Relativsystem des Rotors führt dies zu einer instationären periodischen Anströmung der einzelnen Rotorschaufel, wodurch sich deren Zirkulation und damit die Druckverteilung periodisch verändert. Damit kommt es zur Ausbildung zusätzlicher instationärer periodischer Oberflächenkräfte auf dem Rotor, so dass der Rotor hier zur Sekundärschallquelle wird.

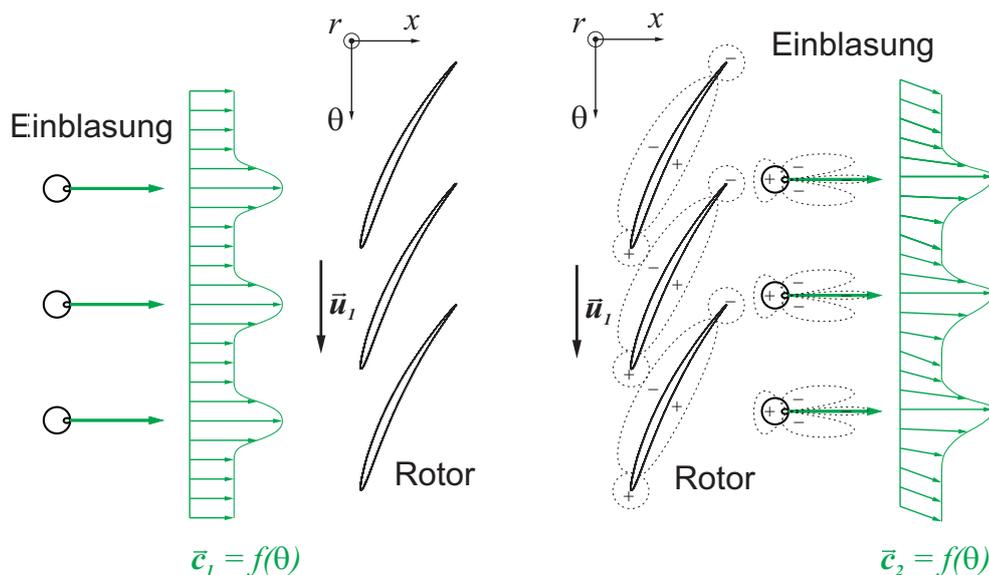


Abb. 4.2: Beeinflussung der idealisierten Rotorströmung an der Blattspitze durch Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich. *Links:* Einblasung vor dem Rotor. *Rechts:* Einblasung zwischen Rotor und Stator.

Im zweiten Fall, dargestellt in Abbildung 4.2 (*rechts*), befinden sich die Einblasdüsen zwischen Rotor und Stator. Fuchs [101] und Schulz et al. [102] haben für diese Konfiguration strömungsmechanische Untersuchungen an einer stationären Schaufelkaskade im Windkanal durchgeführt. Wesentliches Ergebnis der Untersuchungen war, dass es durch die hohe kinetische Energie der Einblasung zu einer starken Stromaufwirkung der Einblasstrahlen kommt, die zu lokalen Beschleunigungen an den Hinterkanten der Rotorschaukeln führen. Dadurch wird die Zirkulation beeinflusst, so dass eine Änderung der Rotorabströmung in Richtung und Betrag stattfindet. Die Abbildung 4.2 (*rechts*) zeigt schematisch die Änderung der Abströmung \vec{c}_2 als Folge der stationär periodisch über der Umfangsrichtung verteilten Einblasstrahlen. Infolge der Relativbewegung des Rotors findet diese Änderung wieder instationär periodisch statt, so dass auch für diesen Fall zusätzliche instationäre periodische Kräfte auf den Rotorschaukeln angeregt werden.

Die numerischen Untersuchungen von Ashcroft et al. [100] lieferten einen detaillierten ergänzenden Einblick in die strömungsmechanischen Vorgänge bei der Drucklufteinblasung zwischen Rotor und Stator. Die Abbildung 4.3 zeigt die Schalldruckpegel L_p der Druckschwankungen auf den Oberflächen der Rotorschaukeln im Vergleich zwischen den Fällen ohne (*links*) und mit (*rechts*) Drucklufteinblasung. Deutlich zu erkennen ist eine starke Zunahme der Druckamplituden im hinteren Bereich der Rotorschaukel an der Blattspitze bei Drucklufteinblasung, d.h. die Interaktion der Rotorströmung mit den stromab befindlichen Düsenfreistrahlen führt zur Anregung zusätzlicher instationärer Kräfte auf den Oberflächen der Rotorschaukeln. Für die Drucklufteinblasung zwischen Rotor und Stator kann der Rotor somit ebenfalls als Sekundärschallquelle betrachtet werden.

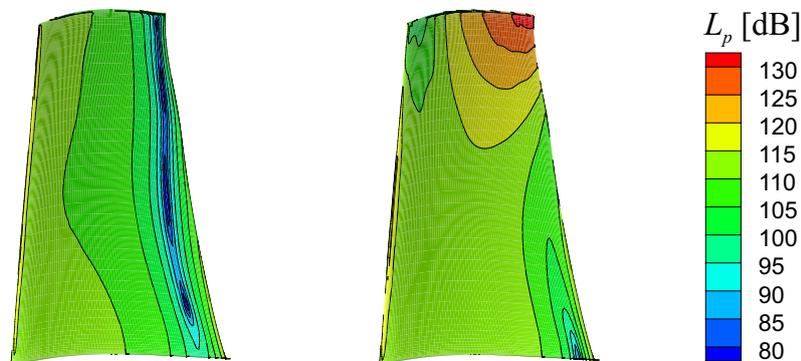


Abb. 4.3: Vergleich der Druckschwankungen auf den druckseitigen Oberflächen der Rotorschaukeln bei der Blattpassierfrequenz aus Ashcroft et al. [100], Hauptströmungsrichtung von links nach rechts. *Links:* Ohne Einblasung. *Rechts:* Mit Einblasung zwischen Rotor und Stator.

In der numerischen Untersuchung von Ashcroft et al. [100] wurde weiterhin die Umströmung eines Zylinders mit der um einen hoch energetischen Freistrahler verglichen, vgl. Abbildung 4.4. Dabei konnte eine topologische Ähnlichkeit in den Druck- bzw. Potentialfeldern beobachtet werden. Dies bedeutet, dass die Wechselwirkungen der Druck- bzw. Potentialfelder von Rotor und Düsenfreistrahler, welche im rechten Bild der Abbildung 4.2 ebenfalls eingezeichnet sind, zur Anregung der Sekundärquellen auf dem Rotor führt. Im Gegensatz zum Zylinder haben die Einblasstrahlen keine feste Oberfläche, so dass diese selbst nicht als tonale Dipolquellen wir-

ken. Auf Grund der Wechselwirkung beider Potentialfelder hat der Axialabstand¹ zwischen der Rotorhinterkante und den Einblasdüsen damit einen erheblichen Einfluss auf die Stärke des angeregten Sekundärschallfeldes.

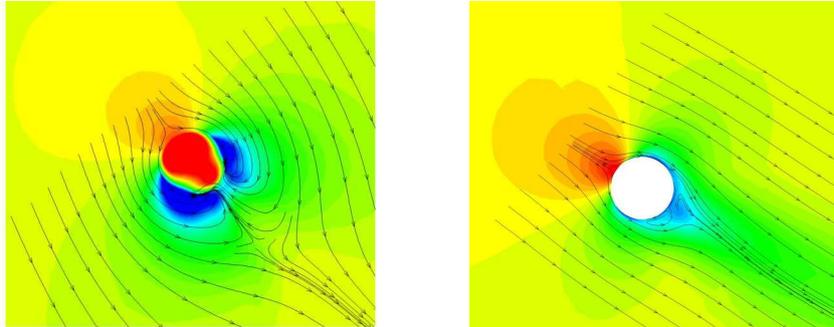


Abb. 4.4: Vergleich der Druckfelder bei der Umströmung eines 3D-Einblasstrahls (*links*) und eines 2D-Zylinders (*rechts*) aus Ashcroft et al. [100]

Die Änderung der Druckfelder um die Rotorscheufeln als Folge der Einblasungen konnte in der Arbeit von Kausche [103] experimentell am verwendeten Ventilatorprüfstand nachgewiesen werden. Es wurden sieben instationäre Drucksensoren wandbündig in die Gehäusewand im Bereich der Rotorhinterkante und der Einblasdüsen integriert. Eine direkte Unterbringung auf den Hinterkanten der Rotorscheufeln war aus strukturmechanischen Gründen nicht möglich. Die Abbildung 4.5 zeigt rechts die Positionen der verwendeten Drucksensoren im Blattspitzenbereich. Im linken Bild der Abbildung 4.5 ist die Änderung im Verlauf der Druckschwankung $\Delta p'$ bei Drucklufteinblasung phasengemittelt über einen Schaufeldurchgang $\Delta\Theta_R$ des Rotors beispielhaft für den Sensor 7 aufgetragen. Deutlich zu erkennen ist, dass das Druck- bzw. Potentialfeld im Blattspitzenbereich in der Nähe der Rotorhinterkanten durch die Einblasung verändert wird.

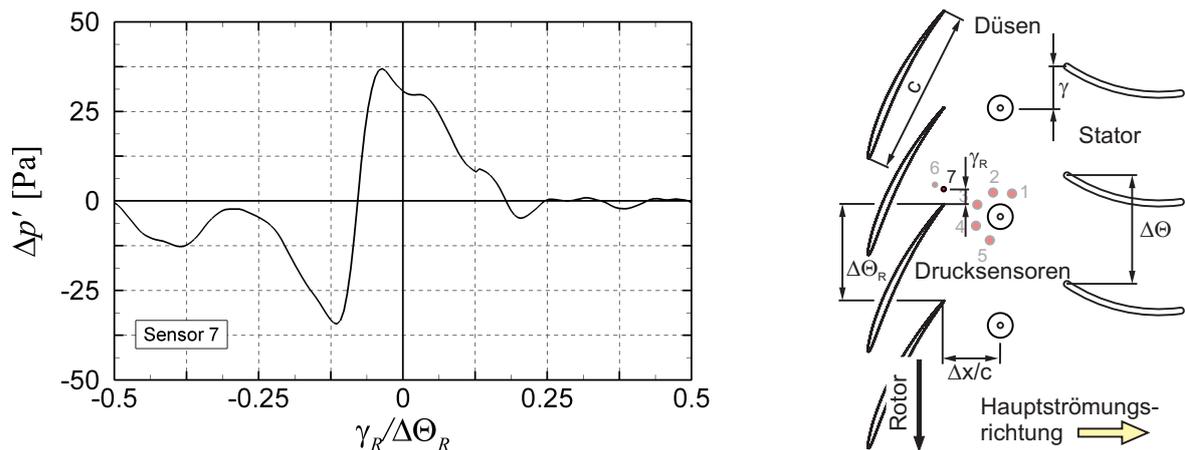


Abb. 4.5: Instationäre Druckmessungen in Anlehnung an Kausche [103]. *Links:* Änderung der Druckschwankung $\Delta p'$ für Sensor 7 infolge der Drucklufteinblasung über eine Schaufelteilung $\gamma_R/\Delta\Theta_R$ des Rotors. *Rechts:* Position der instationären Drucksensoren in der Gehäusewand.

¹Der Einfluss des Axialabstandes auf das angeregte Sekundärschallfeld wird im Abschnitt A.1 des Anhangs ausführlich diskutiert.

4.2 Bestimmung des Sekundärschallfeldes

Die Ordnung der Umfangsmoden m des angeregten Gegen- bzw. Sekundärschallfeldes können, wie bereits in Schulz [66] gezeigt, ebenfalls über die Tyler & Sofrin Beziehung nach Gl. (2.9) wie folgt bestimmt werden:

$$m = hZ \pm sV_{Düse}. \quad (4.1)$$

Dabei wird die Anzahl der Statorschaufeln V durch die Anzahl der Einblasdüsen $V_{Düse}$ ersetzt. Die Amplituden und Phasenlagen der Moden im Sekundärschallfeld ergeben sich in diesem Fall aus der Integration der Quellverteilungen nach Gl. (2.8) zweiter Term über die gesamte Oberfläche der Rotorscheaufeln. Auf Grund der unterschiedlichen Geometrien von Rotor- und Statorschaufel sowie der unterschiedlichen Anregemechanismen unterscheiden sich die spektralen Zusammensetzungen von Primär- und Sekundärschallfeld. Damit liegen in beiden Feldern unterschiedliche Amplituden und Phasenbeziehungen vor, die eine starre Kopplung untereinander aufweisen.

Die aktive Geräuschkürzung mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich wird im Folgenden als kohärente lineare Überlagerung zwischen dem Primärschallfeld (Grundgeräusch) $\hat{p}_{P,(m,n)}$ und dem Sekundärschallfeld (Gegenschallfeld) $\hat{p}_{S,(m,n)}$ angenommen. Für jeden zu kontrollierenden Schallfeldanteil $\hat{p}_{ANC,(m,n)}$ (*ANC - Active Noise Control*) der *RSI*-Moden (m, n) bei der jeweiligen *BPF*-Harmonischen h gilt dann für die komplexen Schalldrücke der jeweiligen Mode:

$$\hat{p}_{ANC,(m,n)} = \hat{p}_{P,(m,n)} + \hat{p}_{S,(m,n)}. \quad (4.2)$$

Sowohl Primär- als auch Sekundärschallfeld liegen gleichzeitig nur im laufenden Betrieb vor. Eine getrennte Vermessung des Sekundärschallfeldes ist somit nicht möglich. Dazu würde eine Versuchsanordnung ohne Stator benötigt, um nur die Rotor-Freistrah Interaktion zu vermessen. Jedoch können durch die Messung sowohl das kontrollierte Schallfeld $\hat{p}_{ANC,(m,n)}$ als auch das Primärschallfeld $\hat{p}_{P,(m,n)}$ ohne Drucklufteinblasung für jede Tyler & Sofrin Mode bestimmt werden. So lässt sich nach Umstellung der Gl. (4.2) das Sekundärschallfeld wie folgt aus den Messdaten berechnen:

$$\hat{p}_{S,(m,n)} = \hat{p}_{ANC,(m,n)} - \hat{p}_{P,(m,n)}. \quad (4.3)$$

Damit ergeben sich die Amplituden und Phasen des jeweiligen komplexen Schallfeldanteils zu:

$$A_{S,(m,n)} = |\hat{p}_{S,(m,n)}| \quad (4.4)$$

und

$$\phi_{S,(m,n)} = \arctan \left(\frac{\Im(\hat{p}_{S,(m,n)})}{\Re(\hat{p}_{S,(m,n)})} \right). \quad (4.5)$$

Die Phasendifferenz zwischen dem Sekundär- und Primärschallfeld folgt aus:

$$\Delta\phi_{(m,n)} = \phi_{S,(m,n)} - \phi_{P,(m,n)}. \quad (4.6)$$

Für eine destruktive Überlagerung mit vollständiger Auslöschung müssen die Amplituden des jeweiligen zu kontrollierenden Anteils von Primär- und Sekundärschallfeld gleich sein: $A_{P,(m,n)} = A_{S,(m,n)}$ (Amplitudenanpassung). Weiterhin müssen beide Felder in Gegenphase zueinander stehen, d.h. die Phasendifferenz muss $\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$ betragen (Phasenanpassung).

4.3 Einige Überlegungen zur kohärenten Überlagerung zweier Schallfelder bei gleicher Frequenz

Bereits 1933 beschrieb Lueg [34] eine Methode zur aktiven Geräuschminderung und meldete diese zum Patent an. Die Grundidee liegt in der kohärenten Überlagerung des störenden Primärgeräusches mit einem Sekundärgeräusch von gleicher Frequenz ω und gleicher Amplitude, jedoch mit entgegengesetzter Phase. In der Summe ist das überlagerte Geräusch dann leiser als das Primärgeräusch oder es kommt im Idealfall zu einer kompletten Auslöschung.

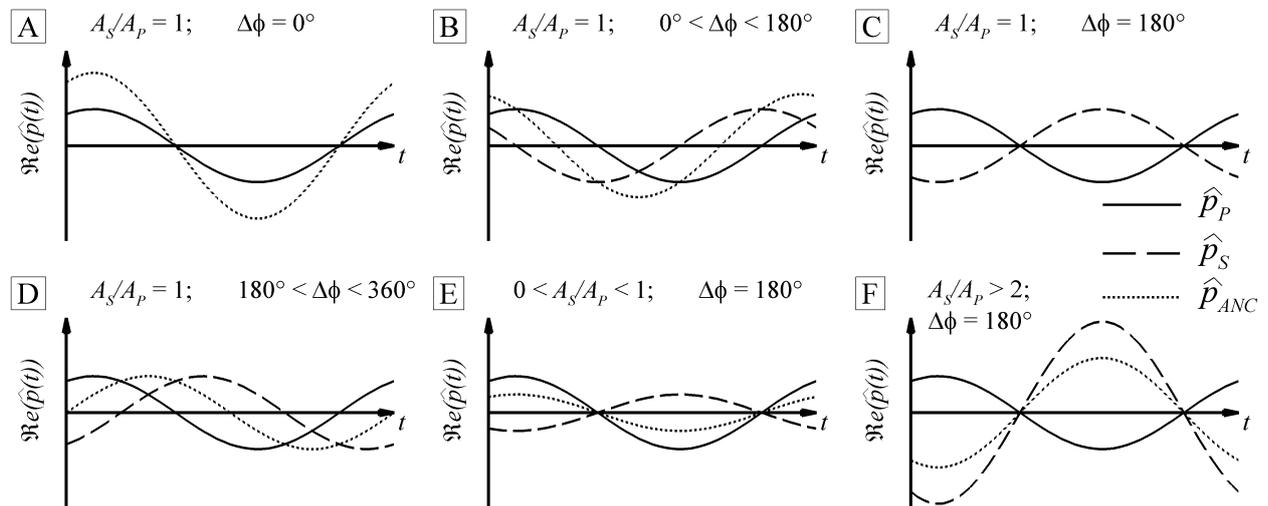


Abb. 4.6: Kohärente Überlagerung zweier Schallwellen für verschiedene Amplitudenverhältnisse A_S/A_P und Phasendifferenzen $\Delta\phi$ zwischen Primär- und Sekundärgeräusch.

Das Prinzip ist relativ trivial, jedoch sollen die Parameter wie Amplitudenverhältnis und Phasendifferenz zwischen Primär- und Sekundärgeräusch sowie deren Auswirkungen auf das Summengeräusch (*ANC*) etwas genauer betrachtet werden. Es lassen sich hier viele Aussagen für die Ergebnisdiskussion ableiten, um so das System beschreiben zu können. Grundlage ist die kohärente Überlagerung zweier Wellen, wie dies schon in Gl. (4.2) gezeigt wurde. Dabei soll beispielhaft das Primärgeräusch durch $\hat{p}_P = A_P \cdot e^{j \cdot (\omega t + \phi_P)}$ sowie das Sekundärgeräusch mit $\hat{p}_S = A_S \cdot e^{j \cdot (\omega t + \phi_S)}$ in komplexer Form beschrieben werden. Das überlagerte Gesamtgeräusch \hat{p}_{ANC} ergibt sich dann zu:

$$\hat{p}_{ANC} = \hat{p}_P + \hat{p}_S = A_P \cdot e^{j \cdot (\omega t + \phi_P)} + A_S \cdot e^{j \cdot (\omega t + \phi_S)}. \quad (4.7)$$

Die Abbildung 4.6 zeigt sechs verschiedene Fälle, für die jeweils die Phasendifferenz $\Delta\phi = \phi_S - \phi_P$ zwischen Sekundär- und Primärgeräusch sowie das Amplitudenverhältnis A_S/A_P variiert sind. Amplitude und Phase des Primärgeräusches sind dabei konstant gehalten.

In den Fällen *A* bis *D* ist die Amplitude des Sekundärgeräusches gleich der Amplitude des Primärgeräusches. Im Fall *A* beträgt die Phasendifferenz $\Delta\phi = 0$, d.h. Primär- und Sekundärgeräusch sind phasengleich, was im Fall der kohärenten Überlagerung zu einer Verdoppelung der Amplitude im Gesamtgeräusch führt. Für den Fall *B* beträgt die Phasendifferenz $\Delta\phi = 90^\circ$. Hier ist die Gesamtamplitude zwar kleiner als im Fall *A*, aber immer noch größer als die Primäramplitude. Erst für eine Phasendifferenz von $\Delta\phi = 180^\circ$ (Fall *C*) kommt es auf Grund der entgegengesetzten Phase beider Teilschwingungen zur Auslöschung. Für diesen Fall sind Amplitude und Phase des Sekundärgeräusches optimal angepasst. Im Fall *D* ist die Phasendifferenz $\Delta\phi$ gerade so groß, dass die Gesamtamplitude für die kontrollierte Schwingung gleich der Primäramplitude ist. Damit findet keine Änderung statt.

Die Fälle *E* und *F* zeigen das gegenphasige Verhalten bei einer Phasendifferenz von $\Delta\phi = 180^\circ$ zwischen Sekundär- und Primärgeräusch wie in Fall *C*, jedoch ist hier die Amplitude nicht angepasst. Im Fall *E* ist die Sekundäramplitude kleiner als die des Primärgeräusches, so dass im Gesamtgeräusch eine Abschwächung der Amplitude stattfindet, jedoch ohne vollständige Auslöschung. Im Gegensatz dazu ist im Fall *F* die Sekundäramplitude viel größer als die des Primärgeräusches, so dass das Gesamtgeräusch insgesamt lauter wird. Hier findet im Verlauf des Gesamtgeräusches eine Phasendrehung um 180° gegenüber dem Fall *E* statt.

In Abbildung 4.7 ist eine vollständige Variation der beiden Parameter von Amplitudenverhältnis A_S/A_P und Phasendifferenz $\Delta\phi$ als Konturdarstellung der Pegeländerung $\Delta L_p = L_{p,ANC} - L_{p,P}$ in [dB] des überlagerten Gesamtgeräusches gegenüber dem Primärgeräusch aufgetragen. Rot bedeutet eine Pegelanhebung und blau eine Pegelminderung. Die diskutierten Fälle aus Abbildung 4.6 sind hier ebenfalls eingetragen.

Für ein Amplitudenverhältnis von $A_S/A_P = 1$ und einer Phasendifferenz von $\Delta\phi = 180^\circ$ zwischen Sekundär- und Primärgeräusch wird der destruktive Überlagerungszustand mit vollständiger Auslöschung (Fall *C*) erreicht. Steigt das Amplitudenverhältnis weiter an, so ist eine Minderung entlang der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Line möglich, bis die Amplitude des Sekundärgeräusches genau doppelt so groß ist wie im Primärgeräusch. Ab $A_S/A_P > 2$, d.h. wenn die Sekundäramplitude 6 dB über der Primäramplitude liegt ($20 \log_{10}(A_S/A_P) > 6$ dB), ist auch für eine gegenphasige Anpassung keine Minderung mehr möglich. Es kommt dann zu Pegelüberhöhungen gegenüber dem Primärgeräusch.

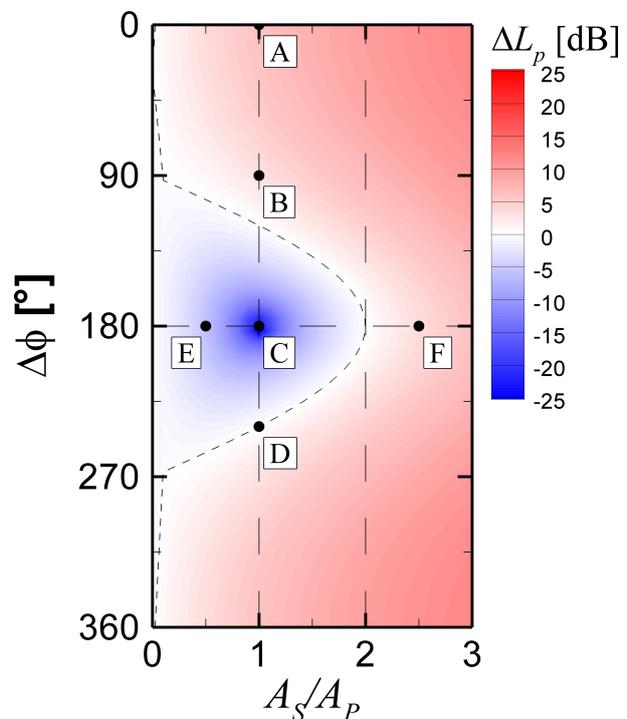


Abb. 4.7: Pegeländerung ΔL_p als Funktion von Amplitudenverhältnis A_S/A_P und Phasendifferenz $\Delta\phi$ zwischen Primär- und Sekundärgeräusch.

5 Einblasung zwischen Rotor und Stator – Beeinflussung mit einem Düsenring

Im Folgenden werden die Ergebnisse für die stationäre Einblasung zwischen Rotor und Stator diskutiert. Wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, basiert die Anregung des geeigneten Sekundärschallfeldes für diesen Fall auf der Wechselwirkung der Potentialfelder von Rotor und Einblasstrahl. Da die Einblasung über $V_{Düse} = 16$ Düsen in einer axialen Ebene erfolgt, wird dieser Fall auch als Beeinflussung mit einem Düsenring bezeichnet.

Der überwiegende Teil der Experimente wurde bei einer Drehzahl von $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ im Kennlinienpunkt des maximalen Wirkungsgrades des Ventilators bei einer Lieferzahl von $\varphi = 0,260$ durchgeführt (vgl. Abbildung 3.4). Mit den $Z = 18$ Rotorscheaufeln ergibt sich die BPF nach Gl. (1.1) bei dieser Drehzahl zu $f_{1BPF} = 1200 \text{ Hz}$.

Als Maß für die Minderung wird die Pegeldifferenz zwischen dem Fall mit Drucklufteinblasung (ANC) gegenüber dem Grundgeräusch der Basiskonfiguration bzw. dem Primärgeräusch P eingeführt:

$$\Delta L = L_{ANC} - L_P. \quad (5.1)$$

Die Gl. (5.1) gilt allgemein sowohl für die Änderungen im Schalldruckpegel, Index p , als auch für Änderungen im Schalleistungspegel, Index w . Negative Werte stellen Pegelminderungen und positive Werte Pegelanhebungen gegenüber dem Grundgeräusch dar.

5.1 Grundlegendes Verhalten der tonalen Schallfeldanteile bei radialer Einblasung

Die grundlegenden Eigenschaften der aktiven Minderung durch Einblasung werden in diesem Abschnitt für die Düsenkonfiguration mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$ bezogen auf die Gehäusewand an den Ergebnissen im Ausblaskanal ausführlich erklärt. In diesem Fall der radialen Einblasung ist die Vorgabe einer Einblasrichtung β bezüglich der Hauptströmungsrichtung nicht möglich. Die zylindrischen Düsen haben einen Durchmesser von $d_{Düse} = 1,5 \text{ mm}$. Der Axialabstand des Düsenrings zur Rotorhinterkante beträgt $\Delta x/c = 0,13$ bezogen auf die Sehnenlänge c der Rotorscheaufeln an der Blattspitze.

5.1.1 Beeinflussung der Schallfeldanteile bei der Blattpassierfrequenz

Die Minderung des Schalldruckpegels bei der BPF -Harmonischen f_{1BPF} mittels Einblasung zwischen Rotor und Stator wurde in den bereits erwähnten Arbeiten von Schulz [66] sowie Schulz et al. [67], [70] und [71] diskutiert. Allerdings führte Schulz keine vollständigen Radialmodenanalysen durch. Die Erweiterung der nötigen Messtechnik fand erst im Rahmen

der vorliegenden Arbeit statt. Einige Düsenparameter sowie der Betriebspunkt des Ventilators sind gegenüber den Arbeiten von Schulz verändert worden, so dass sich die optimalen Einblasparameter zur Minderung des Schalldruckpegels bei der BPF -Harmonischen f_{1BPF} unterscheiden. Für die globale Betrachtung der Minderungen der RSI -Moden bei den ersten vier BPF -Harmonischen wird die Pegelminderung der BPF -Harmonischen f_{1BPF} noch einmal einleitend dargestellt.

Die Abbildung 5.1 zeigt links die über den Umfang gemittelten Schalldruckspektren des Mikrofonrings mit 32 Mikrofonen im Ausblaskanal ohne und mit Einblasung. In den Spektren sind die zu vergleichenden Datensätze zur besseren Übersicht jeweils um ± 20 Hz verschoben aufgetragen. Die verwendete Düsenkonfiguration ist schematisch im rechten Bild von Abbildung 5.1 dargestellt. Der Schalldruckpegel bei der BPF -Harmonischen $f_{1BPF} = 1200$ Hz im Grundgeräusch, graue Kurve, wird im Fall mit Einblasung, gestrichelte schwarze Kurve, um $\Delta L_{p,1BPF} = -13,6$ dB gemindert. Diese Minderung wird bei einer Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,68\%$, bezogen auf den vom Ventilator im unbeeinflussten Fall geförderten Massenstrom \dot{m}_{Fan} erreicht. Dabei befinden sich die Düsen bei einer Umfangsposition von $\gamma/\Delta\Theta = 0,22$ bezogen auf eine Statorteilung.

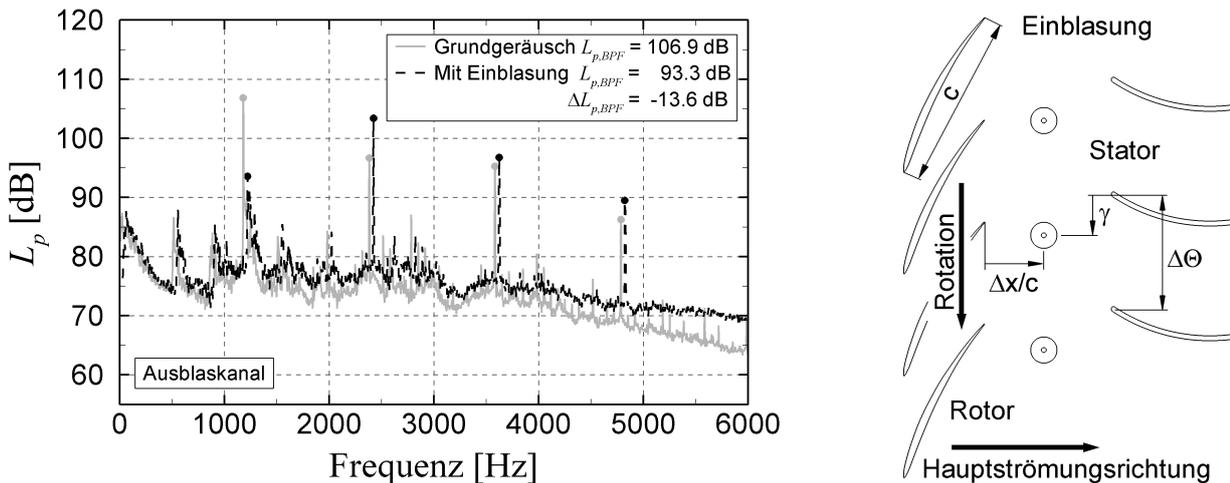


Abb. 5.1: Links: Schalldruckspektrum im Ausblaskanal ohne und mit Drucklufteinblasung für das Minimum im Schalldruckpegel bei $f_{1BPF} = 1200$ Hz. Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta = 0,22$, Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,68\%$. Rechts: Skizze der Beeinflussungskonfiguration: Axialabstand $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Die Minderung des Schalldruckpegels bei $f_{1BPF} = 1200$ Hz ist mit einer Anhebung der höheren BPF -Harmonischen sowie mit einer allgemeinen Anhebung des Rauschniveaus verbunden. Die Zunahme des Schalldruckpegels bei $f_{2BPF} = 2400$ Hz beträgt $\Delta L_{p,2BPF} \approx 8$ dB und liegt ungefähr $\Delta L_p \approx 10$ dB über dem Pegelminimum bei $f_{1BPF} = 1200$ Hz. Auch die Pegel der BPF -Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} sind gegenüber dem Grundgeräusch angehoben. Die Ursache dafür liegt in der spektralen Zusammensetzung und der starren Kopplung der einzelnen Anteile im angeregten Sekundärschallfeld. Diese stimmt nicht mit der des Primärschallfeldes überein, da beiden Schallfeldern unterschiedliche Anregemechanismen zu Grunde liegen, vgl. hierzu Abschnitt 4.1. Dies hat zur Folge, dass für die gegenphasige Amplitudenanpassung bei $f_{1BPF} = 1200$ Hz die anderen tonalen Komponenten in ihrer Phase und Amplitude nicht unbedingt im Sinne einer destruktiven Überlagerung der jeweiligen

Primärfeldkomponente angepasst sein müssen. Die starre Koppelung zwischen den tonalen Komponenten im Sekundärschallfeld führt dazu, dass bei einer Änderung von Umfangsposition und Einblasmenge auch immer die jeweils nicht gezielt kontrollierten Anteile in ihrer Phase und Amplitude verändert werden. In der Arbeit von Lemke et al. [104] sind erstmals Minderungen anderer Schallfeldanteile bei veränderten Einblasmengen und Umfangspositionen gezeigt worden.

Weiterhin ist eine Anhebung des breitbandigen Rauschens über den gesamten Frequenzbereich zu beobachten. Schulz et al. [71] führten diese Anhebung auf das Freistrahlgemisch der Einblasdüsen selbst zurück. Als Ursache wurden die hohen Einblasgeschwindigkeiten der Düsen angegeben. Die entstehenden turbulenten Scherschichten zwischen dem Einblasstrahl und der umgebenden Strömung führen zu Geschwindigkeitsfluktuationen, die in der akustischen Analogievorstellung Quadrupolquellen darstellen und somit nach Neise [90] zu breitbandigem Rauschen führen. Die spätere Diskussion wird zeigen, dass neben dem Freistrahlgemisch auch die Wechselwirkung der Freistrahlen mit dem nachgeschalteten Stator eine Anhebung im breitbandigem Rauschen bewirken.

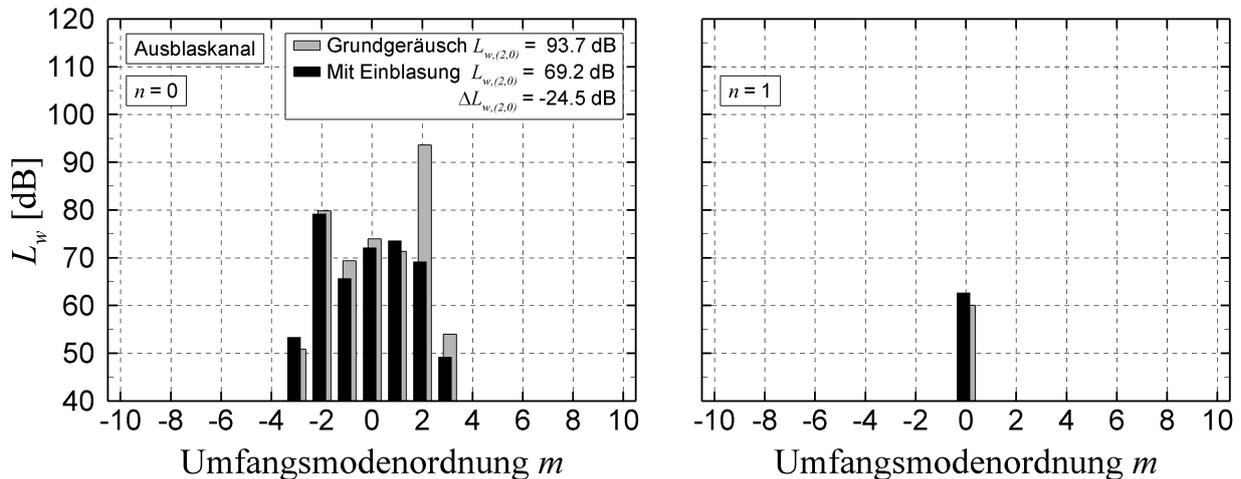


Abb. 5.2: Modenspektren im Ausblaskanal bei $f_{1BPF} = 1200$ Hz ohne und mit Drucklufteinblasung für die zugehörige Minderung im Schalldruckpegel dieser Frequenzlinie aus Abb. 5.1. Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta = 0,22$; Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,68\%$. *Links:* Radialmodenordnung $n = 0$; *Rechts:* $n = 1$.

Die Abbildung 5.2 zeigt die zugehörigen Ergebnisse der vollständigen Radialmodenanalyse im Ausblaskanal als Schalleistungsspektren der ausbreitungsfähigen Umfangsmode m für die ausbreitungsfähigen radialen Modenordnungen $n = 0$ (*links*) und $n = 1$ (*rechts*) bei $f_{1BPF} = 1200$ Hz. In der Auswertung kann zwischen hin- und rücklaufenden Wellen unterschieden werden. Somit wird nur die von der Quelle (Rotor-Stator Stufe) abgestrahlte Schalleistung ohne Reflexionen am Kanalende betrachtet. Dargestellt sind das Grundgeräusch gegenüber dem Fall mit Einblasung für die in Abbildung 5.1 gezeigte Minderung des Schalldruckpegels bei f_{1BPF} . Von den nach Tyler & Sofrin (Gl. (2.9)) angeregten *RSI*-Moden ist $(m, n) = (2, 0)$ die einzige ausbreitungsfähige *RSI*-Mode bei dieser Frequenz im Ausblaskanal des Ventilatorprüfstandes. Im Spektrum tritt diese Mode mit einem Schalleistungspegel von $L_{w,(2,0)} = 93,7$ dB und einem Rauschabstand von 13,8 dB deutlich hervor. Die

weiteren Moden im Spektrum werden durch fertigungsbedingte Unsymmetrien in der Rotor- und Statorbeschaufelung oder einer möglichen ungleichförmigen Zuströmung verursacht.

Durch die Einblasung bei den genannten Parametern wird die Schallleistung der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ um $\Delta L_{w,(2,0)} = -24,5$ dB unter das Rauschniveau gemindert und ist damit nicht mehr pegelbestimmend. Der Gesamtpegel bei f_{1BPF} wird nun durch die Mode $(m, n) = (-2, 0)$ bestimmt, was eine weitere Minderung begrenzt. Der Gesamtpegel jeder Frequenzkomponente ergibt sich aus der Überlagerung aller im Kanal beteiligten ausbreitungsfähigen Moden (m, n) bei dieser Frequenz (vgl. Gl. (2.11)). Die beeinflussten Modenspektren weisen ebenso eine leichte Änderung in den Schallleistungspegeln der weiteren Moden auf. Diese Einflüsse lassen sich auf geringe Unsymmetrien zwischen den einzelnen Einblasstrahlen und in der Geometrie des Rotors zurückführen.

5.1.2 Verhalten der *RSI*-Moden für die ersten vier *BPF*-Harmonischen in Abhängigkeit von Umfangsposition und Einblasmenge

Die ausbreitungsfähigen *RSI*-Moden bei den jeweiligen *BPF*-Harmonischen lassen sich über Amplitude und Phasenlage sehr gut beschreiben. Wie Lemke et al. [105], [106] sowie [107] zeigten, erfolgt durch die Einblasung eine Beeinflussung von Amplitude und Phase der *RSI*-Moden in Abhängigkeit der Umfangsposition und der Einblasmenge. Diese Zusammenhänge sind grundlegend für eine Systembeschreibung sowie für das Verständnis der spektralen Zusammensetzung des angeregten Sekundärschallfeldes.

Im folgenden werden Ergebnisse vorgestellt, bei denen das beeinflusste Schallfeld an 46 äquidistant verteilten Messpunkten innerhalb einer Statorpassage mit dem einfachen Drehkanal vermessen wurde. Damit ergibt sich eine Auflösung von $\Delta\gamma/\Delta\Theta = 0,022$ in Umfangsrichtung. An jeder Umfangsposition erfolgt eine Variation der Einblasmenge an 26 nahezu gleichverteilten Messpunkten im Bereich von $0 < \dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} < 0,70\%$ sowie eine Referenzmessung des Grundgeräusches ohne Einblasung. Insgesamt ergeben sich so 1196 Messpunkte, für die jeweils eine komplette Radialmodenanalyse für die ersten vier *BPF*-Harmonischen erfolgt. Mit Hilfe der Analyse kann zwischen hin- und rücklaufenden Wellen unterschieden werden. Für die Ergebnisdiskussion werden nur die von der Quelle kommenden, hinlaufenden Wellen im Ausblaskanal des Ventilatorprüfstandes betrachtet.

Anschließend werden an jedem Messpunkt Amplituden und Phasen der *RSI*-Moden für die jeweiligen *BPF*-Harmonischen aus den Modenspektren extrahiert und mit Hilfe der Gl. (5.1) die Pegeländerungen der Schallleistung gegenüber dem Fall ohne Einblasung berechnet. Weiterhin erfolgt unter der Annahme der kohärenten linearen Superposition die Berechnung der zugehörigen Sekundärschallfelder in Amplitude und Phase mit Hilfe der Gl. (4.3) bis (4.5) aus Abschnitt 4.1 in jedem Messpunkt. Aus Gl. (4.6) folgt dann die Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ zwischen Sekundär- und Primärschallfeld der jeweiligen *RSI*-Moden, welche $\Delta\phi_{(m,n)} = 0^\circ$ bzw. $\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$ für gleichphasige bzw. gegenphasige Überlagerungszustände für die getroffenen Annahmen betragen muss.

In Abbildung 5.3 ist das Verhalten aller ausbreitungsfähigen *RSI*-Moden (m, n) für die ersten vier *BPF*-Harmonischen im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Einblasmenge und der Umfangsposition der Düsen dargestellt. Die Änderungen in der Schallleistung ΔL_w gegenüber dem Fall ohne Einblasung sind hier als Konturdarstellung aufgeführt. Auf der x -Achse ist die variierte Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ und auf der y -Achse die Umfangsposition der Düsen

$\gamma/\Delta\Theta$ innerhalb einer vollen Statorpassage aufgetragen. Die y -Achse verläuft von oben nach unten, um einen Bezug zur nebenstehenden Skizze der Einblaskonfiguration herzustellen. Die Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0$ konnte als Folge von Undichtigkeiten der Ventile nicht eingestellt werden. Dies entspricht dem Fall ohne Einblasung, bei dem der Haupthahn der zugeführten Druckluft verschlossen wurde. Die allgemeine Zuordnung der Konturfalten in [dB] erfolgt über die nebenstehende Legende. Dabei sind Minderungen in der Schalleistung gegenüber dem Fall ohne Einblasung mit blauen und Anhebungen mit roten Farbtönen kodiert. Entlang der gestrichelten 0 dB-Isolinie erfolgt keine Änderung in der Schalleistung gegenüber dem Grundgeräusch.

Für die *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(m, n) = (4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} sind zusätzlich die lokalen und globalen Minima sowie die aus den Messdaten berechneten Isolinien der Phasendifferenzen $\Delta\phi_{(m,n)} = 0^\circ$ und $\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$ für den gleichphasigen bzw. gegenphasigen Zustand zwischen dem Primär- und dem Sekundärschallfeld eingetragen. Die Zuordnung der Symbole ist der nebenstehenden Legende zu entnehmen.

Mit *global* wird im Weiteren das Minimum mit der höchsten Minderung in einem zusammenhängenden Gebiet der Pegelminderung bezeichnet, auch wenn dieses im gesamten Messraster nicht dem eigentlichen globalen Minimum entspricht. Jedes *globale* Minimum innerhalb einer Statorpassage zeichnet sich durch eine nahezu vollständige Anpassung von Amplitude und Phase im Sinne einer idealen destruktiven Überlagerung aus. Das globale Minimum der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ entspricht dem bereits oben diskutierten Pegelminimum bei f_{1BPF} (vgl. Abbildung 5.2).

Allgemein können für alle betrachteten *RSI*-Moden Gebiete mit Minderungen und Anhebungen im Pegel der Schalleistung gegenüber dem Grundgeräusch alternierend mit der Umfangsposition innerhalb einer Statorpassage beobachtet werden. Für die *RSI*-Moden $(m, n) = (6, 1)$ sowie $(8, 1)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} fällt im Vergleich zu den anderen Ergebnissen die Strukturierung dieser Gebiete nicht eindeutig aus. Ursache hierfür ist ein ungünstiger Signal-zu-Rauschabstand in den Messdaten.

RSI-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$

Für die *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ bei f_{1BPF} wird beim Durchgang der Düsenpositionen über eine komplette Statorpassage für jede Einblasmenge genau ein ausgeprägtes Minimum und ein Maximum erreicht. Damit sind sowohl destruktive als auch konstruktive Überlagerungen möglich. Das Verhalten ist periodisch mit jeder Statorpassage, so dass innerhalb einer Statorpassage ein Winkelbereich von 360° im generierten Sekundärschallfeld abgedeckt wird. Der Abstand in Umfangsrichtung zwischen diesen beiden Extrema bzw. zwischen den Linien der Phasengleichheit von $\Delta\phi_{(2,0)} = 0^\circ$ und der Gegenphasigkeit von $\Delta\phi_{(2,0)} = 180^\circ$ beträgt ungefähr $\Delta\gamma/\Delta\Theta \approx 0,42$ und entspricht damit in etwa der Hälfte einer Storteilung. Die globalen Minima wiederholen sich damit periodisch für jede Statorpassage, so dass deren Abstand der Teilung einer Statorpassage $\Delta\Theta$ entspricht. Insgesamt ähnelt das Verhalten der in Abschnitt 4.3 dargestellten Abbildung 4.7 zum grundlegenden Verhalten der kohärenten Überlagerung zweier Wellen bis zu einem Amplitudenverhältnis von $A_S/A_P \approx 1$, jedoch mit einer anderen Nulllage der Phasen. Auch die Ergebnisse von Schulz [66] zeigen, allerdings dort für das Verhalten im Schalldruckpegel bei f_{1BPF} , dass die Phase über die Umfangsposition und die Amplitude über die Einblasmenge kontrolliert werden kann.

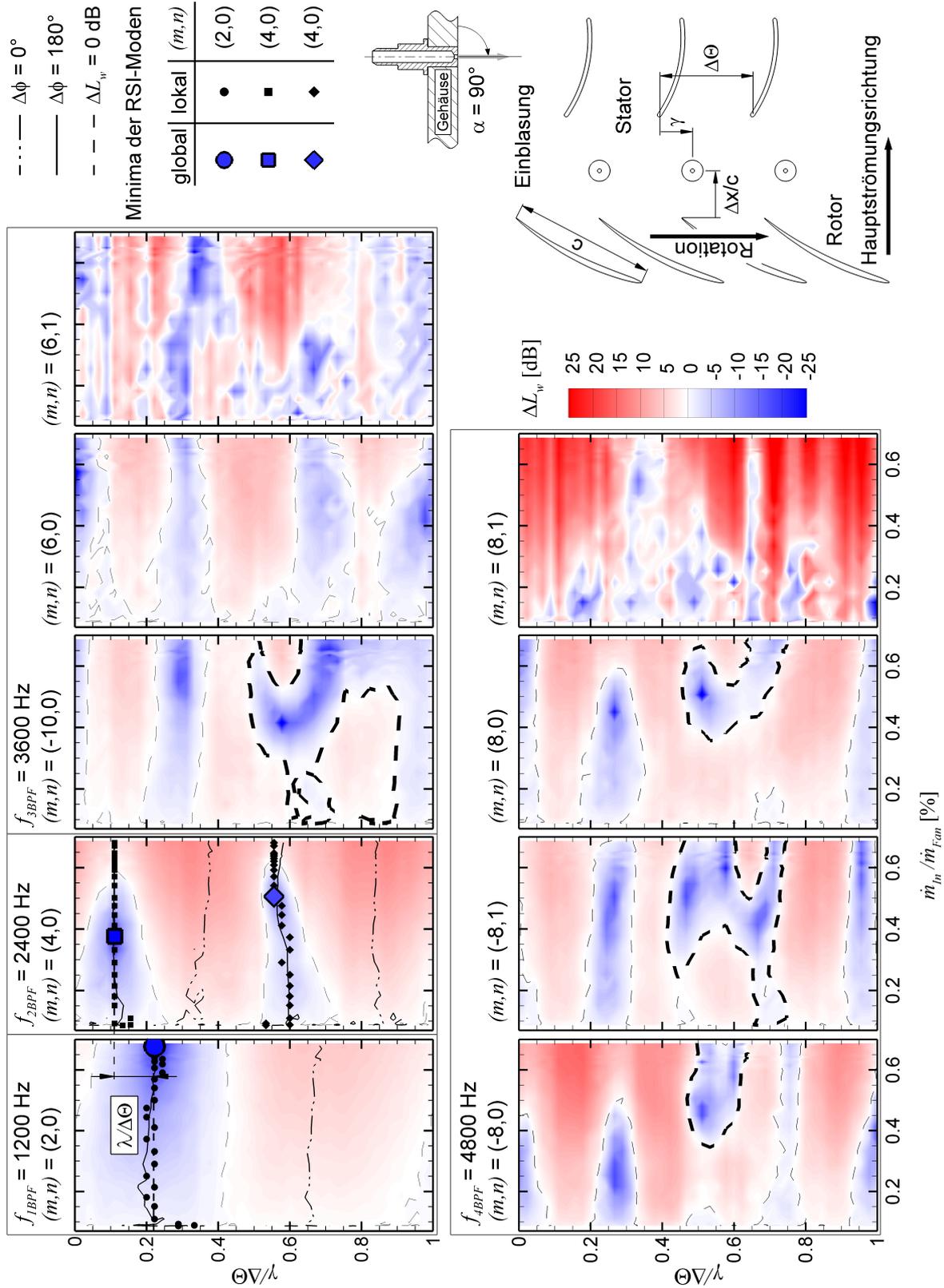


Abb. 5.3: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der RSI-Moden (m,n) für die ersten vier BPF-Harmonischen im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Für die RSI-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ sind die lokalen/globalen Minima sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Das Verhalten des Schalleistungspegels der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} zeigt deutlich zwei ausgeprägte Gebiete innerhalb einer Statorpassage, in denen sowohl Minderungen als auch Anhebungen gegenüber dem Grundgeräusch möglich sind. Die $\Delta\phi_{(4,0)} = 180^\circ$ - und $\Delta\phi_{(4,0)} = 0^\circ$ -Isolinien liegen entsprechend in den Gebieten mit Minderung, bzw. in Gebieten mit Pegelanhebungen vor. Das zweifache Vorhandensein der Extrema bedeutet, dass bei der Änderung der Umfangsposition der Düsen innerhalb einer Statorpassage die Phase des generierten Sekundärschallfeldes einen Winkelbereich von zweimal 360° abbildet. Der Abstand der lokalen Minima/Maxima zwischen dem jeweils gegen- bzw. gleichphasigen Zustand ($\Delta\phi_{(4,0)} = 180^\circ$ und $\Delta\phi_{(4,0)} = 0^\circ$) beträgt $\Delta\gamma/\Delta\Theta \approx 0,5$ und entspricht damit in etwa der Hälfte einer Storteilung $\Delta\Theta$.

Für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei f_{2BPF} wird für die maximal betrachtete Einblasmenge eine wesentlich höhere Amplitude im Sekundär- gegenüber dem Primärschallfeld erzeugt. Eine Erhöhung der Einblasmenge, was einer Erhöhung im Pegel des Sekundärschallfeldes entspricht, über beide globale Minima hinaus, führt zu geringeren Pegelminderungen. Kreuzt die 180° -Isolinie die 0 dB-Isolinie, dann ist die Sekundäramplitude genau doppelt so groß wie die Primäramplitude, d.h. das Amplitudenverhältnis beträgt $A_S/A_P = 2$ und folglich entspricht der Summenpegel aus beiden gegenphasigen Feldern dem Primärpegel. Es findet damit keine Änderung im kontrollierten Pegel statt. Dies ist ab einer Einblasmenge von ungefähr $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,6\%$ der Fall. Darüber hinaus kommt es zu deutlichen Pegelanhebungen ähnlich dem Fall *F* aus Abbildung 4.6 aus Abschnitt 4.3, obwohl die Phase mit $\Delta\phi_{(4,0)} = 180^\circ$ optimal angepasst ist.

Die Umfangspositionen der lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ für jede vermessene Einblasmenge auf dem Messgitter entsprechen ungefähr denen der zugehörigen globalen Minima. Für die betrachtete Düsenkonfiguration sind die Umfangspositionen der lokalen Minima damit nahezu unabhängig von der Einblasmenge. Die eingezeichneten $\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$ -Isolinien bilden sehr genau den Verlauf der vermessenen lokalen Minima im Messgitter ab, auch wenn die Amplitudenanpassung nicht erreicht ist. Die Ergebnisse zeigen für beide bisher betrachteten *RSI*-Moden, dass die Annahme einer klassischen Überlagerung eines Sekundär- mit dem Primärschallfeld zutrifft.

Beinflussung weiterer *RSI*-Moden (m, n)

Mit zunehmender Ordnungszahl h der *BPF*-Harmonischen steigt auch die Anzahl der zusammenhängenden Gebiete mit Pegelminderungen und damit die Anzahl der globalen Minima innerhalb einer Statorpassage $\Delta\Theta$. Die Gebiete mit Pegelminderungen für die *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} sind in ihrer Form und Ausdehnung jedoch nicht identisch. Auch sind die globalen Minima durch unterschiedliche optimale Einblasmengen gekennzeichnet. Für Positionen im Bereich von $0 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,5$ ist noch eine nahezu gleichmäßige Abwechslung zwischen den zusammenhängenden Gebieten mit Minderungen und Anhebungen in Umfangsrichtung zu beobachten. Im Bereich zwischen $0,5 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,7$ findet dagegen eine Verschmierung der Gebiete mit Pegelminderungen statt (fett hervorgehobene 0-dB-Isolinien).

Im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (-8, 1)$ sind bis zu drei ausgeprägte Minima innerhalb eines zusammenhängenden Gebietes bei verschiedenen Umfangspositionen und Einblasmengen vorhanden. Diese gegenüber der ersten Passagenhälfte vorherrschende Unsymmetrie ist auch für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei f_{2BPF} in der Lage der globalen Minima zueinan-

der und im Verlauf der beiden $\Delta\phi_{(4,0)} = 180^\circ$ -Isolinien zu beobachten. Allerdings ist dies dort deutlich weniger ausgeprägt. Ursache ist die Interaktion der Düsenfreistrahlen mit dem nachgeschalteten Stator, welche abhängig von der Umfangsposition ist¹. Da die höheren Frequenzen empfindlicher auf Änderung reagieren, hat dieser Effekt eine starke Auswirkung auf die *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} .

In den weiteren Ergebnissen der *RSI*-Moden bei der *BPF*-Harmonischen f_{4BPF} wird deutlich, dass mit der Methode der Einblasung von Druckluft auch die zugehörigen höheren Radialmodenordnungen beeinflusst werden können. Obwohl die Beeinflussung an der Blattspitze stattfindet, führen die angeregten Sekundärquellen und deren Verteilung auf den Rotorschaukeln auch zur Ausbildung eines geeigneten Sekundärschallfeldes für höhere radiale Modenordnungen. Diese lassen sich in gleicher Weise in ihre Amplitude und Phase durch die Einblasmenge und Umfangsposition der Düsen innerhalb einer Statorpassage kontrollieren. Ebenso können auch mehrere *RSI*-Moden unterschiedlicher Umfangsordnungen m bei einer Frequenz für jeweils unterschiedliche Einblasmengen und Umfangspositionen beeinflusst werden.

Ableitung allgemein gültiger Aussagen

Allgemein lässt sich in den Teilabbildungen der *RSI*-Moden aus Abbildung 5.3 eine Zunahme in der Anzahl der globalen Minima innerhalb einer Statorpassage mit zunehmender Ordnung der Harmonischen h der *BPF* beobachten. Die Untersuchungen zeigen, dass die zugehörigen höheren radialen Modenordnungen in gleicher Weise beeinflusst werden. Im Fall der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} betrug die Anzahl der globalen Minima für die jeweilige *RSI*-Mode eins bzw. zwei. Für die *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} sind jeweils drei bzw. vier globale Minima für jede der beteiligten *RSI*-Moden in erster Näherung vorhanden. Die Änderungen in den Schalleistungspegeln sind an den Rändern der Statorpassage periodisch, d.h. ein Gebiet, das nicht in Richtung $\gamma/\Delta\Theta = 1$ von einer 0 dB-Isolinie beendet wird, setzt sich bei $\gamma/\Delta\Theta = 0$ bis zur ersten 0 dB-Isolinie fort und zählt als ein zusammenhängendes Gebiet. Die sich überschneidenden Gebiete mit Pegelminderungen im Bereich von $0,5 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,7$ für die *RSI*-Moden $(m, n) = (-10,0)$, $(-8,1)$ und $(8,0)$ können als zwei Minima interpretiert werden, welche auf Grund der Interaktion der Düsenfreistrahlen mit dem Stator verschmiert werden. Damit wird innerhalb einer Statorpassage für das jeweilige Sekundärschallfeld in erster Näherung ein Phasenwinkel von $h \cdot 360^\circ$ durchfahren. Generell ergibt sich die Anzahl der Minima innerhalb einer Statorpassage zu:

$$nb_{Min} = h. \quad (5.2)$$

Der Abstand in Umfangsrichtung dieser globalen Minima zueinander für die jeweiligen *RSI*-Mode ergibt sich zu:

$$\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = \frac{1}{h}. \quad (5.3)$$

Die Anzahl nb_{Min} und der Abstand $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta$ sind damit in erster Näherung proportional bzw. umgekehrt proportional zur Ordnung der *BPF*-Harmonischen h .

Diese Zusammenhänge sind allgemein gültig für die vorgestellte Methode der aktiven Geräuschminderung in einer Turbomaschine mittels Drucklufteinblasung zwischen Rotor und

¹Eine ausführliche Diskussion zur Interaktion der Düsenfreistrahlen mit dem Stator wird im späteren Abschnitt 5.3.1 gegeben.

Stator. Die absoluten Positionen der Minima innerhalb einer Statorpassage sowie die relative Lage der Minima der einzelnen Schallfeldanteile zueinander sind durch die spektrale Zusammensetzung von Primär- und Sekundärschallfeld bestimmt. Beide spektralen Zusammensetzungen sind stark an den Betriebspunkt gekoppelt und werden ebenso durch das geometrische Design von Rotor- und Statorbeschaufung beeinflusst. Dieser Einfluss beruht auf dem zweiten Term von Gl. (2.8) aus Abschnitt 2.2. Die Verteilung der instationären und periodischen Oberflächenkräfte (Betriebspunkt) sowie die Integration über die Oberfläche (geometrisches Design) haben auf die tonale Schallenstehung und damit auf die spektrale Zusammensetzung einen erheblichen Einfluss. Ebenso ist die aufzuwendende Einblasmenge sowie der Bereich der Interaktion der Einblasstrahlen mit dem nachgeschalteten Stator stark maschinenspezifisch. Die weitere Diskussion wird zeigen, dass die geometrischen Düsenparameter einen weiteren Einflussfaktor darstellen.

Kopplung und spektrale Zusammensetzung

Mit der Abbildung 5.3 können indirekt Rückschlüsse auf die spektrale Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes sowie auf die Kopplung zwischen den einzelnen Komponenten an Hand der Lage der globalen Minima der jeweiligen *RSI*-Moden zueinander getroffen werden. Insbesondere in der Gegenüberstellung der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$, $(4, 0)$ sowie $(-10, 0)$ werden diese Unterschiede in den Umfangspositionen und den Einblasmengen deutlich. Die Parameter zum Erreichen des globalen Minimums bei der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ führen im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ zu einer Pegelanhebung. Im Gegensatz dazu liegt das erste globale Minimum der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ in einem Bereich, in dem Pegelminimierungen der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ möglich sind. Diese Parameter führen jedoch im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (-10, 0)$ zu einer Anhebung in der Schalleistung gegenüber dem Grundgeräusch.

Die Amplituden und Phasen der Sekundärschallfelder hängen individuell verschieden von der Umfangsposition und der Einblasmenge ab. Ursache ist die gekoppelte Anregung aller tonaler Komponenten als Folge der Wechselwirkung von Rotorströmung und Einblasstrahl. Die unterschiedlichen Anregemechanismen zwischen den Primär- und Sekundärschallfeldern und der damit verbundene Unterschied in den spektralen Zusammensetzungen beider Felder führen dazu, dass nur eine Komponente durch Umfangsposition und Einblasmenge und damit nur ein Freiheitsgrad des Schallfeldes für die betrachtete Düsenanordnung mit einem Düsenring kontrolliert werden kann. Eine unabhängige Beeinflussung einer Komponente ohne die Beeinflussung der anderen ist nicht direkt möglich.

Für die weiteren Untersuchungen wird als Bewertungsmaß der spektralen Zusammensetzung der Abstand in Umfangsrichtung $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen den lokalen Minima der Moden $(m, n) = (2, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} sowie den dazu dichtesten lokalen Minima der Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} eingeführt. Bei der diskutierten Düsenkonfiguration beträgt dieser Abstand $\lambda/\Delta\Theta = 0,12$. Ein Ziel der weiteren Untersuchungen zur Beeinflussung mit einem Düsenring ist es, dieses Maß durch geeignete Einblaskonfigurationen zu mindern und im Idealfall auf $\lambda/\Delta\Theta = 0$ zu reduzieren. In diesem Fall liegen dann die globalen Minima für beide Komponenten an einer Umfangsposition vor. Für die *RSI*-Moden bei höheren *BPF*-Harmonischen können ebenfalls solche Maße eingeführt werden. In der vorliegenden Arbeit sollen die Zusammenhänge jedoch stellvertretend

für die *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(m, n) = (4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} weiter diskutiert werden, da die wesentlichen Aussagen auch für die anderen Komponenten gelten.

5.2 Einfluss der Düsenparameter auf die spektrale Kopplung im Sekundärschallfeld

Auf Grund der unterschiedlichen Generierungsmechanismen unterscheiden sich die spektralen Zusammensetzungen von Primär- und Sekundärschallfeld. Die spektrale Zusammensetzung des abgestrahlten Sekundärschallfeldes ergibt sich dabei aus der Integration der zusätzlich angeregten Quellen über die Oberflächen der Rotorscheaufeln (vgl. Goldstein [10]). Eine Möglichkeit mehrere Schallfeldanteile bei der Beeinflussung mit einem Düsenring gleichzeitig zu mindern, besteht in der Anpassung der spektralen Zusammensetzung des Sekundärs an die des Primärschallfeldes über eine Änderung der Quellverteilung auf den Oberflächen der Rotorscheaufeln. Hierfür muss die Wechselwirkung zwischen der Rotorumströmung und den Einblasstrahlen beeinflusst werden. Dies ist über die Änderung der Form und Ausrichtung des Einblasstrahls in einem begrenzten Rahmen möglich, was im Folgenden über eine Variation verschiedener geometrischer Düsenparameter erreicht werden soll.

5.2.1 Die Schrägeinblasung

Für die Schrägeinblasung stehen die in Abschnitt 3.2 aufgeführten vier Düseneinsätze mit den Einblaswinkeln bzgl. der Gehäusewand von $\alpha = 90^\circ$, $\alpha = 60^\circ$, $\alpha = 45^\circ$ sowie $\alpha = 30^\circ$ zur Verfügung. Durch die Änderung des Einblaswinkels α weg von der radialen Einblasung ($\alpha < 90^\circ$) ergibt sich als weiterer Parameter die Einblasrichtung β gegenüber der Hauptströmungsrichtung bei Verdrehung der Düseneinsätze um ihre Symmetrieachse. Die Düsenbohrungen sind konstruktionsbedingt exzentrisch zur Symmetrieachse angeordnet, so dass sich hier kleine Abweichungen in der Axial- und Umfangsposition der eigentlichen Düsenöffnungen gegenüber den $\alpha = 90^\circ$ -Düsen ergeben. Dieser Einfluss wird jedoch vernachlässigt. Axial- und Umfangsposition sind auf die Symmetrieachse der Düseneinsätze bezogen. Für die Schrägeinblasung beträgt der Axialabstand zur Rotorhinterkante ebenfalls $\Delta x/c = 0,13$.

Die bereits diskutierte Anordnung der radialen Einblasung von $\alpha = 90^\circ$ soll im Folgenden als Referenz dienen. Die wesentlichen Effekte der Schrägeinblasung werden zunächst an der Düsenkonfiguration mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 45^\circ$ und der Einblasung in Richtung der Rotorsehne mit der Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$ dargestellt. In den weiteren Abschnitten werden dann die Auswirkungen von Einblaswinkel α und Einblasrichtung β auf die spektrale Zusammensetzung am Beispiel der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} im Detail diskutiert. Einige Ergebnisse hierzu sind bereits in Lemke et al. [105] sowie [106] und [107] veröffentlicht worden. In den Arbeiten von Schulz et al. [73] und [66] wurden Einblaswinkel und Richtung ebenfalls verändert. Allerdings konzentrierten sich diese Untersuchungen auf eine Optimierung der Einblasmenge zur Minderung des Schalldruckpegels der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} .

5.2.1.1 Gemeinsamkeiten und Unterschiede zur radialen Einblasung

Die Abbildung 5.4 zeigt die Änderung im Schalleistungspegel ΔL_w gegenüber dem Grundgeräusch für die *RSI*-Moden der ersten vier *BPF*-Harmonischen. Für die betrachtete Düsenkonfiguration $(\alpha, \beta) = (45^\circ, 117^\circ)$ der Schrägeinblasung sind genau wie im Fall bei radialer Einblasung $\alpha = 90^\circ$ deutlich Gebiete zu erkennen, in denen sowohl Pegelminderungen als auch Anhebungen alternierend mit der Umfangsposition möglich sind. Jedoch findet eine Verzerrung der gesamten Topologie mit steigender Einblasmenge in Richtung der nächsten Statorschaufel statt.

Die Unsymmetrien hinsichtlich Umfangspositionen und Einblasmengen der zusammenhängenden Gebiete mit Pegelminderungen im Fall der radialen Einblasung ($\alpha = 90^\circ$) sind in ähnlicher Weise auch hier zu beobachten. So wird für das zweite globale Minimum der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ eine erhöhte Einblasmenge gegenüber dem ersten globalen Minimum benötigt. Für die *RSI*-Mode bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} ist ebenso das Verschmieren der Gebiete mit Minderung (fett hervorgehobene 0-dB-Isolinien) zu erkennen. Auch hier liegt die Ursache in der Interaktion der Einblasstrahlen mit dem Stator, welche abhängig von der Umfangsposition der Düsen ist². Auch diese Interaktionszone ist in Richtung der nächsten Statorschaufel verschoben.

Genau wie im $\alpha = 90^\circ$ -Fall bei radialer Einblasung steigt die Anzahl der globalen Minima für die jeweiligen *RSI*-Moden innerhalb einer Statorpassage mit der Ordnung der *BPF*-Harmonischen h . Auch hier gilt in erster Näherung ohne Berücksichtigung der Unsymmetrien $nb_{Min} = h$, vgl. Gl. (5.2). Der Abstand in Umfangsrichtung zwischen den globalen Minima ist ebenfalls proportional zur Ordnung h der *BPF*-Harmonischen und kann somit über Gl. (5.3) angenähert werden. Die Phasen des jeweiligen Sekundärschallfeldes durchfahren ebenfalls einen Winkelbereich von $h \cdot 360^\circ$ innerhalb einer Statorpassage. Ebenso können die zugehörigen höheren Radialmodenordnungen beeinflusst werden.

Im Folgenden sollen das Verhalten der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} sowie die wesentlichen Unterschiede zum $\alpha = 90^\circ$ -Fall etwas genauer diskutiert werden. Die globalen Minima beider *RSI*-Moden im Schalleistungspegel werden bei geringeren Einblasmengen erreicht. Eine detaillierte Gegenüberstellung der optimalen Umfangspositionen und Einblasmengen wird in Tabelle 5.1 gegeben. Bei weiterer Erhöhung der Einblasmenge über das Optimum hinaus wird die Amplitude des Sekundärschallfeldes größer als die des Primärschallfeldes, so dass die Pegelminderung insgesamt wieder geringer ausfällt. Ein solches Verhalten ist für die *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ im Bereich der betrachteten Einblasmenge für den $\alpha = 90^\circ$ -Fall nicht beobachtet worden. Mit der gegebenen Düsenkonfiguration $(\alpha, \beta) = (45^\circ, 117^\circ)$ wird damit ein stärkeres Sekundärschallfeld generiert. Infolge der schräg einblasenden Düsen kommt es zu einer höheren Verblockung der Rotorströmung, so dass eine stärkere Wechselwirkung der Potentialfelder zwischen Einblasstrahl und Rotorströmung stattfindet³. Die Beeinflussung fällt bzgl. der aufzubringenden Einblasmenge daher effektiver aus.

Im Verlauf der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien (gegenphasig) und der zugehörigen lokalen Minima sowie der $\Delta\phi = 0^\circ$ -Isoline (gleichphasig) zeigt sich eine starke Abhängigkeit der Umfangspositio-

²Auch hier sei auf die ausführliche Diskussion im späteren Abschnitt 5.3.1 hingewiesen.

³Eine ausführlichere Erläuterung zu den strömungsmechanischen Effekten wird im Anhang A.2 gegeben.

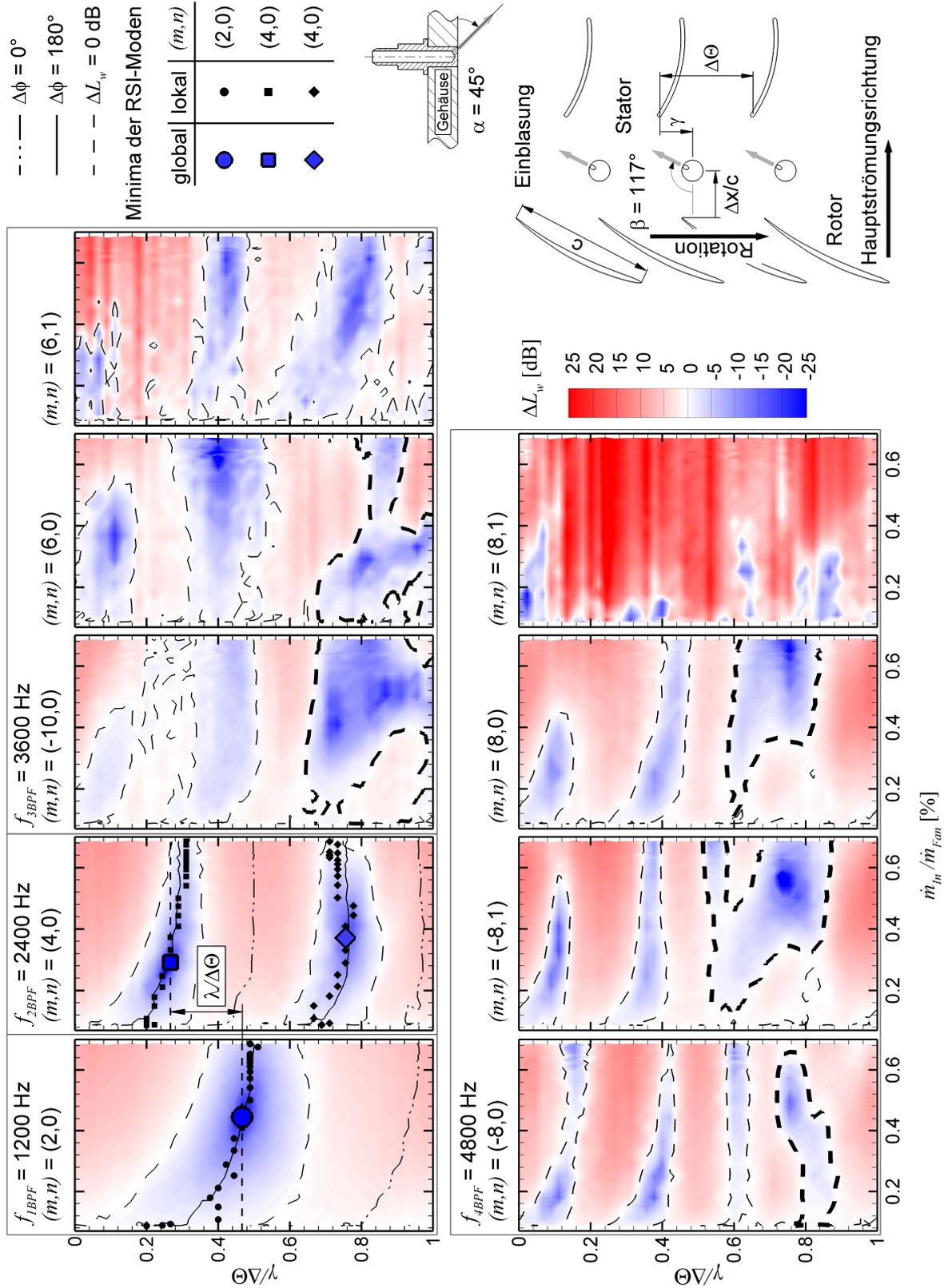


Abb. 5.4: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der RSI-Moden (m,n) für die ersten vier BPF-Harmonischen im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Für die RSI-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ sind die lokalen/globalen Minima sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

nen von der Einblasmenge. Generell geben auch hier die berechneten $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien den Verlauf der vermessenen lokalen Minima sehr gut wieder. Im $\alpha = 90^\circ$ -Fall bleibt die optimale Umfangsposition der lokalen Minima gegenüber dem globalen Minimum nahezu unverändert mit der Einblasmenge. Für die hier betrachtete Konfiguration muss bei Variation der Einblasmenge die Umfangsposition der Düsen nachgestellt werden, um der gegenphasigen Anpassung zu folgen. In Schulz [66] wurde ein ähnlicher Effekt in der Beeinflussung des Schalldruckpegels bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} beobachtet und als Phasenkorrektur durch die Einblasmenge beschrieben, wenn die Umfangsposition eine geringe Fehlanpassung aufweist.

Tab. 5.1: Gegenüberstellung der Minima im Schalleistungspegel der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} für radiale Einblasung ($\alpha = 90^\circ$) und Schrägeinblasung bei $(\alpha, \beta) = (45^\circ, 117^\circ)$.

<i>RSI</i> -Mode (m, n)	$\alpha = 90^\circ$			$\alpha = 45^\circ, \beta = 117^\circ$		
	$\gamma/\Delta\Theta$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$	ΔL_w	$\gamma/\Delta\Theta$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$	ΔL_w
<i>Min</i> (2,0)	0,22	0,68%	-24,5 dB	0,48	0,44%	-32,9 dB
<i>Min</i> ₁ (4,0)	0,11	0,38%	-26,9 dB	0,27	0,29%	-31,5 dB
<i>Min</i> ₂ (4,0)	0,56	0,51%	-18,0 dB	0,76	0,37%	-19,5 dB

Die Abhängigkeit der Umfangspositionen der lokalen Gebiete mit Pegelminderung bzw. der lokalen Minima und damit der Phase des Sekundärschallfeldes von der Einblasmenge bzw. von der Amplitude des Sekundärschallfeldes ist für alle *RSI*-Moden zu beobachten. Dabei gehen in erster Näherung für Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} \rightarrow 0$ die Umfangspositionen der jeweiligen lokalen Minima bei Schrägeinblasung in die optimale Umfangsposition der jeweiligen Minima des $\alpha = 90^\circ$ -Falls über⁴.

Hinsichtlich der angeregten Sekundärpegel zeigten die Arbeiten von Lemke et al. [106] und [107] zur Variation des Einblaswinkels α und der Einblasrichtung β , dass sich durch eine Einblaskonfiguration von $(\alpha, \beta) = (30^\circ, 117^\circ)$ die Einblasmenge zum Erreichen des globalen Minimums (Amplitudenanpassung) der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ für den Versuchsventilator auf $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,34\%$ weiter reduziert. Eine weitere Minderung ergab die Variation der Einblasrichtung β . Für die Einblaskonfiguration $(\alpha, \beta) = (45^\circ, 90^\circ)$, d.h. Einblasung entgegen der Rotordrehrichtung, betrug die nötige Einblasmenge zur Amplitudenanpassung der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ nur $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,26\%$. Damit ist die Einblasrichtung entgegen der Drehrichtung des Rotors hinsichtlich der nötigen Einblasmenge auf Grund der höheren Blockage der Schaufelpassagen durch die Strahlstrukturen sehr effizient⁵.

5.2.1.2 Einfluss des Einblaswinkels α auf die spektrale Zusammensetzung

Nach den allgemeinen Aussagen zum Einfluss der Schrägeinblasung auf die Geräuschminderung erfolgt nun eine detaillierte Diskussion zur Variation des Einblaswinkels α bei konstant

⁴Auch hier sei auf die ausführlichere Erläuterung zu den strömungsmechanischen Effekten im Anhang A.2 hingewiesen.

⁵Die aerodynamischen Auswirkungen der Einblasrichtung β sind im Anhang A.3 ausgeführt.

gehaltener Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$ (Einblasung in Richtung der Rotorsehne). Auf eine Konturdarstellung der einzelnen Fälle wird verzichtet. Stattdessen werden zur Beurteilung der Auswirkungen auf die spektrale Zusammensetzung die Umfangspositionen der lokalen Minima bei variiertem Einblasmenge der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ aus den Messdaten extrahiert. Mittels der Gl. (4.3) bis (4.5) und eines linearen Ansatzes, der im Abschnitt 5.3 zur Modellbildung vorgestellt wird, werden die extrahierten Umfangspositionen des diskreten Messgitters auf den gegenphasigen Zustand $\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$ korrigiert. So lässt sich dann im nächsten Schritt das Maß $\lambda/\Delta\Theta$ als Differenz der optimalen Umfangspositionen zwischen den lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und den dazu dichtesten lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei gleichen Einblasmengen berechnen. Die Ergebnisdiskussion konzentriert sich auf die *RSI*-Mode bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} . Für die höheren Harmonischen *RSI*-Moden der *BPF* können ebenfalls solche Abstandsmaße berechnet werden. Da die wesentlichen Aussagen entsprechend übertragbar sind, wird auf deren Diskussion jedoch verzichtet.

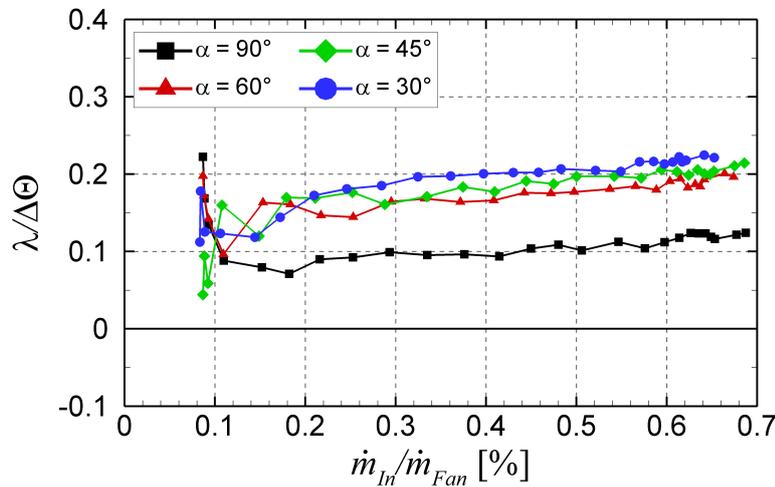


Abb. 5.5: Abstand in den Umfangspositionen der lokalen Minima $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} als Funktion der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ in Abhängigkeit des Einblaswinkels α . Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

Die Abbildung 5.5 zeigt den Verlauf von $\lambda/\Delta\Theta$ über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Im Idealfall ist $\lambda/\Delta\Theta = 0$, d.h. beide Minima fallen auf die gleiche Umfangsposition. In diesem Fall wären dann beide Phasen simultan angepasst, wobei die unterschiedliche Abhängigkeit der Amplituden von der Einblasmenge auch berücksichtigt werden muss. Entsprechend ist für $\lambda/\Delta\Theta = 0,25$ die größtmögliche Minderung der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ mit der maximalen Anhebung für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ verbunden. Da der Abstand der Minima innerhalb einer Statorpassage für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = 0,5$ und für *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = 1,0$ beträgt (vgl. Gl. (5.3)), befindet sich für $\lambda/\Delta\Theta = 0,5$ dann das zweite Minimum von $(m, n) = (4, 0)$ im Minimum von $(m, n) = (2, 0)$. Diese Zusammenhänge sind auch in der bereits gezeigten Abbildung 5.3 zur ausführlichen Diskussion der radialen Einblasung ersichtlich.

Im betrachteten Fall für die Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$ wird der Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ mit abnehmendem Einblaswinkel α zur Wand hin größer. Für $\alpha = 30^\circ$ beträgt der maximale Abstand

$\lambda/\Delta\Theta = 0,22$. Damit ist diese Konfiguration bezüglich der spektralen Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes hinsichtlich einer simultanen Minderung dieser beiden betrachteten *RSI*-Moden nicht optimal. Hier stellt der $\alpha = 90^\circ$ -Fall mit einem maximalen Abstand von $\lambda/\Delta\Theta = 0,12$ die geeignete Konfiguration dar. Mit abnehmender Einblasmenge laufen alle Kurven in den $\alpha = 90^\circ$ -Fall ein und nähern sich $\lambda/\Delta\Theta = 0,12$, da sich die Umfangspositionen der lokalen Minima der Schrägeinblasung mit abnehmender Einblasmenge denen der radialen Einblasung annähern⁶ (vgl. Abbildung 5.4). Für sehr geringe Einblasmengen wird die Interaktion von Rotorströmung und Einblasstrahl schwächer. Damit sind die Messdaten auf Grund von Störungen, wie z.B. der unsymmetrischen Einblasung der Ventile nahe der Verschlussgrenze infolge von Fertigungsungenauigkeiten, erheblichen Schwankungen unterlegen. Der beschriebene Trend ist jedoch erkennbar.

Insgesamt kann der Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ für die diskutierten Einblaswinkel gegenüber dem $\alpha = 90^\circ$ -Fall zwar nicht vermindert werden, jedoch zeigt die Diskussion, dass mit diesem Parameter die spektrale Zusammensetzung im Sekundärschallfeld und damit die Kopplung der einzelnen Komponenten generell beeinflusst werden kann. Der relative Zusammenhang zwischen Einblaswinkel α und dem Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ ist sehr maschinenspezifisch. Generell ist es jedoch denkbar, dass für andere Schaufelgeometrien durch die Variation des Einblaswinkels α auch andere relative Phasenabstände erreicht werden, die einer simultanen Minderung näher kommen.

5.2.1.3 Einfluss der Einblasrichtung β auf die spektrale Zusammensetzung

Für die Düsenkonfigurationen mit Einblaswinkeln $\alpha < 90^\circ$ relativ zur Gehäusewand können auch verschiedene Einblasrichtungen β bezogen auf die Hauptströmungsrichtung durch Drehen des Düseneinsatzes realisiert werden. Für die Messungen wurden, wie in Abschnitt 3.2 zu Abbildung 3.6 beschrieben, sechs verschiedene Einblasrichtungen β nach geometrischen Charakteristika der Ventilatorstufe ausgewählt. Bei diesen Untersuchungen erfolgte die Variation der Umfangspositionen, mit Ausnahme der Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$, in einem 10-fach größeren Messraster, um die Messzeiten zu reduzieren. Die entsprechenden Daten sind dann mittels eines linearen Ansatzes, der im Abschnitt 5.3 zur Modellbildung vorgestellt wird, auf das feinere Messraster der entsprechenden Umfangsposition interpoliert worden.

In Abbildung 5.6 ist der Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen den lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ bei konstantem Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$ und variierter Einblasrichtung β aufgetragen. Die Einblasrichtung hat hier einen erheblichen Einfluss, so dass mit diesem Parameter die Quellverteilung auf dem Rotor und damit die spektrale Zusammensetzung im Sekundärschallfeld sehr effizient beeinflusst werden kann. Die untersuchten Fälle liegen mehrheitlich in einem Bereich zwischen $0,15 \leq \lambda/\Delta\Theta \leq 0,25$, d.h. für $\lambda/\Delta\Theta = 0,25$ fallen die lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} auf die gleiche Umfangsposition innerhalb einer Statorpassage wie die lokalen Maxima der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} . Dies stellt den ungünstigsten Zustand hinsichtlich einer simultanen Minderung beider Komponenten dar.

⁶Auch hier sei auf die ausführlichere Erläuterung zu den strömungsmechanischen Effekten im Anhang A.2 hingewiesen.

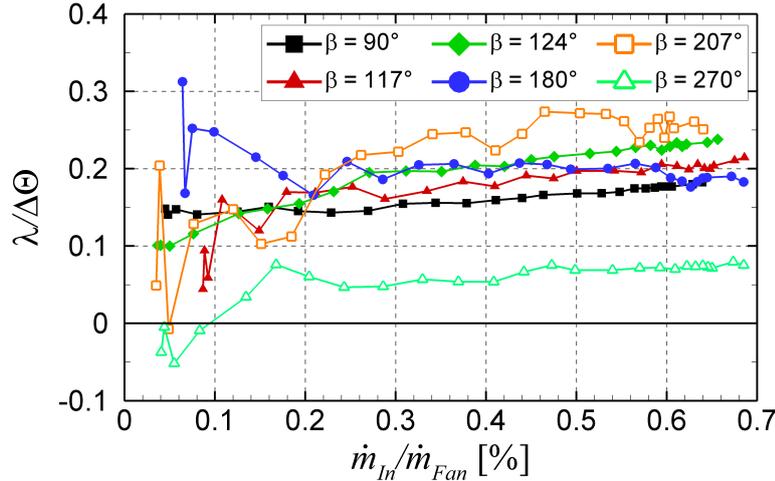


Abb. 5.6: Abstand in den Umfangspositionen der lokalen Minima $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} als Funktion der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ in Abhängigkeit der Einblasrichtung β . Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$.

Für die Variation im Einblaswinkel α betrug der Abstand $\lambda/\Delta\Theta \approx 0,1$ für $\alpha = 90^\circ$. Die Variation der Einblasrichtung β zeigt, dass eine weitere Anpassung in Richtung des Optimalwerts von $\lambda/\Delta\Theta = 0$ für den untersuchten Versuchsaufbau möglich ist. Für die Einblasrichtung $\beta = 270^\circ$ in Drehrichtung des Rotors kann der Abstand zwischen den lokalen Minima der betrachteten *RSI*-Moden auf etwa $\lambda/\Delta\Theta = 0,05$ reduziert werden. Allerdings müssen auch hier die absoluten Einblasmengen zur jeweiligen Amplitudenanpassung noch berücksichtigt werden. Diese unterscheiden sich um 0,1%, so dass ein Anpassungsfehler in der Amplitude verbleibt. Gegenüber dem $\alpha = 90^\circ$ -Fall mit einem Unterschied von 0,29% stellt dieses Ergebnis eine Verbesserung dar. Insgesamt ist die Schrägeinblasung mit der Parameterpaarung $(\alpha, \beta) = (45^\circ, 270^\circ)$ für die spektrale Zusammensetzung und damit für eine simultane Minderung der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} die günstigste untersuchte Konfiguration für die zylindrischen Düsen in einem Düsenring.

Die Ergebnisse zeigen, dass eine generelle Beeinflussung der sekundären Quellverteilung auf den Oberflächen der Rotorscheaufeln durch eine Änderung der Einblasrichtung β möglich ist. Der relative Abstand zwischen den Minima ist jedoch, wie schon bei Variation des Einblaswinkels α hingewiesen wurde, stark maschinenspezifisch und von den Randbedingungen der entsprechenden Turbomaschine abhängig.

5.2.2 Variation der Düsenform

Die Anregung der Sekundärschallquellen auf den Oberflächen der Rotorscheaufeln erfolgt auf Grund der Relativbewegung zwischen den Druckfeldern des Rotors und der Freistrahlen der Düsen. Im Fall der zylindrischen Düsen entspricht dies im zeitlichen Verlauf in erster Näherung einer impulsförmigen Anregung, in deren Folge eine Anregung der *BPF*-Harmonischen mit hohen Pegeln im gesamten Frequenzbereich stattfindet. Durch eine Formänderung des Düsenquerschnittes soll ein Einblasstrahl generiert werden, der in Wechselwirkung mit dem Rotor zu einer glockenförmigen zeitlichen Anregung der zusätzlichen instationären periodi-

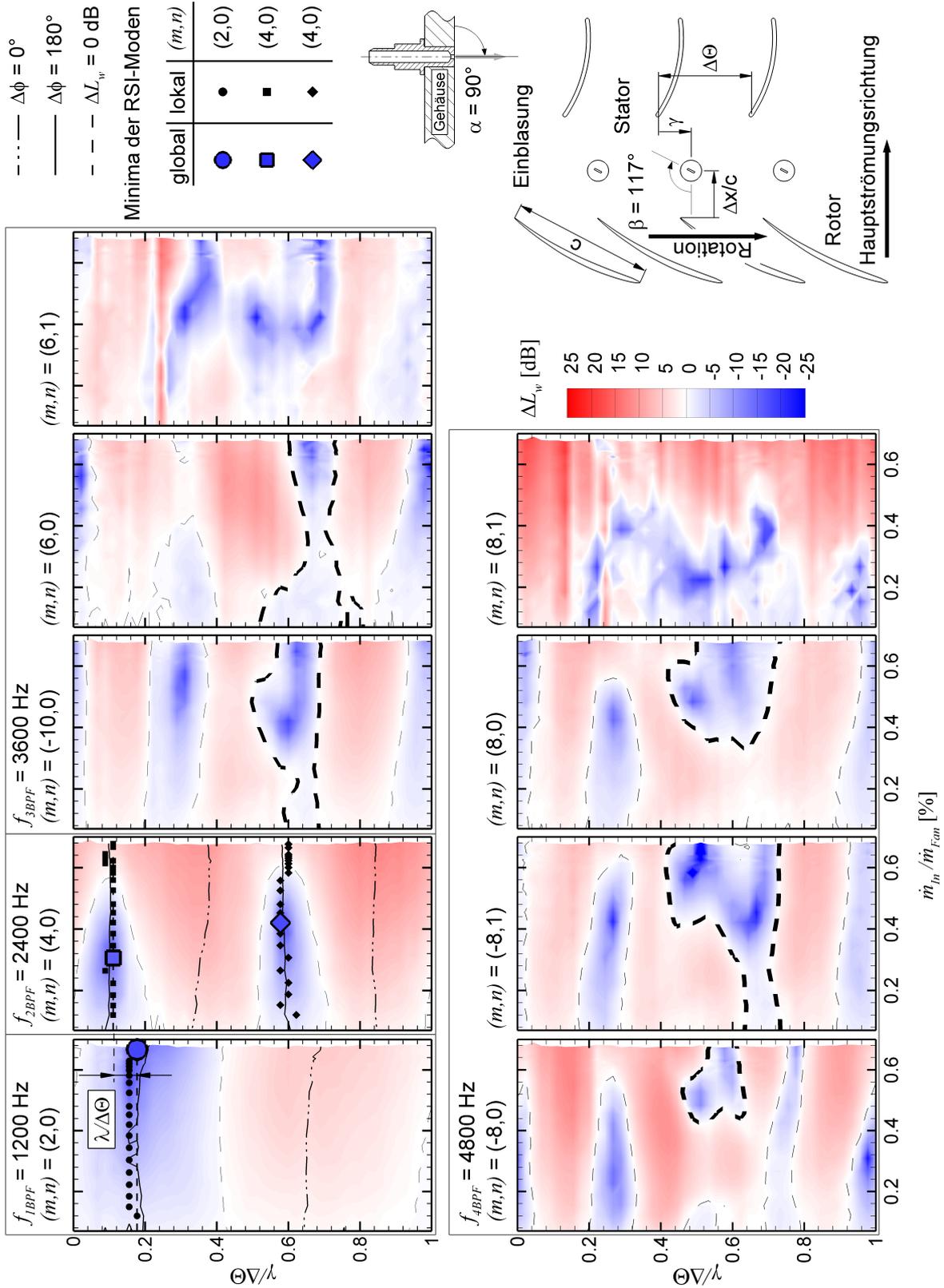


Abb. 5.7: Einblasung mit Schlitzdüse. Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der RSI-Moden (m,n) für die ersten vier BPF-Harmonischen im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Für die RSI-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ sind die lokalen/globalen Minima sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$; Schlitzausrichtung $\beta = 117^\circ$.

schen Kräfte auf den Rotorscheaufeln führt. Dies führt zu einer Änderung in der Quellverteilung. Im Folgenden wird daher eine Schlitzdüse hinsichtlich der spektralen Zusammensetzung im Sekundärschallfeld untersucht.

In den Arbeiten von Neuhaus und Neise [108], [109] sowie [110] wurden wandbündige Schlitzdüsen zur Erweiterung des Kennlinienbereiches einer Ventilatorstufe erfolgreich eingesetzt. Bei diesen Untersuchungen befanden sich die Düsen mit einem Querschnitt von $20 \times 1 \text{ mm}^2$ über den Rotorblattspitzen. In diesen Arbeiten stand die Beeinflussung der Strömung im vergrößerten Kopfspalt zwischen Rotorblattspitze und Gehäusewand im Vordergrund. Die Schlitzdüse konnte hier als Aktuator erfolgreich eingesetzt werden.

In der vorliegenden Arbeit werden Schlitzdüsen mit einem Querschnitt von $2,9 \times 0,6 \text{ mm}^2$ verwendet (vgl. Abbildungen 3.5 und 3.6 aus Abschnitt 3.2). Damit soll ein breiterer Einblasstrahl gegenüber den zylindrischen Düsen bei gleichen Austrittsflächen erreicht werden, um Impuls und Massenstrom beider Düsenkonfiguration vergleichbar zu halten. In der Abbildung 5.7 sind die Änderungen in den Pegeln der Schalleistung ΔL_w gegenüber dem Grundgeräusch für die *RSI*-Moden der ersten vier *BPF*-Harmonischen bei Beeinflussung mit der Schlitzdüse aufgeführt. Die Längsausrichtung des Schlitzes verläuft für dieses Beispiel parallel zur Rotorsehne an der Blattspitze und beträgt $\beta = 117^\circ$ bei einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$. Der Axialabstand zur Rotorhinterkante entspricht mit $\Delta x/c = 0,13$ dem der betrachteten zylindrischen Düsen.

In den Konturdarstellungen können die wesentlichen Ergebnisse der vorangegangenen Diskussion wiedergefunden werden. Die Anzahl der Minima nb_{Min} für die jeweilige *RSI*-Mode innerhalb einer Statorpassage entspricht der Ordnung h der *BPF*-Harmonischen nach Gl. (5.2). Ebenso können die Abstände der einzelnen Minima voneinander durch die Beziehung $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = 1/h$ nach Gl. (5.3) angenähert werden. Im Bereich um $\gamma/\Delta\Theta = 0,6$ ist für das zweite globale Minimum der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ eine höhere Einblasmenge nötig. In diesem Bereich hat die Interaktion der Freistrahlen mit dem Stator ebenso einen Einfluss auf das Verhalten der *RSI*-Moden bei höheren *BPF*-Harmonischen, wodurch es zu den Unsymmetrien sowie Überlagerungen in den Gebieten mit Pegelminderungen kommt⁷. Die Topologie entspricht in erster Näherung dem Fall der radialen Einblasung ($\alpha = 90^\circ$) mit zylindrischen Düsen, dargestellt in Abbildung 5.3.

5.2.2.1 Einfluss des Schlitzwinkels β auf die spektrale Zusammensetzung

Für die Schlitzdüse mit dem Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$ können verschiedene Schlitzausrichtungen β bezogen auf die Hauptströmung durch Verdrehen des Düsenesatzes realisiert werden. Die Auswahl von sechs diskreten Winkeln erfolgte nach geometrischen Charakteristika der Ventilatorstufe, vgl. Abbildung 3.6 aus Abschnitt 3.2. Auch hier wurde die Variation der Umfangspositionen, mit Ausnahme der Schlitzausrichtung $\beta = 117^\circ$, auf einem 10-fach größeren Messraster durchgeführt um die Messzeiten zu reduzieren. Die entsprechenden Daten sind dann mittels eines linearen Ansatzes, der im Abschnitt 5.3 zur Modellbildung vorgestellt wird, auf das feinere Messraster der Umfangsposition interpoliert worden.

Abbildung 5.8 zeigt den Einfluss der Schlitzausrichtung β auf die spektrale Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes. Auch hier ist der Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen den lokalen Minima

⁷Auch hier sei auf die ausführliche Diskussion im späteren Abschnitt 5.3.1 hingewiesen.

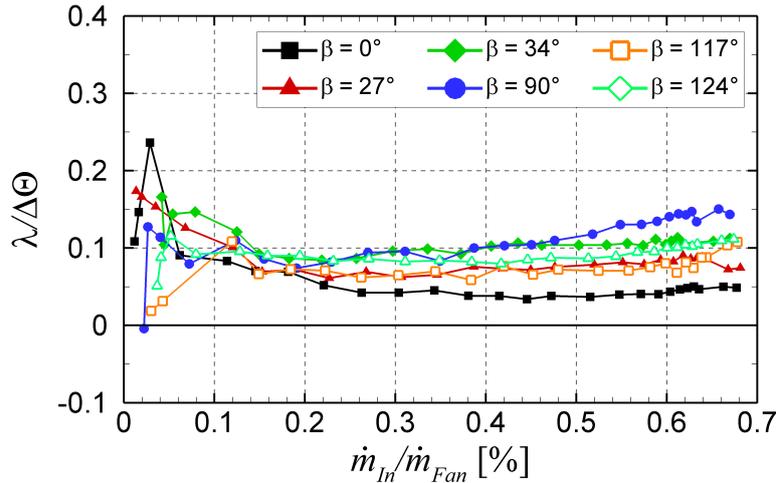


Abb. 5.8: Abstand in den Umfangspositionen der lokalen Minima $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} als Funktion der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ in Abhängigkeit der Schlitzausrichtung β . Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

der betrachteten *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ aufgetragen. Zunächst starten alle Kurven, abgesehen von Schwankungen auf Grund von Abweichungen in den Ventilöffnungen für kleine Einblasmengen, bei $\lambda/\Delta\Theta = 0,15$. Mit zunehmender Einblasmenge fallen die Verläufe aller Kurven unter $\lambda/\Delta\Theta = 0,10$ und laufen bei hohen Einblasmengen im betrachteten Bereich wieder auseinander. Dabei wird für die untersuchten Schlitzausrichtungen β ein Wert von $\lambda/\Delta\Theta = 0,15$ nicht überschritten. Das Optimum von $\lambda/\Delta\Theta = 0,03$ wird für eine Schlitzausrichtung von $\beta = 0^\circ$ erreicht. Die Minima beider Komponenten liegen damit hinsichtlich ihre Umfangsposition fast aufeinander. Allerdings unterscheiden sich hier die jeweilig nötigen Einblasmengen zur Anpassung der Amplituden für die betrachteten *RSI*-Moden um ca. 0,28%. Im Fall der zylindrischen Düsen wurde ein minimaler Abstand von $\lambda/\Delta\Theta = 0,05$ erreicht.

Der Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ ist weniger sensitiv gegenüber der Schlitzausrichtung β verglichen mit der Variation von Einblaswinkel α und Einblasrichtung β der zylindrischen Düsen. Die Auswirkungen auf die spektrale Zusammensetzung im Sekundärschallfeld und damit auf die Phasenlagen der betrachteten *RSI*-Moden ist geringer. Die Ursache hierfür liegt in der Form des Freistrahls infolge der Ausmischung mit der umgebenden Strömung. Die Drucksignatur, welche in Interaktion mit dem Rotor steht, ist dadurch nahezu unabhängig von der Schlitzausrichtung. Erst für größere Schlitzlängen ist anzunehmen, dass die Sensitivität steigt.

Die Ergebnisse der Schlitzdüsen legen nahe, dass bei Veränderung des Einblaswinkels α relativ zur Gehäusewand weitere Anpassungen der spektralen Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes für den untersuchten Versuchsaufbau zu erwarten sind und damit eine simultane Minderung der beiden betrachteten tonalen Komponenten möglich erscheint. Auch hier sei darauf hingewiesen, dass die relativen Abstände der Minima, ähnlich der vorangegangenen Variation bei den zylindrischen Düsen sehr maschinenspezifisch sind. Die Diskussion zeigt jedoch, dass eine Einflussnahme auf die spektrale Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes durch eine Variation der Düsenparameter prinzipiell auch für die Schlitzdüse möglich ist.

5.3 Modellierung des Systemverhaltens

In den vorangegangenen Abschnitten wurde ausführlich das Verhalten der *RSI*-Moden in Abhängigkeit von Umfangsposition und Einblasmenge der Düsen für den Ausblaskanal untersucht. Die Variation der beiden Parameter erfolgte für jede Düsenkonfiguration unter erheblichem zeitlichen Aufwand, um so die jeweiligen optimalen Einblasparameter für die entsprechenden Minima zu erhalten. Dabei ist nur ein Betriebspunkt untersucht worden. Die Amplituden und Phasenlagen von Primär- und Sekundärschallfeld sowie die spektrale Zusammensetzung sind jedoch stark abhängig von den Betriebsbedingungen und von geometrischen Parametern der Turbomaschine. Um für eine bestimmte Düsenkonfiguration an einer Turbomaschine bei vorgegebenen Betriebsbedingungen schnell eine Aussage über die möglichen Pegelminderungen sowie die optimalen Umfangspositionen und Einblasmengen der Minima ohne zeitaufwändige Messungen zu erhalten, ist eine allgemeine Systembeschreibung wünschenswert.

Unter der Annahme der kohärenten Überlagerung von einem Primär- mit einem Sekundärschallfeld nach Gl. (4.2) von Abschnitt 4.1 soll im folgenden ein einfaches Modell beschrieben werden, mit deren Hilfe sich ausgehend von einer Kalibrationsmessung die optimalen Beeinflussungsparameter für eine gegebene Düsenkonfiguration zur Minderung einzelner tonaler Komponenten im Ausblaskanal ermitteln lassen. Das Modell kommt ohne eine Beschreibung der Quellverteilung auf den Schaufeloberflächen aus und basiert nur auf den akustischen Messungen im Ausblaskanal. Durch eine geeignete Kalibration lassen sich auch die bereits diskutierten Variationen von Einblaswinkel α und Einblasrichtung β im Modell abbilden.

Entscheidend für die Modellbildung ist es, einen geeigneten Zusammenhang zwischen der Umfangsposition der Düsen und der Phase des Sekundärschallfeldes bzw. der Phasendifferenz zwischen Sekundär- und Primärschallfeld zu finden. Hinweise auf einen möglichen linearen Zusammenhang konnten in den diskutierten Konturdarstellungen anhand der Anzahl und Abstände der globalen Minima innerhalb einer Statorpassage bereits gefunden werden, vgl. Gl. (5.2) und (5.3). Um eine qualitative Aussage des Phasenverlaufes über der Umfangsposition innerhalb einer Statorpassage zu erhalten, dient Abbildung 5.9. Hier sind die Ergebnisse der Einblasung unter einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$ äquivalent zu der Konturdarstellung in Abbildung 5.3 dargestellt. Aufgetragen sind die Verläufe der Änderung des Schallleistungspegels ΔL_w (rote Kurve) sowie die aus den Messdaten bestimmte Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ zwischen Sekundär- und Primärschallfeld (schwarze Kurve) für die jeweiligen *RSI*-Mode (m, n) der ersten vier *BPF*-Harmonischen bei verschiedenen Einblasmengen über der Umfangsposition.

Die Verläufe der Phasendifferenz, insbesondere für die *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$, zeigen eine klare lineare Abhängigkeit von der Umfangsposition der Düsen. Dies konnte bereits in Arbeiten von Lemke et al. [79] und [105] nachgewiesen werden. Für die *RSI*-Moden der höheren *BPF*-Harmonischen ist ebenfalls ein lineares Verhalten erkennbar. Auf Grund der umfangsabhängigen Wechselwirkung der Einblasstrahlen mit dem Stator, welche im folgenden Abschnitt diskutiert wird, ist dieses Verhalten im Bereich um die Umfangsposition $\gamma/\Delta\Theta = 0,6$ gestört. Dieser Effekt wird bei der Modellbildung vernachlässigt. Beim Durchgang der jeweiligen Kurven durch $\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$ ist das jeweilige lokale Minimum erreicht. Für Werte um $\Delta\phi_{(m,n)} = 0^\circ$ kommt es zur maximalen Pegelüberhöhung und damit zur Ausbildung der lokalen Maxima.

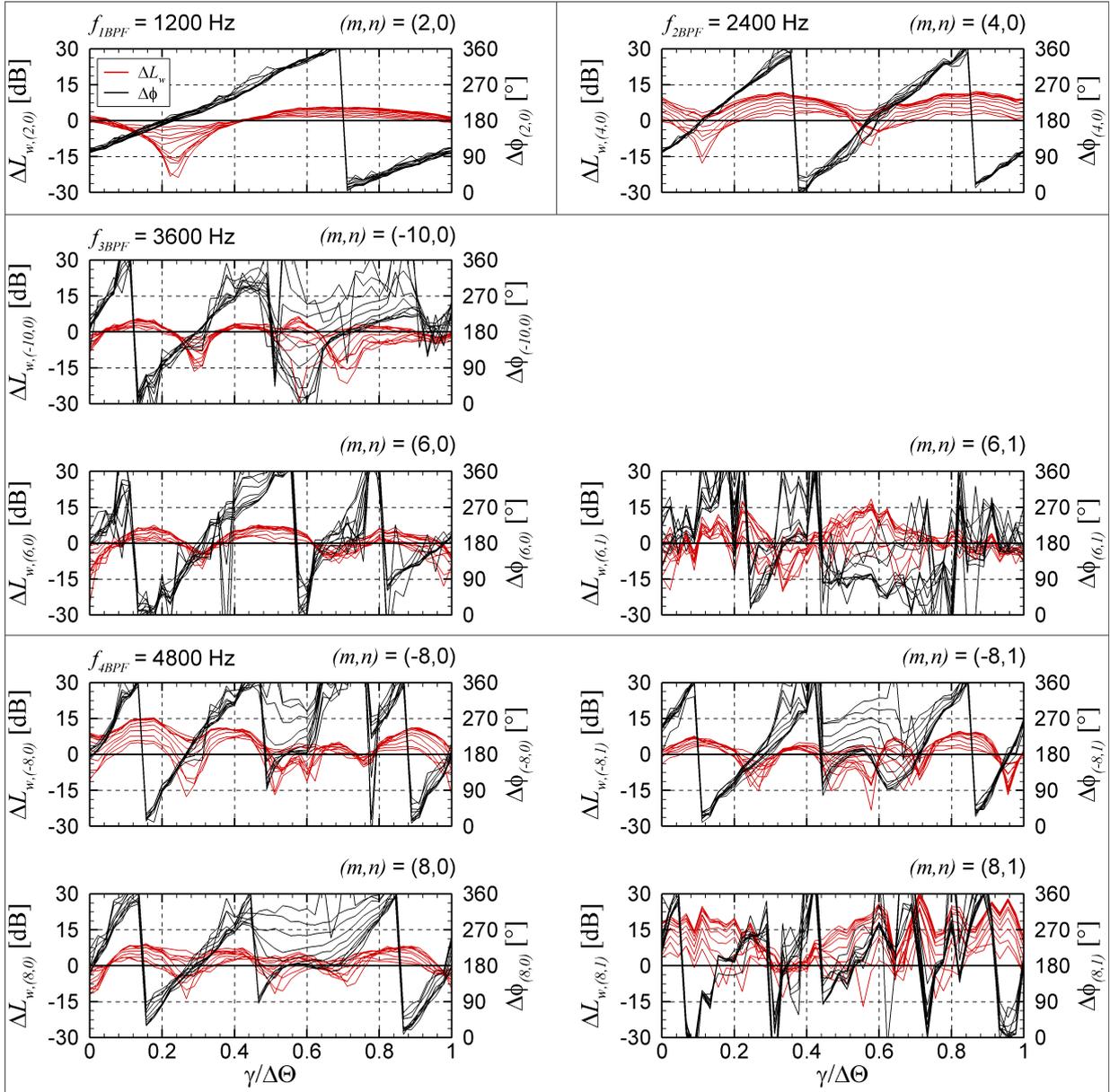


Abb. 5.9: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w und der Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ zwischen Sekundär- und Primärschallfeld der *RSI*-Moden (m,n) für die ersten vier *BPF*-Harmonischen im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ bei verschiedenen Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Die Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ wird nach Gl. (4.6) aus den Phasen von Sekundär- und Primärschallfeld bestimmt. Die Phasenlage $\Delta\phi_{P,(m,n)}$ des Primärschallfeldes bleibt für konstante Betriebsbedingungen unverändert. Es wird angenommen, dass durch die Einblasung das Primärschallfeld unbeeinflusst bleibt. Damit beeinflusst die Umfangsposition der Düsen die Phasenlage des Sekundärschallfeldes $\phi_{S,(m,n)}$ linear. Beim Durchgang der Düsenpositionen über eine Statorteilung wird für die *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} ein Phasenwinkel von einmal 360° überstrichen. Im Fall der *RSI*-Moden $(m,n) = (4,0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} sind es zweimal 360° . Für die *RSI*-Moden bei *3BPF* und

$4BPF$ betragen die überfahrenen Phasenwinkel drei- und viermal 360° . Der Anstieg der Kurven nimmt damit direkt proportional mit der Ordnung h der BPF -Harmonischen zu. Bezogen auf eine Statorpassage ergibt sich der Anstieg $a(h)$ zu:

$$a(h) = \frac{h \cdot 2\pi}{\Delta\Theta}. \quad (5.4)$$

Mit der Anzahl der Statorschaufeln V ergibt sich die Statorteilung zu $\Delta\Theta = 2\pi/V$, woraus sich der einfache Zusammenhang ergibt:

$$a(h) = h \cdot V. \quad (5.5)$$

Der Anstieg $a(h)$ stellt damit das Produkt aus der BPF -Harmonischen h und der Anzahl der Statorschaufeln V dar. Die Phasenlage des Sekundärschallfeldes $\phi_{S,(m,n)}$ für die jeweilige RSI -Mode (m, n) in Abhängigkeit von der Umfangsposition γ der Einblasdüsen berechnet sich dann zu:

$$\phi_{S,(m,n)}(\gamma) = h \cdot V \cdot \gamma + \phi_{S,(m,n),0}. \quad (5.6)$$

Mit Hilfe der Gl. (4.6) aus Abschnitt 4.1 ergibt sich dann für die Phasendifferenz:

$$\Delta\phi_{(m,n)}(\gamma) = h \cdot V \cdot \gamma + \phi_{S,(m,n),0} - \phi_{P,(m,n)}, \quad (5.7)$$

bzw.:

$$\Delta\phi_{(m,n)}(\gamma) = h \cdot V \cdot \gamma + \Delta\phi_{(m,n),0}. \quad (5.8)$$

Mit der Bedingung der gegenphasigen Anpassung von Primär- und Sekundärschallfeld:

$$\Delta\phi_{(m,n)}(\gamma_{Min,(m,n)}) = 180^\circ, \quad (5.9)$$

lässt sich sehr einfach die optimale Umfangsposition der globalen Pegelminima für jede RSI -Mode (m, n) nach Umformung ermitteln:

$$\gamma_{Min,(m,n)} = \frac{1}{h \cdot V} \cdot (180^\circ - \Delta\phi_{(m,n),0}). \quad (5.10)$$

Durch eine Kalibrationsmessung kann die Null-Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n),0}$ bestimmt werden.

Die Gln. (5.8) bis (5.10) gelten sowohl für Düsenkonfigurationen mit verändertem Einblaswinkel α , veränderter Einblasrichtung β als auch für die Schlitzdüsen. Allerdings kommt es hier, wie bereits diskutiert, zu einer ausgeprägten Abhängigkeit der Phase des Sekundärschallfeldes von der Einblasmenge:

$$\Delta\phi_{(m,n),0} = f(\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}). \quad (5.11)$$

Für den bereits in Abschnitt 5.2.1 diskutierten Fall der Schrägeinblasung mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 45^\circ$ und einer Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$ ist der Verlauf der Änderung in der Schalleistung ΔL_w sowie der Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ über der Umfangsposition bei Variation der Einblasmenge in Abbildung 5.10 für die beiden RSI -Moden bei den BPF -Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} dargestellt. Die lineare Abhängigkeit gilt für jede der betrachteten Einblasmengen, jedoch ändert sich die Null-Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n),0}$, so dass die

Kurven verschoben sind. Dieser Zusammenhang nach Gl. (5.11) kann durch eine Kalibrationsmessung bei verschiedenen Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ bestimmt und ggf. durch geeignete Ausgleichspolynome modelliert werden.

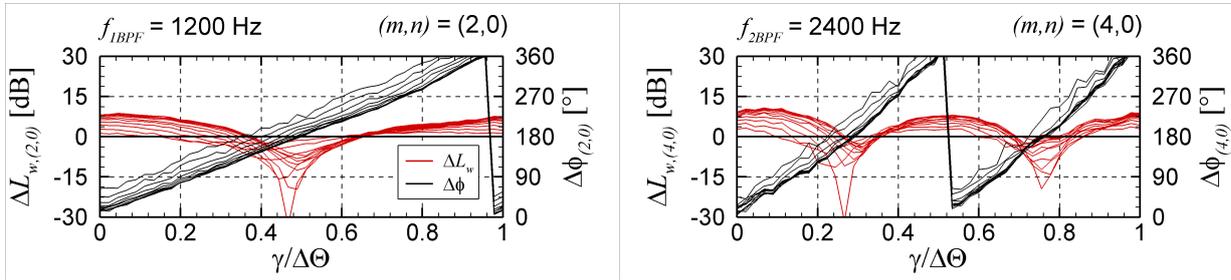


Abb. 5.10: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w und der Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ zwischen Sekundär- und Primärschallfeld der *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ bei verschiedenen Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

Mit Gl. (5.6) für den linearen Zusammenhang zwischen Umfangsposition und den Phasenlagen im Sekundärschallfeld sowie der Annahme einer kohärenten Überlagerung von Primär- und Sekundärschallfeld nach Gl. (4.2) aus Abschnitt 4.1 kann das komplette Feld nach einer Kalibrationsmessung berechnet werden. Die Ergebnisse der Modellierung sind für die *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ (oben) und $(4,0)$ (unten) bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} der diskutierten Fälle von radialer (links) und schräger Einblasung (rechts) bei $(\alpha,\beta) = (45^\circ, 117^\circ)$ in Abbildung 5.11 dargestellt. Die Umfangspositionen aller lokalen Minima können mit dem einfachen Modell sehr gut wiedergegeben werden.

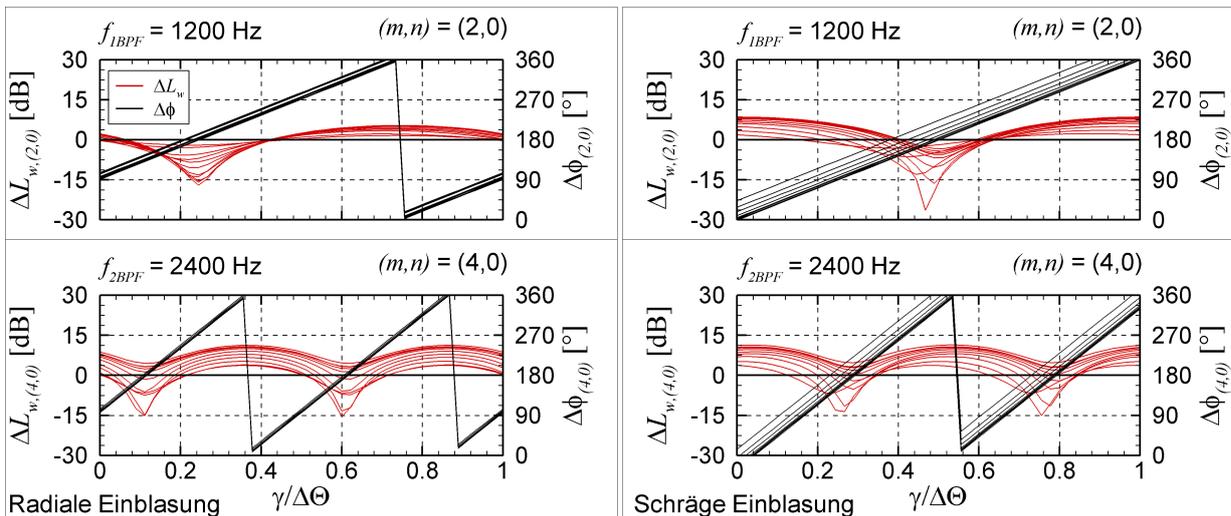


Abb. 5.11: Modellierung der Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w und der Phasendifferenz $\Delta\phi_{(m,n)}$ zwischen Sekundär- und Primärschallfeld der *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ bei verschiedenen Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$. Links: Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$. Rechts: Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

Die Abbildung 5.12 zeigt die Konturdarstellung der Änderungen im Pegel der Schalleistung für *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ aus den modellierten Daten von Abbildung 5.11 für die Düsenkonfiguration $(\alpha,\beta) = (45^\circ,117^\circ)$.

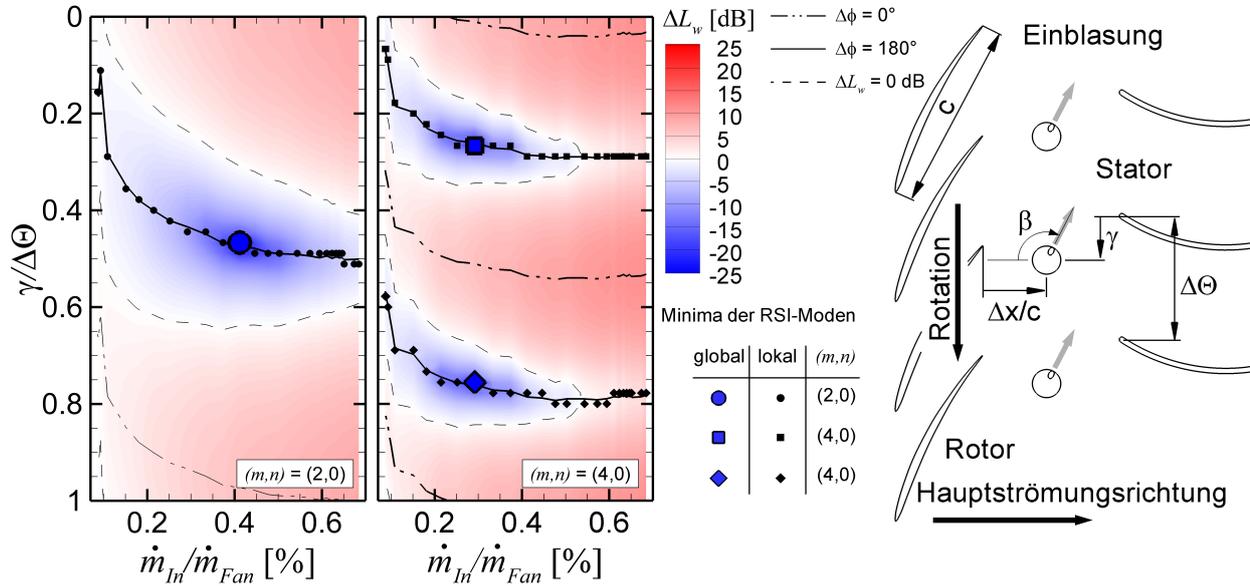


Abb. 5.12: Modellierung der Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Es sind die lokalen/globalen Minima sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

Im Vergleich mit der vermessenen Kontur von Abbildung 5.4 zeigt sich für diese Konfiguration, dass die Topologie mit dem kalibrierten empirischen Modell sehr gut übereinstimmt. Natürlich gelten die angesprochenen Einschränkungen. So wird die Interaktion der Düsenfreistrahlen mit dem nachgeschalteten Stator, welche im nächsten Abschnitt behandelt wird, vom Modell nicht berücksichtigt. In diesen Bereichen kann eine Annäherung an die optimale Umfangsposition des entsprechenden Minimums mittels einer Iteration über eine erneute Kalibrationsmessung erreicht werden.

Für die bereits in den Abschnitten 5.2.1.3 sowie 5.2.2.1 diskutierten Variationen der Einblasrichtung der zylindrischen Düsen sowie der Schlitzwinkel der Schlitzdüsen wurden die Daten auf einem gröberen Messgitter gegenüber den Messungen für die gezeigten Konturdarstellungen bestimmt. Auf Grund der beschränkten Messzeiten erfolgte die Variation nur an fünf Umfangspositionen innerhalb einer Statorpassage, jedoch bei der standardmäßigen Variation der Einblasmenge in den 26 diskreten Punkten. Die standardmäßigen 46 diskreten Umfangspositionen innerhalb einer Statorpassage wurden nur für die maximale Einblasmenge vermessen. Damit kann auch der Einfluss der Interaktion zwischen den Düsenfreistrahlen und dem Stator berücksichtigt werden. Mit dem beschriebenen Modell bei Berücksichtigung der zusätzlichen Messpunkte erfolgte die Interpolation der Daten auf das feinere Gitter von 47×26 Punkten, auf dem die weiteren Analysen durchgeführt wurden. Auch die Berechnung der optimalen Umfangspositionen der gegenphasigen Anpassung ($\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$) aus den

Daten im diskreten Messgitter erfolgte über eine lineare Interpolation basierend auf dem vorgestellten Modell, um so den Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen den Minima zu bestimmen.

5.3.1 Störung des linearen Modellverhaltens durch die Interaktion der Einblasstrahlen mit dem Stator

Im Verhalten der *RSI*-Moden aus Abbildung 5.3 ist eine Unsymmetrie der globalen Minima für Umfangspositionen im Bereich von $0,5 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,7$ beobachtet worden. Dies wurde auf eine Interaktion der Einblasstrahlen mit dem Stator zurückgeführt, welche sich besonders stark auf die *RSI*-Moden der höheren *BPF*-Harmonischen auswirkte. In der Modellbildung zur linearen Phasenbeziehung zwischen dem angeregten Sekundärschallfeld und der Umfangsposition der Düsen wurde dieser Effekt vernachlässigt.

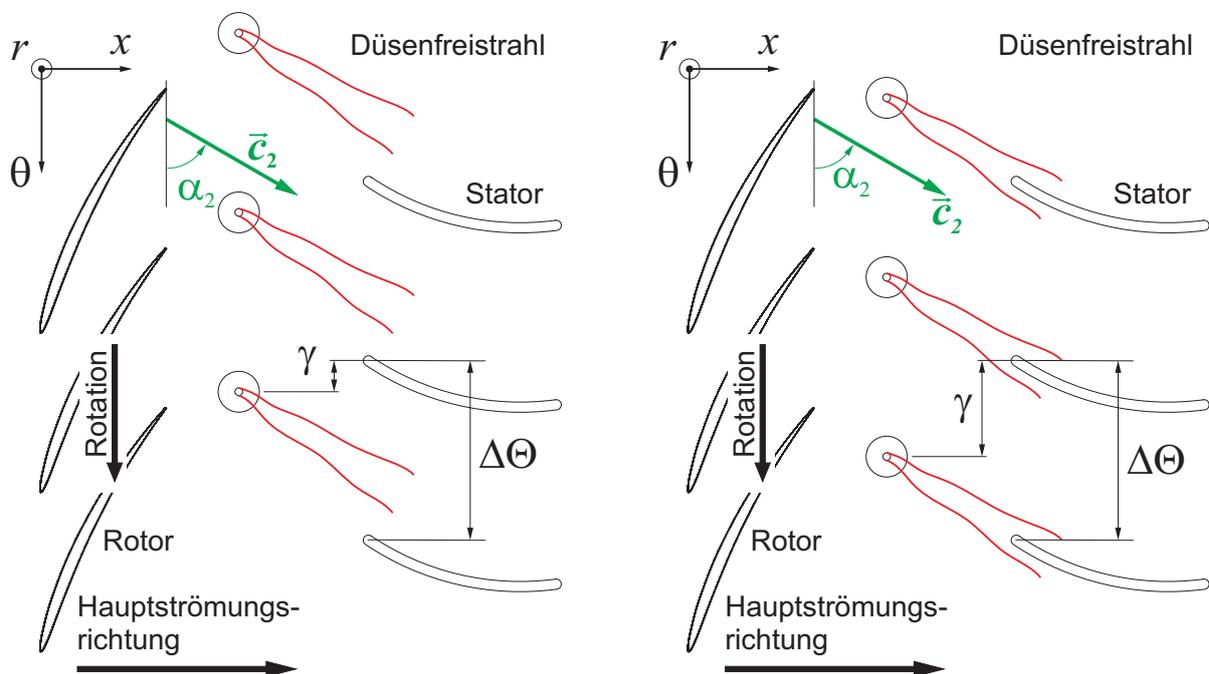


Abb. 5.13: Abströmung der Düsenfreistrahlen für zwei charakteristische Umfangspositionen $\gamma/\Delta\Theta$ der Einblasdüsen innerhalb einer Statorpassage. *Links:* Ungehinderte Konvektion. *Rechts:* Interaktion mit dem Stator.

Die Arbeiten von Lemke et al. [104] und [105] zeigten, dass die Ursache in der Interaktion der Düsenfreistrahlen mit dem nachgeschalteten Stator liegt und im wesentlichen von der Umfangsposition der Einblasdüsen abhängt. Am Beispiel der radialen Einblasung (Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$) sollen die Effekte erläutert werden. Infolge des hohen Impulses ist der Einblasstrahl zunächst radial zur Gehäusewand ausgerichtet. Durch das Ausmischen mit der umgebenden Strömung kommt es zu einer Abnahme der Strahlgeschwindigkeit, so dass eine Ausrichtung der Einblasstrahlen bzw. Einblasstrukturen in Richtung der Abströmung des Rotors im Absolutsystem erfolgt. Die Düsenfreistrahlen passieren dann den Stator, wobei die Umfangsposition der Düsen sowie die Abströmrichtung des Rotors darüber entscheiden,

ob der Freistrahle, wie in Abbildung 5.13 gezeigt, ungehindert durch die Statorpassage strömt (*links*) oder ob die Freistrahlen auf die Oberflächen der Statorschaufeln treffen (*rechts*). In diesem Fall führen die auftreffenden turbulenten Strukturen zu einer unkorrelierten Anregung zusätzlicher instationärer Kräfte auf den Oberflächen der Statorschaufeln, die ähnlich einer turbulenten Grenzschicht zur Anregung von breitbandigem Rauschen führen.

Ein wesentlicher Effekt liegt ebenso in den veränderten Strömungsbedingungen gegenüber dem Fall, bei dem die Freistrahlen die Statorpassage ohne Berührung passieren. Dabei ist der Einblasstrahl auf Grund der Stromaufwirkung des Stators anders ausgerichtet. Dies hat eine Rückwirkung auf die eigentliche treibende Wechselwirkung zwischen Rotorströmung und Einblasstrahl zur Generierung der Sekundärschallquellen, so dass es zu einer Änderung in der Anregung der Gegenschallquellen auf den Rotoroberflächen kommt. Ebenso mindert das Auftreffen der Einblasstrahlen an den Blattspitzen des Stators die Wechselwirkung zwischen Stator und den auftreffenden Nachläufen des Rotors. Dies bedeutet eine Beeinflussung des Primärfeldes in diesem Bereich. Beide Effekte führen zur Ausbildung der beobachteten Unsymmetrien in den globalen Minima für die *RSI*-Moden bei höheren *BPF*-Harmonischen und stören damit das lineare Verhalten der Phasenbeziehungen im Bereich für Umfangspositionen der Einblasdüsen von $0,5 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,7$.

Um das Auftreffen der Freistrahlen auf den Stator zu quantifizieren, wird das Breitbandrauschen für alle Punkte im Messgitter von Umfangspositionen und Einblasmengen der diskutierten Düsenkonfiguration der radialen Einblasung aus Abbildung 5.3, Abschnitt 5.1.2 bestimmt. Die gemittelten Schalldruckspektren werden dazu ohne die Frequenzlinien der *BPF*-Harmonischen über den gesamten betrachteten Frequenzbereich für jeden Messpunkt aufsummiert. Eine Unterteilung in einzelne Frequenzbereiche findet nicht statt. In Abbildung 5.14 ist das Ergebnis dieser Analyse als Änderung des Breitbandrauschens $\Delta L_{p,BBR}$ gegenüber dem Fall ohne Einblasung, berechnet nach Gl. (5.1), als Konturdarstellung über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ (x-Achse) und der Umfangsposition $\gamma/\Delta\Theta$ (y-Achse) der Düsen innerhalb einer Statorpassage aufgetragen.

Deutlich zu erkennen ist eine klare Abhängigkeit des Rauschniveaus von der Umfangsposition. Wird die Umfangsposition verändert, so steigt auch die Abhängigkeit des Breitbandpegels von der Einblasmenge. Für die betrachtete Düsenkonfiguration im eingestellten Betriebspunkt des Ventilators beträgt die maximale Zunahme im breitbandigen Rauschen $\Delta L_{p,BBR} = 8,0$ dB bei einer Umfangsposi-

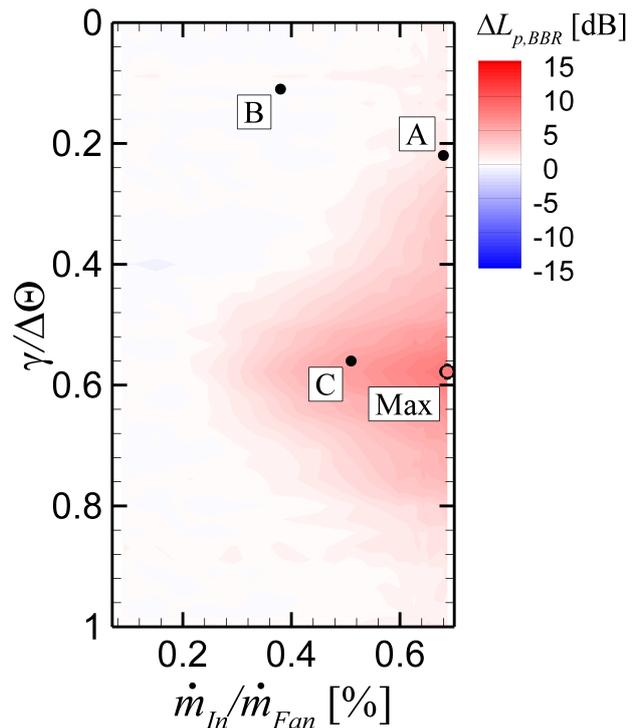


Abb. 5.14: Änderung des Breitbandrauschens $\Delta L_{p,BBR}$ bei radialer Einblasung nach Abb. 5.3 in Abhängigkeit der Umfangspositionen $\gamma/\Delta\Theta$ der Einblasdüsen und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$.

sition von $\gamma/\Delta\Theta = 0,58$ und einer Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,68\%$. Die Position des Maximums ist von geometrischen Faktoren wie dem Einblaswinkel α , der Einblasrichtung β , sowie dem Axialabstand der Düsen stromab der Hinterkante $\Delta x/c$ abhängig. Ein wesentlicher Parameter ist ebenso der Betriebspunkt, wodurch die Abströmrichtung des Rotors im Absolutsystem bestimmt ist (vgl. Eck [83]), was somit die Ausrichtung der ausgemischten Düsenabströmung definiert.

In Bezug zur Abbildung 5.3 aus Abschnitt 5.1.2 der radialen Einblasung sind die entsprechenden globalen Minima der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ in Abbildung 5.14 eingetragen. Der Punkt *A* kennzeichnet das Pegelminimum der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ bei f_{1BPF} . Die Zunahme des Rauschens beträgt hier $\Delta L_{p,Noise} = 1,7$ dB gegenüber dem Grundgeräusch ohne Einblasung. Die Punkte *B* und *C* zeigen das Rauschniveau für das erste und zweite Minimum der *RSI*-Moden $(m, n) = (4, 0)$ bei f_{2BPF} . Eine Zunahme im Punkt *B* ist nicht zu erkennen, jedoch steigt der Rauschpegel um $\Delta L_{p,Noise} = 5,4$ dB für den Punkt *C* an, der dem zweiten Minimum entspricht.

6 Kontrolle zweier Drehklangkomponenten – Simultane Beeinflussung mit zwei Düsenringen zwischen Rotor und Stator

Die vorangegangene Diskussion behandelte die gezielte Minderung einer tonalen Komponente bzw. einer *RSI*-Mode in Abhängigkeit der Umfangsposition und der Einblasmenge für verschiedene Düsenkonfigurationen. Auf Grund der unterschiedlichen Generierungsmechanismen von Primär- und Sekundärschallfeld unterscheiden sich beide Schallfelder hinsichtlich ihrer spektralen Zusammensetzung, wodurch eine simultane Kontrolle von mehreren *RSI*-Moden bzw. tonalen Komponenten nicht direkt möglich ist. Es ließ sich nur ein Freiheitsgrad im zusammengesetzten Schallfeld kontrollieren. Durch die Variation von Einblaswinkel sowie der Einblasrichtung als auch der Düsenform kann die spektrale Zusammensetzung innerhalb des Sekundärschallfeldes und damit die starre Kopplung beeinflusst werden. Für bestimmte Parametersätze ließen sich die Minima zweier Komponenten in ihren Umfangspositionen und Einblasmengen annähern. Diese entsprechenden Parameter sind maschinenspezifisch und müssen daher in Simulationen oder Messungen bestimmt werden. Eine kontrollierte Anpassung mehrerer Freiheitsgrade ist mit einem Düsenring nicht direkt möglich.

Im Ausblick der Arbeit von Schulz [66] wurde ein Ansatz vorgeschlagen, mit axial gestaffelten Einblasringen höhere radiale Modenordnungen zu beeinflussen. Motiviert war dies durch *ANC*-Versuche mit Lautsprechern (vgl. Abschnitt 1.3.2). Hier werden in mehreren axial gestaffelten Ringanordnungen der Lautsprecher (vgl. z.B. Suitliff und Walker [37] oder Enghardt et al. [40]) Umfangsmoden der gleichen Ordnung generiert. Durch eine geeignete Variation der Phasenlage dieser Moden zueinander kann die axiale Wellenzahl entsprechend der zugehörigen Ordnung der gewünschten Radialmoden eingestellt werden. In ähnlicher Weise sollten auch die Einblasdüsen zur Anwendung kommen.

Die aus der Interaktion von Rotorströmung und Einblasstrahlen generierten Sekundärschallquellen werden jedoch, wie in Abschnitt 4.1 gezeigt, auf den Oberflächen der Rotorbeschaufelung angeregt und sind nicht identisch mit den lokalen Positionen der Einblasdüsen, so dass der Einsatz von axial gestaffelten Ringen nicht zu einer Änderung der axialen Wellenzahl in dieser gedachten Weise führen kann. Letztlich zeigte die ausführliche Diskussion des Kapitels 5, dass höhere radiale Modenordnungen mit einem Einblasring gemindert werden können, da die Quellverteilung auf den Rotorscheaufeln über deren Beeinflussung entscheidet.

Im Folgenden wird der Ansatz der axial gestaffelten Einblasringe mit einer abgewandelten Zielstellung aufgegriffen. Durch die Verwendung zweier Düsenringe mit jeweils der gleichen Anzahl von Einblasdüsen wie Statorschaufeln sollen zwei tonale Komponenten und somit zwei Freiheitsgrade im Sekundärschallfeld direkt kontrolliert werden. Ziel ist es, eine geeignete Überlagerung der Quellverteilung auf dem Rotor durch beide Ringe zu erreichen, um so die spektrale Zusammensetzung und damit die Amplituden und Phasenlagen für zwei tonale Komponenten bzw. *RSI*-Moden des Primär- im Sekundärschallfeld nachzubilden. Dies soll

am Beispiel der diskutierten *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} erfolgen. Generell kann der Ansatz auch für die Kontrolle zweier *RSI*-Moden bei einer Frequenz oder mehrerer radialer Modenordnungen verwendet werden.

In der Arbeit von Lemke et al. [111] wurden erstmals zwei Einblasringe zur simultanen Minderung zweier Drehklangkomponenten verwendet. Der Entwurf der Ringe orientierte sich an den vorhandenen Düsenansätzen (siehe Abschnitt 3.2), so dass sich ein konstruktiv bedingter axialer Mindestabstand von $\Delta x/c = 0,32$ ergab, um beide Ringe gegeneinander verdrehen zu können. Auf Grund des Anregemechanismus als Folge der Druck- bzw. Potentialfeldwechselwirkung zwischen Rotorströmung und Einblasstrahl, vgl. Abschnitt 4.1, hängt der generierte Pegel im Sekundärschallfeld sehr stark vom Axialabstand¹ der Düsen zur Rotorhinterkante ab. Daher konnte mit dem verwendeten Aufbau das eigentliche Vorhaben der simultanen Minderung der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} nicht umgesetzt werden. Die benötigten Pegel im Sekundärschallfeld wurden auf Grund des relativ hohen Axialabstandes des zweiten Ringes zur Rotorhinterkante nicht erreicht. Stattdessen konnte die simultane Minderung der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} erfolgreich gezeigt werden, da die Pegel hier ein geringeres Niveau im Primärschallfeld aufweisen. Leider ließen sich aus diesen Versuchen keine allgemeingültigen Aussagen hinsichtlich einer Modellierung ableiten.

Für die folgenden Untersuchungen wurde der in Abschnitt 3.3.2 beschriebene sog. doppelte Drehkanal entwickelt, in dessen Entwurf die oben diskutierten Erkenntnisse einfließen. Der Aufbau soll zwei gegeneinander in Umfangsrichtung verdrehbare Ringe realisieren, bei denen der Axialabstand auf ein konstruktiv mögliches Mindestmaß reduziert ist. Damit ist gewährleistet, dass mit beiden Ringen ähnliche Pegel im Sekundärschallfeld generiert werden können. Die Abstände von Ring *I* und Ring *II* zur Rotorhinterkante betragen $\Delta x_{I/c} = 0,10$ bzw. $\Delta x_{II/c} = 0,15$. Der mittlere Axialabstand beträgt $\Delta x/c = 0,13$ und entspricht damit der Axialposition der Düsen bei der Beeinflussung mit einem Ring aus Abschnitt 5. Aus konstruktiven Gründen beträgt der Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$ (radiale Einblasung) für beide Ringe.

6.1 Analytische Beschreibung der *RSI*-Moden bei Beeinflussung mit zwei Einblasringen

Für die vorgestellte Methode der Drucklufteinblasung stellt der Rotor auf Grund des Anregemechanismus die Sekundärschallquelle dar. Anders als bei Lautsprecheranwendungen findet hier keine entkoppelte Anregung tonaler Komponenten durch die einzelnen Düsenringe statt. Dies wurde im Kapitel 5 ausführlich gezeigt und diskutiert. So ist es nicht möglich, die Umfangsposition und Einblasmenge für den ersten Ring auf das globale Minimum einer Komponente einzustellen, um dann unabhängig davon die entsprechenden optimalen Parameter für das globale Minimum der zweiten Komponente durch Zuschalten des zweiten Ringes zu erreichen. Beide Ringe wirken sich auf die Quellverteilung auf den Rotorschaukeln aus. Für die Beeinflussung mit zwei Einblasringen können die Einblasmengen $\dot{m}_{In,I}/\dot{m}_{Fan}$

¹Eine ausführliche Diskussion zur Variation des Axialabstandes wird im Abschnitt A.1 des Anhangs gegeben.

und $\dot{m}_{In,II}/\dot{m}_{Fan}$ sowie die Umfangspositionen γ_I und γ_{II} beider Ringe gegeneinander variiert werden. Damit ergeben sich vier frei wählbare Parameter, wodurch eine vollständige experimentelle Systemidentifizierung bzw. das Auffinden der optimalen Parameter für die simultane Beeinflussung zweier Komponenten mit sehr hohen Messzeiten verbunden wäre. Daher soll das Systemverhalten vorab durch einen einfachen analytischen Ansatz beschrieben werden.

Im ersten Schritt werden beide Ringe einzeln vermessen, um Amplitude und Phasenlagen des jeweiligen Sekundärschallfeldes in Abhängigkeit der Einblasmenge und Umfangsposition zu bestimmen. Damit erfolgt die Kalibrierung des Modells. Für ausgewählte konstante Einblasmenngen bzw. Sekundärampplituden werden dann die Umfangspositionen beider Ringe gegeneinander variiert, um das allgemeine Systemverhalten der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} bei Beeinflussung mit zwei Ringen von Messung und Modell gegenüberzustellen. Lässt sich das Systemverhalten mit den getroffenen Annahmen beschreiben, so können die Umfangspositionen und Einblasmenngen beider Ringe anschließend mit dem analytischen Modell vollständig gegeneinander variiert werden, um die optimalen Einblasparameter für die simultane Minderung beider Komponenten vorherzusagen. Die betrachteten Komponenten eignen sich besonders gut für diese grundlegenden Untersuchungen, da bei den entsprechenden Frequenzen nur jeweils eine *RSI*-Mode ausbreitungsfähig ist. Abschließend erfolgt dann die Übertragung der aus dem Modell bestimmten optimalen Einblasparameter auf den Prüfstand und die Validierung im Experiment.

6.1.1 Annahmen zur Systemmodellierung

Für die Modellierung werden alle strömungsmechanischen Effekte, wie die Stromaufwirkung des Stators auf den Anregemechanismus als auch eine Wechselwirkung der Einblasstrahlen untereinander, vernachlässigt. Eine Auswirkung dieser Effekte auf die Amplitude und Phase der generierten Sekundärschallfelder wird nicht berücksichtigt. Es wird angenommen, dass die Wechselwirkung der Einblasung beider Ringe mit dem Rotor zu einer unabhängigen Anregung von zwei sich kohärent überlagernden Sekundärschallfeldern führt. Damit können die Sekundärschallfelder resultierend aus der separaten Beeinflussung jedes Einzelrings des doppelten Drehkanals linear superponiert werden. Es ergibt sich so ein Gesamtsekundärschallfeld für die jeweilige *RSI*-Mode, welches mit dem zugehörigen Primärschallfeld überlagert wird. Der Ansatz von Gl. (4.2) aus Abschnitt 4.1 wird damit auf zwei Sekundärschallfelder \hat{p}_{SI} und \hat{p}_{SII} der Einzelringe *I* und *II* erweitert:

$$\hat{p}_{ANC,(m,n)} = \hat{p}_{P,(m,n)} + \hat{p}_{S,(m,n),I} + \hat{p}_{S,(m,n),II}. \quad (6.1)$$

In Gl. (6.1) stellt $\hat{p}_{(m,n)}$ wieder den komplexen Schalldruck der jeweiligen *RSI*-Mode (m, n) dar. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird für die folgenden Betrachtungen der Index (m, n) der Modenordnungen weggelassen.

Weiterhin wird die in Abschnitt 5.3 hergeleitete lineare Phasenbeziehung zwischen der Umfangsposition der Düsen γ und der Phase des Sekundärschallfeldes ϕ_S nach Gl. (5.6) für beide Sekundärschallfelder \hat{p}_{SI} und \hat{p}_{SII} angenommen. Damit ergibt sich für beide Ringe der folgende Zusammenhang:

$$\phi_{SI}(\gamma_I) = h \cdot V \cdot \gamma_I + \phi_{SI,0} \quad (6.2)$$

und

$$\phi_{SII}(\gamma_{II}) = h \cdot V \cdot \gamma_{II} + \phi_{SII,0}. \quad (6.3)$$

Über diesen Zusammenhang sind die nachfolgend hergeleiteten Phasenbeziehungen direkt mit den zugehörigen Umfangspositionen verknüpft. Für die Betrachtungen werden die komplexen Sekundärschallfelder $\widehat{p}_{S,I}$ und $\widehat{p}_{S,II}$ in Form von Amplitude und Phase beschrieben. Diese Größen lassen sich nach Gl. (4.3) bis Gl. (4.5) für jeden Messpunkt aus den separaten Beeinflussungen der Einzelringe *I* und *II* bestimmen.

In der Euler'schen Schreibweise lautet dann Gl. (6.1) für jede *RSI*-Mode:

$$\widehat{p}_{ANC} = A_P \cdot e^{j \cdot \phi_P} + A_{SI} \cdot e^{j \cdot \phi_{SI}} + A_{SII} \cdot e^{j \cdot \phi_{SII}}. \quad (6.4)$$

Ziel der Beeinflussung ist die Minderung der Amplitude im kontrollierten Gesamtschallfeld \widehat{p}_{ANC} für jede *RSI*-Mode bzw. die komplette Auslöschung der entsprechenden Komponenten ($\widehat{p}_{ANC} = 0$). Die Amplitude des kontrollierten Gesamtschallfeldes einer *RSI*-Mode entspricht dem Betrag von $|\widehat{p}_{ANC}|$. Dieser ergibt sich nach Umformung aus Gl. (6.4) zu:

$$|\widehat{p}_{ANC}| = f(\phi_{SI}, \phi_{SII}) = \sqrt{A_P^2 + A_{SI}^2 + A_{SII}^2 + 2 \cdot A_P A_{SI} \cdot \cos(\phi_{SI} - \phi_P) + \dots} \quad (6.5)$$

$$\dots + 2 \cdot A_P A_{SII} \cdot \cos(\phi_P - \phi_{SII}) + 2 \cdot A_{SI} A_{SII} \cdot \cos(\phi_{SI} - \phi_{SII}).$$

Der Betrag des kontrollierten Gesamtschallfeldes $|\widehat{p}_{ANC}|$ wird als eine Funktion der Phasen ϕ_{SI} und ϕ_{SII} der Sekundärschallfelder beider Ringe *I* und *II* betrachtet. Die Amplituden der beiden Sekundärschallfelder A_{SI} und A_{SII} sind dabei Parameter der Funktion nach Gl. (6.5).

6.1.2 Beschreibung der lokalen Minima der *RSI*-Moden im kontrollierten Schallfeld

Die lokalen Minima im Betrag des kontrollierten Gesamtschallfeldes $|\widehat{p}_{ANC}|$ nach Gl. (6.5) mit den zwei Veränderlichen ϕ_{SI} und ϕ_{SII} können formal mathematisch durch das Nullsetzen der Richtungsableitungen bestimmt werden. Die Nullstellen der partiellen Ableitungen in ϕ_{SI} und ϕ_{SII} Richtung ergeben sich zu:

$$\frac{\partial |\widehat{p}_{ANC}|}{\partial \phi_{SI}} = 0 = \frac{A_P}{A_{SII}} \sin(\phi_{SI} - \phi_P) + \sin(\phi_{SI} - \phi_{SII}) \quad (6.6)$$

und:

$$\frac{\partial |\widehat{p}_{ANC}|}{\partial \phi_{SII}} = 0 = \frac{A_P}{A_{SI}} \sin(\phi_P - \phi_{SII}) + \sin(\phi_{SI} - \phi_{SII}). \quad (6.7)$$

Beide Gleichungen gelten sowohl für lokale Minima als auch lokale Maxima. Daher muss bei der Auswertung zwischen geraden und ungeraden Vielfachen von π im Argument der *Sinus*-Funktionen unterschieden werden. Durch Umformung können die Richtungsableitungen in ϕ_{SI} und ϕ_{SII} für die lokalen Minima in der kontrollierten Amplitude der jeweiligen *RSI*-Mode wie folgt dargestellt werden:

$$\phi_{SI}|_{Min} = f(\phi_{SII}) = \arctan \left[\frac{\frac{A_P}{A_{SII}} \sin(\phi_P) + \sin(\phi_{SII})}{\frac{A_P}{A_{SII}} \cos(\phi_P) + \cos(\phi_{SII})} \right] + \pi \quad (6.8)$$

und

$$\phi_{SII}|_{Min} = f(\phi_{SI}) = \arctan \left[\frac{\frac{A_P}{A_{SI}} \sin(\phi_P) + \sin(\phi_{SI})}{\frac{A_P}{A_{SI}} \cos(\phi_P) + \cos(\phi_{SI})} \right] + \pi. \quad (6.9)$$

Damit ist die Phasenlage des Sekundärschallfeldes eines Ringes als Funktion der Phasenlage des jeweils anderen Ringes dargestellt. Entlang einer solchen Linie gilt, dass die Beträge $|\widehat{p}_{ANC}|$ des kontrollierten Gesamtschallfeldes der jeweiligen *RSI*-Mode lokale Minima aufweisen. Die globalen Minima ergeben sich aus den Schnittpunkten der Gln. (6.8) und (6.9). Mit Hilfe der Gln. (6.2) und (6.3) können die Phasenlagen der lokalen Minima in die entsprechenden Umfangspositionen umgerechnet werden.

6.1.3 Beschreibung der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Linie der *RSI*-Moden im kontrollierten Schallfeld

Ebenso wie die Linien, in denen der Betrag bzw. die Amplitude des Gesamtschallfeldes der jeweiligen *RSI*-Mode lokal minimal wird, kann ein Zusammenhang für die $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinie gefunden werden. Für die Beeinflussung mit beiden Ringen ist entlang dieser Linie das gesamte Sekundärschallfeld genau gegenphasig zum Primärschallfeld. Dazu werden beide Richtungsableitungen voneinander subtrahiert. Die Subtraktion der Gl. (6.6) von Gl. (6.7) führt dann zu:

$$0 = \frac{A_{SI}}{A_{SII}} \sin(\phi_{SI} - \phi_P) - \sin(\phi_P - \phi_{SII}). \quad (6.10)$$

Für die Lösung der Gl. (6.10) muss zwischen dem gegenphasigen ($\Delta\phi = 180^\circ$) und gleichphasigen ($\Delta\phi = 0^\circ$) Zustand unterschieden werden. Die Gl. (6.10) ist unabhängig von der Amplitude A_P der jeweiligen *RSI*-Mode im Primärfeld. Bei der Auswertung ist somit das Verhältnis der Sekundäramplituden zwischen beiden Ringen auf Grund des Definitionsbereiches der *Arcus-Sinus*-Funktion von Bedeutung. Für $A_{SII}/A_{SI} > 1$ gilt:

$$\phi_{SII}|_{\Delta\phi=180^\circ} = f(\phi_{SI}) = \pi + \phi_P - \arcsin \left[\frac{A_{SI}}{A_{SII}} \sin(\phi_{SI} - \phi_P + \pi) \right], \quad (6.11)$$

und für $A_{SII}/A_{SI} < 1$ gilt:

$$\phi_{SI}|_{\Delta\phi=180^\circ} = f(\phi_{SII}) = \pi + \phi_P - \arcsin \left[\frac{A_{SII}}{A_{SI}} \sin(\phi_{SII} - \phi_P + \pi) \right]. \quad (6.12)$$

Die Gln. (6.11) und (6.12) stellen für jedes Verhältnis der Amplituden zwischen den Sekundärschallfeldern einer *RSI*-Mode beider Einzelringe einen Zusammenhang zu den Phasen her, für welche die Phasendifferenz zwischen dem gesamten Sekundär- zum Primärschallfeld $\Delta\phi = 180^\circ$ beträgt. Entlang dieser Linie besteht der gegenphasige Zustand im kontrollierten Schallfeld. Auch hier sind die Phasen der jeweiligen Sekundärschallfelder über der Gl. (6.2) und (6.3) linear mit den Umfangspositionen verknüpft.

Das Modell vernachlässigt den Einfluss der in den Annahmen aufgeführten strömungsmechanischen Effekte. Aus den Kalibrationsmessungen der Einzelringe bei vollständiger Variation von Umfangsposition und Einblasmenge, ähnlich der Untersuchungen zur Beeinflussung mit einem Ring (vgl. Abbildung 5.3), ließe sich der zusätzliche Einfluss der Wechselwirkung

zwischen Düsenfreistrahle und Statorschaufel auf Amplitude und Phase des jeweiligen Sekundärschallfeldes bestimmen. Der Einfluss der Wechselwirkung zwischen den Einblasstrahlen auf das zusammengesetzte Sekundärschallfeld könnte dann aus den Ergebnissen der folgenden Diskussion herausgerechnet werden. Beide Effekte würden so durch einen zusätzlichen Störterm modelliert werden können, der abhängig von der Einblasmenge und der Umfangsposition beider Ringe ist. Die Ausarbeitung einer solchen semiempirischen Beschreibung wurde in der vorliegenden Arbeit jedoch nicht verfolgt.

6.2 Experimentelle Validierung des analytischen Modells bei konstanten Einblasmengen

Die Messungen mit dem doppelten Drehkanal wurden bei einer leicht veränderten Drehzahl von $n = 3950 \text{ min}^{-1}$, jedoch bei gleicher Lieferzahl $\varphi = 0,260$ wie die anderen Versuche durchgeführt. Begründet ist dies durch einen so erzielbaren verbesserten Signal-Rauschabstand in den Modenspektren. Mit den $Z = 18$ Rotorschaufeln ergibt sich nach Gl. (1.1) bei dieser Drehzahl die *BPF* zu $f_{1BPF} = 1185 \text{ Hz}$, d.h. 15 Hz geringer als für die in Abschnitt 5 diskutierten Ergebnisse. Für die Messungen stand nur ein Mikrofonring im Ausblaskanal mit 32 äquidistant verteilten, wandbündigen Mikrofonen zur Verfügung, so dass nur die Zerlegung der Wanddruckschwankungen in Umfangsmoden und keine vollständige Radialmodenanalyse mit Schalleistungsbestimmung unter Trennung von hin- und rücklaufender Wellen möglich war. Für die betrachteten tonalen Komponenten bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} ist diese Vorgehensweise ausreichend, da nur jeweils eine *RSI*-Mode mit der radialen Modenordnung $n = 0$ in den Messkanälen ausbreitungsfähig ist.

Zur Bewertung der Pegeländerungen der beiden betrachteten tonalen Komponenten wird ein kumulativer Differenzpegel im Schalldruck eingeführt:

$$\Delta L_{p,2,4} = 10 \cdot \log_{10} \left(10^{\frac{\Delta L_{p,m=2}}{10}} + 10^{\frac{\Delta L_{p,m=4}}{10}} \right). \quad (6.13)$$

Dabei handelt es sich um einen Summenpegel, der sich aus einer Pegeladdition der Pegeländerungen ΔL_p der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ ergibt. Es ist jedoch zu beachten, dass auf Grund der *Logarithmus*-Funktion die Summe positiv ausfällt, auch wenn beide Einzelkomponenten jeweils im Bereich von $-3 \text{ dB} \leq \Delta L_p \leq 0 \text{ dB}$ liegen.

Die Bewertung durch diesen kumulativen² Differenzpegel $\Delta L_{p,2,4}$ hat den Vorteil, dass die Unterschiede zwischen den Absolutpegeln der *RSI*-Mode $m = 2$ und $m = 4$ von ca. 15 dB im Primärschallfeld nicht ins Gewicht fallen. Bei einer Summenbildung der Absolutpegel mit anschließender Differenzbildung nach Gl. (5.1) zwischen Beeinflussung und Grundgeräusch würde sich eine Änderung im niedrigen Absolutpegel der *RSI*-Mode $m = 4$ wenig oder gar nicht bemerkbar machen. Für die Bewertung des Gesamtgeräusches ist diese Methode zwar die physikalisch richtige, jedoch soll in der vorliegenden Arbeit die simultane Minderung beider Einzelkomponenten gezeigt werden.

²Andere kumulative Summenpegel werden durch eine reine numerische Addition der Einzelpegel oder Pegeldifferenzen in Dezibel gebildet. Dies ist z.B. bei der Zertifizierung von Flugzeugen der Fall.

6.2.1 Separate Beeinflussung mit beiden Einzelringen - Kalibrierung

Zunächst erfolgte, wie bereits erwähnt, die separate Vermessung von Umfangsposition und Einblasmenge beider Einzelringe in dem Messraster von 46x26 Punkten, um das System für die nachfolgende Modellierung zu kalibrieren. Die Ergebnisse der Pegeländerungen in Abhängigkeit von Umfangsposition und Einblasmenge entsprechen in ihrer Topologie im Wesentlichen denen von Abbildung 5.3 aus Abschnitt 5.1.2, allerdings bei anderen optimalen Einblasmengen der globalen Minima auf Grund des veränderten Axialabstandes³. Daher wird hier auf eine Darstellung verzichtet.

In Tabelle 6.1 sind die Änderungen im Schalldruckpegel ΔL_p der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} für beide Ringe bei den entsprechenden Umfangspositionen und Einblasmengen der globalen Minima gegenübergestellt. Im Fall der *RSI*-Moden $m = 4$ ist nur das erste globale Minimum innerhalb der Statorpassage aufgeführt, das sich am dichtesten zum globalen Minimum der *RSI*-Moden $m = 2$ befindet. Ebenso ist das globale Minimum im kumulativen Differenzpegel beider Komponenten angegeben. Zusätzlich zu den globalen Minima (fett hervorgehoben) sind die Pegeländerung der jeweils anderen Komponente bzw. die kumulative Pegeländerung bei den entsprechenden Parametern aufgeführt.

Im Vergleich zu den im Anhang, Abschnitt A.1, aufgeführten Ergebnissen für die entsprechenden Axialabstände $\Delta x/c = 0,10$ und $\Delta x/c = 0,15$ der beiden Ringe (vgl. Abbildung A.1) kommt es hier auf Grund der unterschiedlichen Düsenkonzeption zu leichten Abweichungen in den optimalen Einblasparametern. Anders als im Fall des einfachen Drehkanals sind die Düsenbohrungen beim doppelten Drehkanal auf Grund der Forderung eines kleinstmöglichen Axialabstandes seitlich in die Vorkammern der beiden Ringeinsätze eingebracht (vgl. Abbildung 3.5 aus Abschnitt 3.2 und Abbildung 3.8 aus Abschnitt 3.3.2). Dadurch wird die Strahlstruktur am Düsenaustritt entscheidend beeinflusst. Die Luftführung unterscheidet sich hier erheblich von denen der zylindrischen Düseneinsätze des einfachen Drehkanals, was zu höheren Druckverlusten führt.

Tab. 6.1: Gegenüberstellung der globalen Minima (fett hervorgehoben) sowie die zugehörigen Teilpegeländerungen der jeweils nicht kontrollierten Komponente bei der separaten Beeinflussung von Ring *I* und *II*.

Ring	<i>RSI</i> -Mode	$\gamma/\Delta\Theta$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$	$\Delta L_{p,(m=2)}$	$\Delta L_{p,(m=4)}$	$\Delta L_{p,2,4}$
<i>I</i>	$m = 2$	0,11	0,67 %	-15,0 dB	9,8 dB	9,8 dB
	$m = 4$	0,07	0,23 %	-3,1 dB	-19,2 dB	-3,0 dB
	Kumulativ	0,07	0,23 %	-3,1 dB	-19,2 dB	-3,0 dB
<i>II</i>	$m = 2$	0,29	0,70 %	-7,3 dB	9,2 dB	9,3 dB
	$m = 4$	0,13	0,41 %	-2,2 dB	-17,2 dB	-2,1 dB
	Kumulativ	0,13	0,44 %	-2,3 dB	-16,6 dB	-2,1 dB

³Auch hier sie auf eine ausführliche Diskussion zur Variation des Axialabstandes in Abschnitt A.1 des Anhangs hingewiesen.

Die Gegenüberstellung zeigt, dass das globale Minimum im kumulativen Differenzpegel $\Delta L_{p,2,4}$ in der Nähe bzw. für die Parameter des ersten globalen Minimums der *RSI*-Mode $m = 4$ im jeweiligen Ring erreicht wird. Für diese Einblasparameter ist auch eine Minderung der *RSI*-Mode $m = 2$ möglich, wie die Diskussion von Abschnitt 5.1.2 zeigte. Im Gegensatz dazu kommt es für die Einblasparameter im globalen Minimum der *RSI*-Mode $m = 2$ zu einer erheblichen Pegelanhebung der *RSI*-Mode $m = 4$, so dass der kumulative Differenzpegel ansteigt. Mit der Beeinflussung durch einen der beiden Ringe kann für die gegebene Düsenkonfiguration eine Minderung im kumulativen Differenzpegel von nur $\Delta L_{p,2,4} = -3,0$ dB erreicht werden.

6.2.2 Mess- und Modellierungsparameter bei gleichzeitiger Beeinflussung mit beiden Ringen

An Hand ausgewählter Einblasmengen wird das Modell am Beispiel der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei der Beeinflussung mit zwei Einblasringen validiert. Dafür werden die Ringe mit jeweils unterschiedlichen, aber konstanten Einblasmengen beaufschlagt, die äquivalent zu bestimmten Amplituden in den Sekundärschallfeldern der jeweiligen *RSI*-Moden sind. Mit den konstanten Einblasmengen erfolgt die Variation der Umgangsposition beider Ringe gegeneinander innerhalb einer Statorpassage. Für jede Umgangsposition γ_I von Ring *I* innerhalb einer Statorpassage wird der Ring *II* in seiner Umgangsposition γ_{II} über die komplette Statorpassage $\Delta\Theta$ traversiert. Mit einer Auflösung in Umgangsrichtung beider Ringe von $\Delta\gamma = 1^\circ$ ergibt sich bei der Statorpassage von $\Delta\Theta = 22,5^\circ$ ein Messgitter von 24x24 Punkten.

Tab. 6.2: Ausgewählte Einblasmengen zur Systemidentifikation bei Beeinflussung mit beiden Ringen. Auflistung der kalibrierten Pegel und Phasenlagen in den Sekundärschallfeldern der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} der Einzelringe *I* und *II* sowie des Primärschallfeldes.

Messpunkt	Ring	$L_{p,(m=2)}$	$\phi_{(m=2),0}$	$L_{p,(m=4)}$	$\phi_{(m=4),0}$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$
	<i>P</i>	109,0 dB	136,0°	93,5 dB	90,2°	
<i>A</i>	<i>SI</i>	106,0 dB	-93,1°	103,8 dB	-147,9°	0,56 %
	<i>SII</i>	101,9 dB	-112,0°	99,7 dB	-161,2°	0,61 %
<i>B</i>	<i>SI</i>	98,4 dB		93,1 dB		0,23 %
	<i>SII</i>	102,2 dB		100,0 dB		0,62 %
<i>C</i>	<i>SI</i>	102,4 dB		97,8 dB		0,34 %
	<i>SII</i>	102,4 dB		100,2 dB		0,64 %

Die Tabelle 6.2 listet die konstant eingestellten Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ aus den Einzelmessungen für die drei experimentell variierten Fälle *A*, *B* und *C* bei Beeinflussung mit beiden Ringen auf. Aufgeführt sind die Schalldruckpegel L_p und die Phasenlagen ϕ sowohl im Primär- als auch im Sekundärschallfeld beider Ringe für die jeweilige *RSI*-Mode. Diese

Werte liegen auch der Modellierung zugrunde. Die Null-Phasenwinkel beider Sekundärschallfelder $\phi_{S,0}$ werden für alle drei Fälle als konstant angenommen und sind damit unabhängig von der Einblasmenge. Für die radiale Einblasung mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$ ist diese Annahme zulässig, vgl. Abschnitt 5.2.1.

Die Auswahl der Einblasmengen und damit der Amplituden der Sekundärschallfelder beider Ringe erfolgte für die *RSI*-Moden $m = 2$. Daher sind diese Werte in Tabelle 6.2 fett hervorgehoben. Mit den Messungen soll das generelle Verhalten einer *RSI*-Mode bei Beeinflussung mit zwei Ringen zur Systembeschreibung untersucht werden. Es wird sich zeigen, dass die gefundenen Ergebnisse auch für die *RSI*-Mode $m = 4$ gelten.

Für die *RSI*-Mode $m = 2$ werden im Fall *A* die Einblasmengen so eingestellt, dass der Sekundärschallpegel im Ring *I* um 4,1 dB größer ist als für Ring *II*. Für den Fall *B* resultieren die eingestellten Einblasmengen beider Ringe in einem um 3,8 dB niedrigeren Sekundärschallpegel von Ring *I* gegenüber Ring *II*. Im Fall *C* sind die Einblasmengen so eingestellt, dass die angeregten Pegel im Sekundärschallfeld beider Ringe gleich sind.

In keinem der Fälle wird der zur Auslöschung des Primärschallfeldes benötigte Pegel im Sekundärschallfeld der Einzelringe erreicht. Da jedoch eine lineare, kohärente Überlagerung beider Sekundärschallfelder angenommen wird, ergibt sich für den Fall *A* ein theoretischer maximaler Summenpegel von 110,2 dB im zusammengesetzten Sekundärschallfeld, der damit 1,2 dB über dem Pegel des Primärschallfeldes liegt.

Auf Grund der Kopplung innerhalb der Sekundärschallfelder ergeben sich bei den ausgewählten Einblasmengen für die *RSI*-Mode $m = 4$ im Fall *A* und *B* für beide Ringe die gleichen Relationen wie für die *RSI*-Mode $m = 2$, jedoch mit anderen Pegelunterschieden. Im Fall *C* ist der durch Ring *I* generierte Pegel um 2,4 dB geringer gegenüber Ring *II*. Für die *RSI*-Mode $m = 4$ wurde kein Fall untersucht, in dem beide Ringe zu gleichen Pegeln im Sekundärschallfeld führen. Allgemein sind die Pegel des Sekundärschallfeldes dieser Komponente für die eingestellten Einblasmengen teilweise deutlich höher als im Primärschallfeld.

6.2.3 Verhalten der *RSI*-Mode $m = 2$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF}

Die Ergebnisse der Fälle *A*, *B* und *C* von Messung und Modell für die gleichzeitige Beeinflussung mit beiden Ringen sind in Abbildung 6.1 gegenüber gestellt. Die Konturdarstellung zeigt jeweils die Pegeländerungen im Schalldruck ΔL_p der *RSI*-Mode $m = 2$ bei Variation der Umfangspositionen γ_I (*y*-Achse) und γ_{II} (*x*-Achse) beider Ringe mit den konstant eingestellten Einblasmengen bzw. Sekundär-Amplituden aus Tabelle 6.2. Auch hier bedeutet $\gamma_I/\Delta\Theta = \gamma_{II}/\Delta\Theta = 0$ die saugseitige Vorderkante einer Statorschaufel sowie $\gamma_I/\Delta\Theta = \gamma_{II}/\Delta\Theta = 1$ die druckseitige Vorderkante der nächsten Statorschaufel innerhalb einer Passage. Die Ergebnisse setzen sich an den Rändern periodisch fort. Die Pegeländerungen werden aus der Differenz zwischen dem beeinflussten und dem Primärschallfeld nach Gl. (5.1) bestimmt. Eingetragen sind ebenso die $\Delta L_p = 0$ dB-Isolinien (gestrichelte schwarze Linie).

Weiterhin sind die Verläufe der lokalen Minima eingetragen, wobei die globalen Minima hervorgehoben sind. Für die Messungen sind die jeweiligen lokalen Minima auf dem Messgitter innerhalb der zusammenhängenden Gebiete mit Pegelminderungen eingezeichnet. Für die modellierten Fälle sind die analytischen Verläufe der lokalen Minima für die partiellen Ablei-

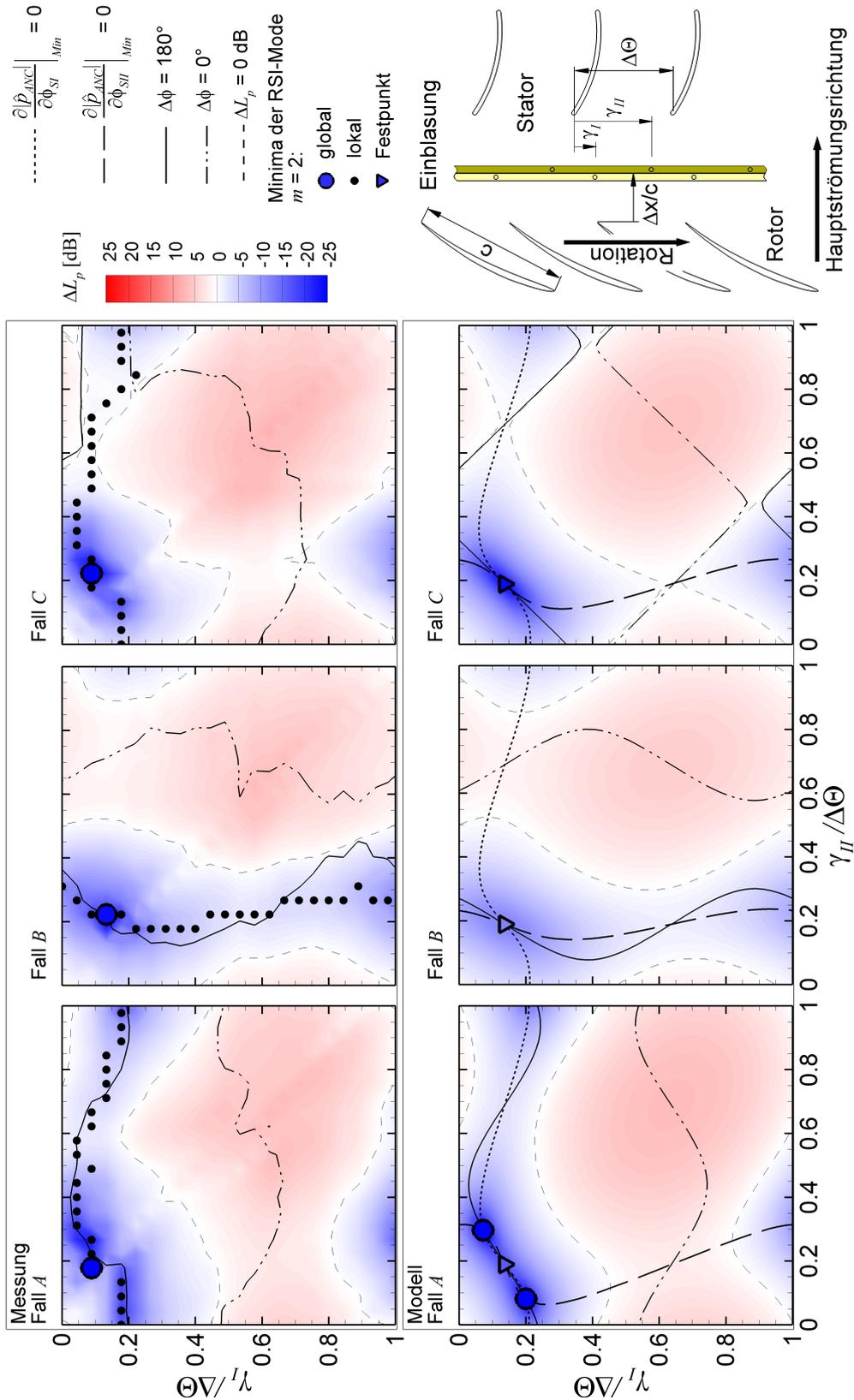


Abb. 6.1: Vergleich von Messung und Modell für die Änderung des Schalldruckpegels ΔL_p der RSI-Mode $m = 2$ im Ausblaskanal. Eingezeichnet sind die lokalen/globalen Minima und Fixpunkte sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Variation der Umfangspositionen beider Ringe γ_I und γ_{II} für die Fälle A, B und C bei konstanten Einblasmengen nach Tabelle 6.2. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

tungen in ϕ_{SI} -Richtung (gepunktet) und in ϕ_{SII} -Richtung (gestrichelt) nach den Gln. (6.8) und (6.9) eingetragen. Über die linearen Phasenbeziehungen nach den Gln. (6.2) und (6.3) sind die zugehörigen Umfangspositionen bestimmt worden.

Ebenso sind die Isolinien für die Phasendifferenz von $\Delta\phi = 180^\circ$ (gegenphasig) bzw. $\Delta\phi = 0^\circ$ (gleichphasig) zwischen dem zusammengesetzten Sekundär- und dem Primärschallfeld eingetragen. Im Fall der Messungen sind diese Linien mit Hilfe der Gln. (4.3) bis (4.6) von Abschnitt 4.1 aus den Messdaten extrahiert und interpoliert worden. Die modellierten Fälle zeigen hier die analytischen Verläufe nach Gl. (6.11) bzw. Gl. (6.12).

In den Ergebnissen können für alle Fälle *A*, *B* und *C* deutlich Gebiete mit Pegelminderungen und Pegelanhebungen gegenüber dem Grundgeräusch identifiziert werden. Für den Fall *A* verlaufen die Linien der vermessenen lokalen Minima sowie die $\Delta L_p = 0$ dB-Isolinien in horizontaler Richtung. Im Fall *B* verlaufen diese Linien vertikal. Beide Fälle sind um 90° zueinander verdreht. Die Verläufe dieser Linien stehen im engen Zusammenhang mit dem Verhältnis der durch beide Ringe angeregten Sekundär-Amplituden. Im Fall *A* generiert der Ring *I* eine um 4,1 dB höhere Amplitude im Sekundärschallfeld gegenüber dem Ring *II*. Damit wird die Pegeländerung hauptsächlich durch die Änderung der Umfangsposition von Ring *I* beeinflusst. In Fall *B* bestimmt die Umfangsposition von Ring *II* im Wesentlichen den Verlauf der Pegeländerungen. In diesem Fall ist die generierte Sekundär-Amplitude um 3,8 dB höher als im Ring *I*.

Dies wird auch in der mittleren Lage der Umfangspositionen der lokalen Minima in den Messungen deutlich. So entspricht diese im Fall *A* ungefähr dem globalen Minimum bei der Beeinflussung nur mit Ring *I* bei etwa $\gamma_I/\Delta\Theta \approx 0,11$. In Fall *B* spiegelt sich die Umfangsposition des globalen Minimums bei Beeinflussung nur mit Ring *II* bei etwa $\gamma_{II}/\Delta\Theta \approx 0,29$ wieder (vgl. Tabelle 6.2). Geht die Einblasmenge eines der beiden Ringe und damit die generierte Sekundär-Amplitude gegen Null, so würden alle diese Linien als Geraden parallel zur jeweiligen Achse des nicht aktiven Ringes verlaufen. Das Ergebnis entspricht dann dem der Beeinflussung mit einem Ring bei einer konstanten Einblasmenge.

Im Fall *C* sind die Einblasmengen beider Ringe so gewählt, dass die generierten Sekundär-Amplituden gleich ausfallen. Anders als in den Fällen *A* und *B* ergibt sich hier ein nahezu geschlossenes Gebiet für die Pegelminderungen. Es ist nicht identifizierbar, welcher Ring die Änderung im Schalldruckpegel dominiert. Ebenso scheint der Verlauf der $\Delta\phi = 0^\circ$ - und der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien für die Messung nicht so eindeutig wie in den anderen beiden Fällen.

Im Modell wird die Topologie der Messungen sehr gut wiedergegeben. Ebenso stimmen die Verläufe der lokalen Minima sehr gut überein. In der Modellierung verläuft die $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinie wie für die Messung von Fall *A* in horizontaler Richtung, da die Amplitude des Sekundärfeldes von Ring *I* größer als die von Ring *II* ist. Damit gilt: $A_{SII}/A_{SI} < 1$, wodurch $\phi_{SI}|_{\Delta\phi=180^\circ}$ eine Funktion von ϕ_{SII} ist. Im Fall *B* mit $A_{SII}/A_{SI} > 1$ verläuft diese Linie vertikal und damit ist $\phi_{SII}|_{\Delta\phi=180^\circ}$ eine Funktion von ϕ_{SI} , vgl. Gln. (6.11) und (6.12).

Im Vergleich der globalen Minima werden Unterschiede zu den Messungen deutlich. Für die Fälle *B* und *C* gibt es auch im Modell nur ein globales Minimum. Die Modellierung von Fall *A* zeigt die Existenz von drei ausgeprägten Minima. In allen Fällen liegen diese Minima auf den Schnittpunkten der beiden Richtungsableitungen. Diese Schnittpunkte werden ebenso von den $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien geschnitten.

Bei den drei ausgeprägten Minima für den Fall *A* handelt es sich um zwei globale Minima, die punktsymmetrisch um einen (mathematischen) Sattelpunkt angeordnet sind. Im Modell liegt für beide globalen Minima eine vollständige Auslöschung des Primärschallfeldes vor, d.h. Amplitude und Phase sind hier im Sinne einer destruktiven Überlagerung angepasst. Im Sattelpunkt wird nur eine Teilauslöschung erreicht, obwohl auch hier der gegenphasige Zustand vorliegt. Die Amplitudenanpassung wird in diesem Punkt nicht erreicht, so dass es sich hier um ein lokales Minimum handelt. Die beiden globalen Minima könnten auch ansatzweise in den Messungen gefunden werden, fallen aber auf Grund des vorgegebenen Messrasters nicht gleich aus. Die hohen Pegelminderungen werden daher ebenfalls nicht erreicht.

Für die Fälle *B* und *C* stellt der Sattelpunkt das globale Minimum dar. In diesem Punkt befinden sich das zusammengesetzte Sekundär- und das Primärschallfeld in Gegenphase ($\Delta\phi = 180^\circ$) zueinander, jedoch sind die Amplituden hier nicht angepasst, wie die weitere Diskussion zeigen wird. Die Position dieses Punktes ändert sich zunächst nicht mit den Amplitudenverhältnissen zwischen beiden Ringen, so dass im Folgenden dieser Punkt auch als Festpunkt (*FP*) bezeichnet wird.

Ähnlich wie in den Messungen zeigt sich auch im Modell, dass die lokalen Minima nicht mit den $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien übereinstimmen. Besonders wird dies in Fall *C* deutlich. Nur für die globalen Minima und die Sattelpunkte liegt der gegenphasige Zustand vor. Die Überlagerung beider Sekundärschallfelder führt hier zu Amplituden im zusammengesetzten Sekundärschallfeld, die nicht unbedingt gegenphasig zum Primärschallfeld vorliegen, aber größer sind als die Amplituden entlang der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien. Damit können lokal auch höhere Minderungen erreicht werden, vgl. auch die folgende Abbildung 6.2. Die Anpassungsfehler in den Phasen werden durch einen Amplitudenüberschuss relativiert.

Mit Hilfe der Abbildung 6.2 sollen die physikalischen Hintergründe für das beobachtete Verhalten im Detail erklärt werden. Dargestellt sind die Änderungen in der modellierten zusammengesetzten Gesamtamplitude des Sekundärschallfeldes für die Fälle *A*, *B* und *C* resultierend aus der kohärenten Überlagerung der Sekundärschallfelder bei konstanter Einblasmenge der Einzelringe im Verhältnis zum Primärschallfeld. Damit bedeuten die $\Delta L_p = 0$ dB-Isolinien (gestrichelt), dass die Amplitude des resultierenden zusammengesetzten Sekundärschallfeldes gleich der des Primärschallfeldes ist.

Die Überlagerung beider Sekundärschallfelder folgt ebenso den Bedingungen der Superposition zweier kohärenter Wellen. So kommt es auch hier zu Auslöschungen (blaue Bereiche) sowie zu konstruktiven Überlagerungen (weiße bis rote Bereiche). Auf Grund der linearen Abhängigkeit der Phasen ϕ_{SI} und ϕ_{SII} beider Sekundärschallfelder von den jeweiligen Umfangspositionen der Ringe γ_I und γ_{II} ist auch das zusammengesetzte Sekundärschallfeld in Phase ϕ_{SG} und Amplitude A_{SG} von beiden Umfangspositionen abhängig.

Für den Fall *A* ist die maximale Gesamtamplitude des zusammengesetzten Sekundärschallfeldes bei konstruktiver Überlagerung beider Teilfelder ($\Delta\phi_S = 0^\circ$) größer als die Primäramplitude $A_{SG,max} = A_{SI} + A_{SII} > A_P$. Damit ergeben sich bei der Überlagerung beider Sekundärschallfelder links und rechts der Maximalamplitude zwei Zustände, in denen die zusammengesetzte Sekundär- der Primäramplitude entspricht. Ist die Gegenphasigkeit zum Primärschallfeld hergestellt, erfolgt die vollständige destruktive Überlagerung in den beiden globalen Minima. Der Sattelpunkt bzw. Festpunkt ergibt sich genau dann, wenn die zusammengesetzte Gesamtamplitude des Sekundärschallfeldes maximal ist und genau gegenphasig

zum Primärschallfeld steht. Hier ist zwar die Phase, jedoch nicht die Amplitude angepasst. An dieser Stelle sei auf den Abschnitt 4.3 verwiesen, der die Überlagerung zweier Wellen im Detail behandelt.

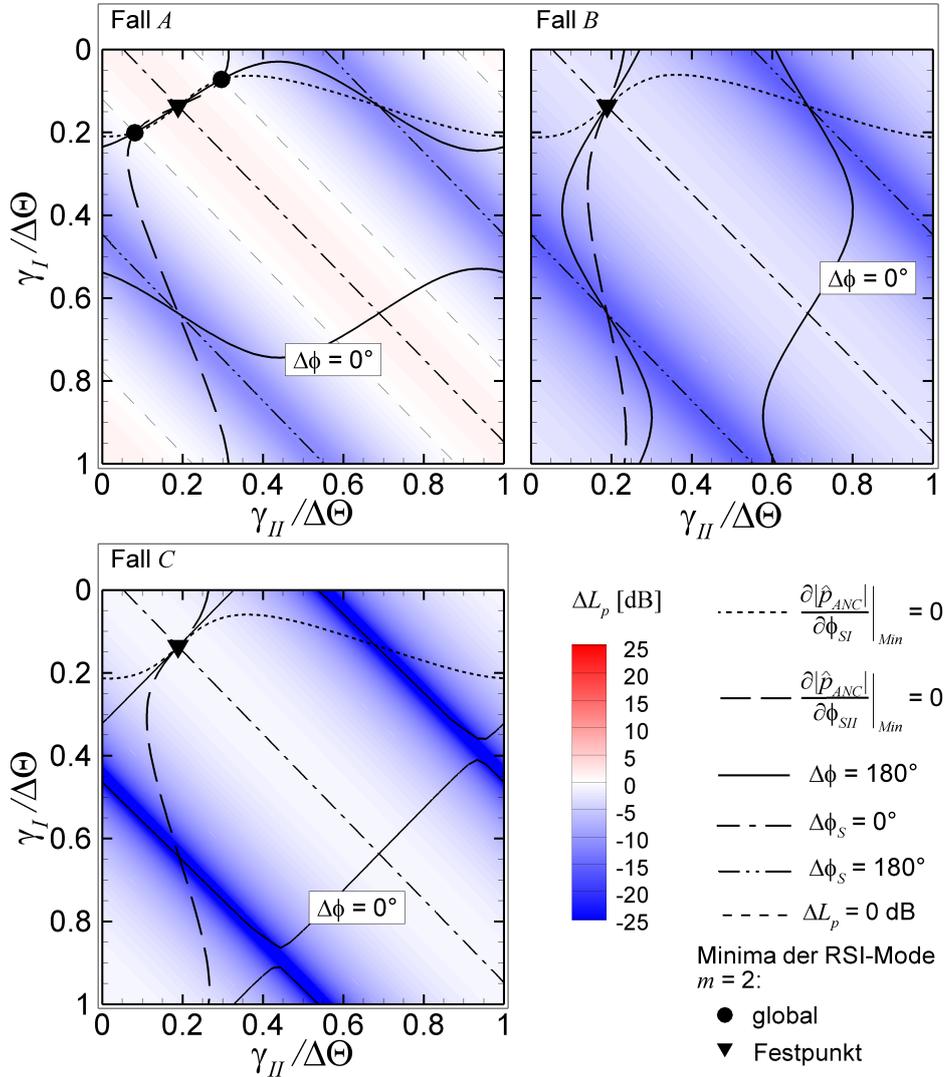


Abb. 6.2: Modellierter Änderung des Schalldruckpegels ΔL_p des zusammengesetzten Sekundär- gegenüber dem Primärschallfeld der RSI-Mode $m = 2$ im Ausblaskanal. Eingetragen sind die lokalen/globalen Minima und Festpunkte sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Variation der Umfangspositionen beider Ringe γ_I und γ_{II} für die Fälle A, B und C bei konstanten Sekundärampplituden nach Tabelle 6.2. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Für die Fälle B und C ist die maximal erreichbare zusammengesetzte Sekundärampplitude immer kleiner als die Primärampplitude $A_{SG,max} = A_{SI} + A_{SII} < A_P$, d.h. es liegt keine 0 dB-Isolinie vor. Das globale Minimum wird nur für die Ringpositionen erreicht, wo zum einen die resultierende Amplitude im zusammengesetzten Sekundärschallfeld maximal ist, beide Sekundärschallfelder stehen dann gleichphasig $\Delta\phi_S = 0^\circ$ zueinander, und die Phasendifferenz zum Primärschallfeld $\Delta\phi = 180^\circ$ beträgt. Damit entfallen die beiden punktsymmetrischen

globalen Minima und der Festpunkt stellt für diese Fälle das globale Minimum dar, bei dem jedoch keine Amplitudenanpassung vorliegt.

Ebenso gibt es zwei Bereiche (blau), in denen es zu einem Minimum für die Gesamtamplitude $A_{SG,min}$ im resultierenden, zusammengesetzten Sekundärschallfeld kommt. Die Phasendifferenz zwischen beiden Sekundärschallfeldern beträgt dann genau $\Delta\phi_S = 180^\circ$ (destruktive Überlagerung). Im Fall *C*, wo die Sekundärampplituden beider Ringe nahezu gleich sind, erfolgt hier eine Auslöschung beider Sekundärschallfelder. Entlang dieser Linien findet keine Pegeländerung gegenüber dem Primärschallfeld statt. Dies spiegelt sich im Verlauf der 0 dB-Isolinien in Abbildung 6.1 für Fall *C* des Modells wider.

Allgemein gilt entlang der Linien konstanter Phasendifferenz $\Delta\phi_S$ zwischen beiden Sekundärschallfeldern mit Hilfe der Gln. (6.2) und Gl (6.3):

$$\phi_{SII} - \phi_{SI} = \Delta\phi_S = h \cdot V \cdot (\gamma_{II} - \gamma_I) + \phi_{SII,0} - \phi_{SI,0}. \quad (6.14)$$

Die Lage der Linien ist damit abhängig von der Differenz der Null-Phasenwinkel $\phi_{SII,0} - \phi_{SI,0}$ der durch die beiden Ringe generierten Sekundärschallfelder und nicht von der Amplitude bzw. von der Einblasmenge.

Für alle betrachteten Fälle *A*, *B* und *C* der *RSI*-Mode $m = 2$ gilt, dass die minimale Gesamtamplitude im Sekundärschallfeld $A_{SG,min} = |A_{SI} - A_{SII}| < A_P$ bei destruktiver Überlagerung beider Teilfelder ($\Delta\phi_S = 180^\circ$) kleiner als die Primärampplitude ist. Dies muss nicht immer so sein, wie die weiteren Diskussionen zeigen werden.

6.2.4 Verhalten der *RSI*-Mode $m = 4$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF}

In Abbildung 6.3 sind die Fälle *A*, *B* und *C* für die Änderung im Schalldruckpegel der *RSI*-Mode $m = 4$ im Vergleich zwischen Messung und Modell dargestellt. Für nahezu alle Umfangspositionen kommt es hier zu deutlichen Pegelanhebungen. Die Gebiete mit Pegelminderungen sind lokal sehr begrenzt. Die Unstetigkeiten in den Gebieten mit Pegelminderungen im Fall der Messungen sind im groben Messraster der Umfangspositionen von $\Delta\gamma = 1^\circ$ begründet. Für die Konturdarstellung werden die Messdaten interpoliert, so dass es hier zu leichten Verzerrungen kommen kann.

Im Fall *A* ist das durch Ring *I* generierte Sekundärschallfeld nach Tabelle 6.2 um 4,1 dB höher als das von Ring *II*. Ebenso wie für die *RSI*-Mode $m = 2$ dominiert auch hier der Ring *I* das Gesamtverhalten, so dass die jeweils beiden $\Delta\phi = 0^\circ$ -Isolinien (gleichphasig) sowie die $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien (gegenphasig) in horizontaler Richtung verlaufen. Für die Fälle *B* und *C* verlaufen diese Linien in vertikaler Richtung. In diesen Fällen ist das Sekundärschallfeld von Ring *II* um 6,9 dB bzw. 2,4 dB stärker als das von Ring *I*. Die Beobachtungen bei der *RSI*-Mode $m = 2$ gelten demnach auch für die *RSI*-Mode $m = 4$.

Die Gebiete mit Pegelanhebungen um bis zu $\Delta L_p = 20$ dB dominieren die Ergebnisse für die *RSI*-Mode $m = 4$. Dies ist im Verhältnis der Pegel der Sekundärschallfelder der Einzelringe gegenüber dem Pegel im Primärschallfeld begründet, da diese für die betrachteten Fälle gleich oder größer als der Primärpegel der *RSI*-Mode $m = 4$ ausfallen (vgl. Tabelle 6.2). Im Fall der *RSI*-Mode $m = 2$ waren die Sekundärpegel der Einzelringe für die gegebenen Einblasmengen immer kleiner als der Primärpegel.

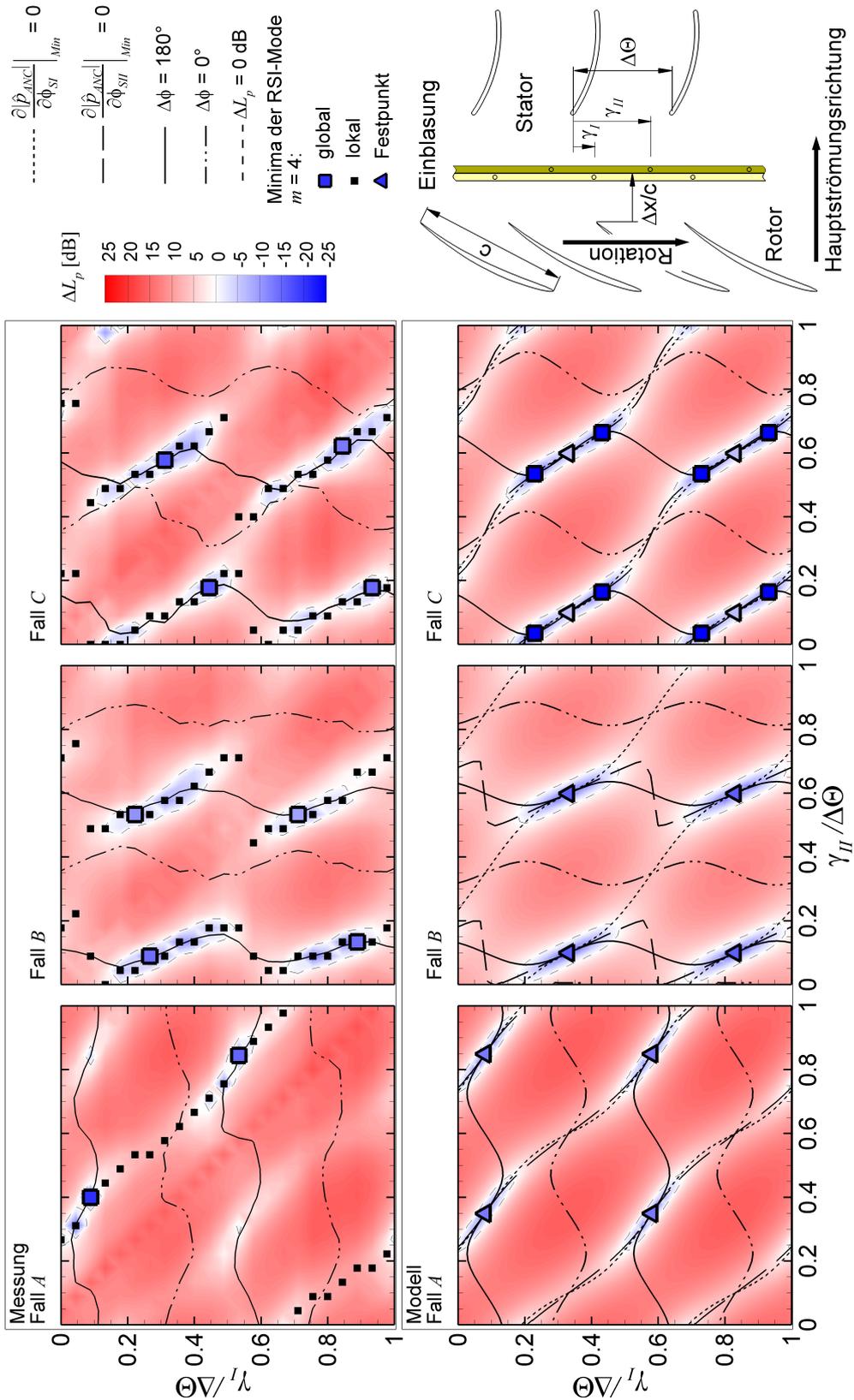


Abb. 6.3: Vergleich von Messung und Modell für die Änderung des Schalldruckpegels ΔL_p der *RSI-Mode* $m = 4$ im Ausblaskanal. Eingetragen sind die lokalen/globalen Minima und Festpunkte sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Variation der Umfangspositionen beider Ringe γ_I und γ_{II} für die Fälle *A*, *B* und *C* bei konstanten Einblasmengen nach Tabelle 6.2. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotor-hinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Die Gebiete mit Pegelminderungen für die *RSI*-Mode $m = 4$ wiederholen sich periodisch mit der Hälfte der Statorteilung $\Delta\gamma/\Delta\Theta \approx 0,5$ sowohl in Richtung von γ_I als auch in Richtung von γ_{II} , ebenso die Umfangspositionen der zugehörigen globalen Minima. Für die Beeinflussung mit einem Ring entspricht die Anzahl der globalen Minima innerhalb einer Statorpassage $\Delta\Theta$ der Ordnung h der *BPF*-Harmonischen nach Gl. (5.2). Im Fall von zwei Ringen entspricht die Anzahl der Minima innerhalb der aufgespannten Ebene der Statorpassage dem Quadrat der Ordnung h . Für den Abstand der Minima in Umfangsrichtung ergab sich für die Beeinflussung mit einem Ring $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = 1/h$ nach Gl. (5.3). Dies ist auch für die Beeinflussung mit zwei Ringen gültig, allerdings dann in die jeweilige Umfangsrichtung beider Ringe.

Das Modell gibt die Gebiete mit Pegelminderungen in einer klaren symmetrischen Anordnung für die Fälle *A*, *B* und *C* sehr gut wieder. In den Gebieten mit Pegelminderung sind deutlich die $h^2 = 4$ globalen Minima im Abstand von $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = 1/2$ in beiden Ringrichtungen zu finden. Für die Fälle *A* und *B* gibt es nur vier periodisch angeordnete globale Minima. Im Fall *C* stellen die vier periodischen Minima wieder Sattelpunkte dar, um die jeweils punktsymmetrisch zwei globale Minima angeordnet sind.

Die Positionen der globalen Minima von Fall *B* und die Positionen der vier Sattelpunkte in Fall *C* sind identisch. Es handelt sich auch hier um Festpunkte, in denen zwar die Gegenphasigkeit vorliegt, aber die Amplitudenanpassung nicht erreicht wird. Die folgende Diskussion wird zeigen, dass es sich bei den globalen Minima in Fall *A* auch um Festpunkte handelt, deren Position unabhängig vom Verhältnis der Sekundärampplituden ist, solange jeweils einer der Ringe das zusammengesetzte Sekundärschallfeld dominiert. Drehen sich die Amplitudenverhältnisse um, wie zwischen den Fällen *A* und *B*, ändert sich auch die Position der Festpunkte.

Der Verlauf der $\Delta\phi = 0^\circ$ -Isolinien (gleichphasig) sowie der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien (gegenphasig) wird sehr gut wiedergegeben. Die leichten Unterschiede können auf die gegenseitige strömungsmechanische Wechselwirkung der Düsenfreistrahlen zwischen beiden Ringen zurückgeführt werden. Diese Wechselwirkung ist im Modell nicht berücksichtigt. Es ist aber anzunehmen, dass eine solche Wechselwirkung stattfindet; besonders in Bereichen, in denen die Umfangspositionen beider Ringe ähnlich sind. Wie bereits erwähnt, reagieren die Pegel der *RSI*-Mode bei den höheren *BPF*-Harmonischen auf Grund des niedrigen Niveaus empfindlicher auf kleine Änderungen, so dass sich eine solche Wechselwirkung dann auf das Verhalten des Sekundärschallfeldes stärker auswirkt.

Der Verlauf der lokalen Minima-Linien, die den Nulldurchgang der beiden Richtungsableitungen nach Gl. (6.8) und Gl. (6.9) für die *RSI*-Mode $m = 4$ darstellen, sind in der Messung und Modellierung nahezu identisch. Anders als für die *RSI*-Mode $m = 2$, vgl. Abbildung 6.1, stehen diese Linien nicht horizontal und vertikal zueinander. Besonders deutlich wird dies für die Fälle *A* und *C* des Modells, wo beide Linien sehr dicht beieinander diagonal über die von den Umfangspositionen beider Ringe aufgespannte Ebene verlaufen. Jedoch schneiden sie sich ebenso in den globalen Minima bzw. Festpunkten.

Die Ursachen für die Verläufe liegen in den hohen generierten Sekundärpegeln für die *RSI*-Mode $m = 4$ gegenüber dem Primärschallfeld. Zwar sind die Sekundärpegel ähnlich hoch wie im Fall der *RSI*-Mode $m = 2$, aber der Pegel des Primärschallfeldes ist um ca. 15 dB kleiner. Auf Grund der starren Kopplung in der spektralen Zusammensetzung des Sekun-

därschallfeldes können die jeweiligen Komponenten nicht separat eingestellt werden. Wie bereits erwähnt, erfolgte die Auswahl der Einblasmengen für die vorgestellten Messungen nach Gesichtspunkten der *RSI* Mode $m = 2$, so dass geringere Einblasmengen experimentell nicht untersucht wurden.

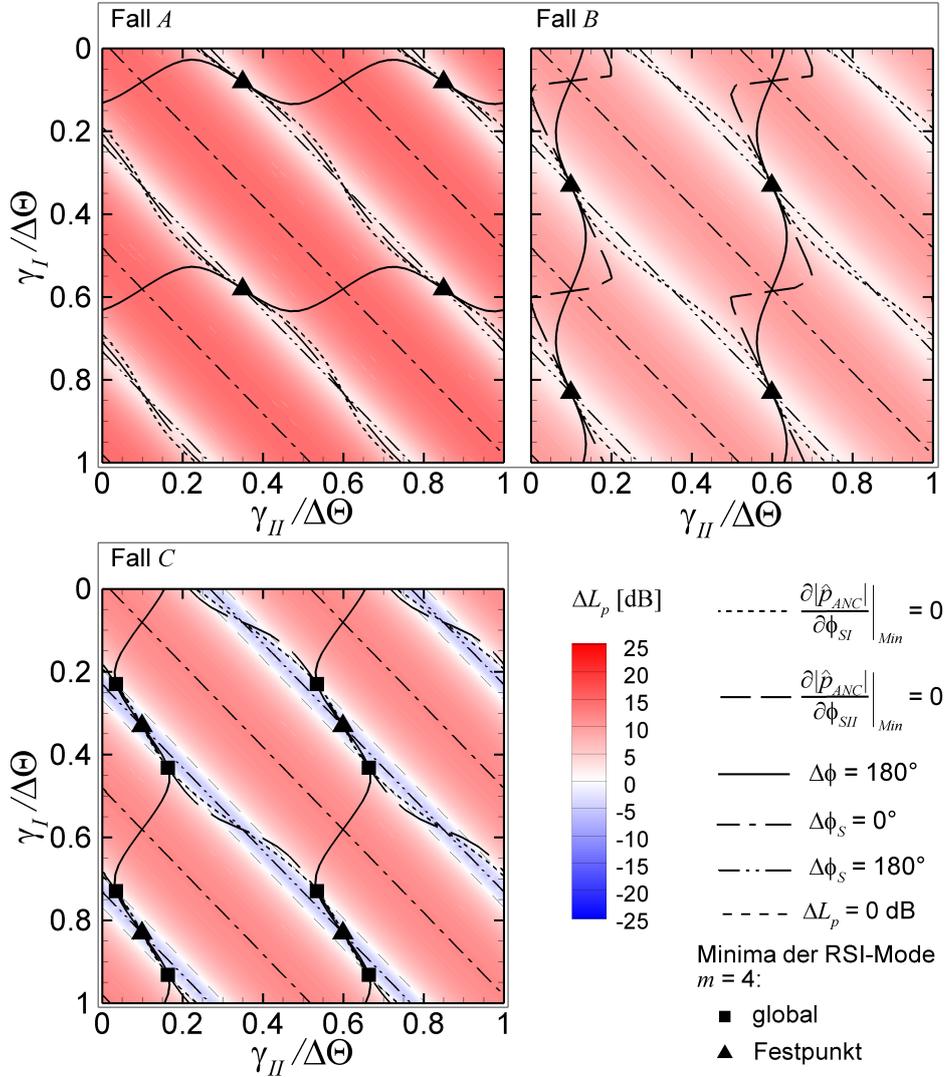


Abb. 6.4: Modellierter Änderung des Schalldruckpegels ΔL_p des zusammengesetzten Sekundär- gegenüber dem Primärschallfeld der *RSI*-Mode $m = 4$ im Ausblaskanal. Eingezeichnet sind die lokalen/globalen Minima und Festpunkte sowie die Isolinien der Gleich-/Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Variation der Umfangspositionen beider Ringe γ_I und γ_{II} für die Fälle *A*, *B* und *C* bei konstanten Sekundär-Amplituden nach Tabelle 6.2. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Die Abbildung 6.4 zeigt die modellierte Pegeländerung der zusammengesetzten Sekundärschallfelder der *RSI*-Mode $m = 4$ für die betrachteten Fälle *A*, *B* und *C*. Auch hier sind die Pegel wieder im Verhältnis zum zugehörigen Primärpegel dargestellt. Auf Grund der harmonischen Ordnung $h = 2$ findet die konstruktive ($\Delta\phi_S = 0^\circ$) sowie destruktive ($\Delta\phi_S = 180^\circ$) Überlagerung beider Sekundärschallfelder für beide Ringe zweimal innerhalb einer Statorpas-

sage statt. Aus Gründen der Übersicht wurde auf das Eintragen der $\Delta\phi = 0^\circ$ -Isolinie für den gleichphasigen Zustand von zusammengesetzten Sekundär- und Primärschallfeld verzichtet.

Anders als für die *RSI*-Mode $m = 2$ sind die Maximalamplituden des zusammengesetzten Sekundärschallfeldes ($\Delta\phi_S = 0^\circ$) für die *RSI*-Mode $m = 4$ um ein Vielfaches größer als die Amplitude im Primärschallfeld. Es gilt hier: $A_{SG,max} = A_{SI} + A_{SII} > 2A_P$ für alle betrachteten Fälle. Damit ist nach Abbildung 4.7 aus Abschnitt 4.3 für den Zustand der konstruktiven Überlagerung beider Sekundärschallfelder ($\Delta\phi_S = 0^\circ$ - gleichphasig) keine Pegelminderung für das Primärschallfeld möglich. Es ist daher sinnvoll, die destruktive Überlagerung der Sekundärschallfelder beider Ringe bei $\Delta\phi_S = 180^\circ$ genauer zu betrachten. Für die Fälle *A* und *B* ergibt sich hier eine minimale Gesamtamplitude $A_{SG,min} = |A_{SI} - A_{SII}| > A_P$, die immer noch um 1,8 dB bzw. 1,3 dB größer als die des Primärschallfeldes ist. Jedoch ist die Gesamtamplitude kleiner als das Doppelte der Primäramplitude $A_{SG,min} < 2A_P$, d.h. es können Minderungen gegenüber dem unbeeinflussten Fall erreicht werden, wobei keine vollständige Auslöschung stattfindet. Steht das zusammengesetzte Sekundärschallfeld in Gegenphase zum Primärschallfeld ($\Delta\phi = 180^\circ$), ergeben sich so die beobachteten Festpunkte.

Für den Fall *C* gibt es einen schmalen Bereich, begrenzt durch die 0 dB-Isolinie, in dem die Gesamtamplitude des zusammengesetzten Sekundärschallfeldes in der Nähe des destruktiven Überlagerungszustandes der Einzelfelder $\Delta\phi_S = 180^\circ$ kleiner als die des Primärschallfeldes ist (-5,6 dB). Es gilt hier: $A_{SG,min} = |A_{SI} - A_{SII}| < A_P$. Entlang der 0 dB-Isolinie sind die Amplituden vom zusammengesetzten Sekundär- und Primärschallfeld gleich. Hier kommt es zu einer vollständigen Auslöschung, wenn die Phasendifferenz zwischen beiden Feldern $\Delta\phi = 180^\circ$ beträgt und damit zur Ausbildung der beiden globalen Minima. Im Festpunkt, der sich genau auf der $\Delta\phi_S = 180^\circ$ -Isolinie befindet, wird eine Teilminderung erreicht, da hier gilt: $A_{SG,min} < A_P$. Der Fall *C* für die *RSI*-Mode $m = 4$ ist damit ähnlich dem Fall *A* für die *RSI*-Mode $m = 2$, allerdings wird die Amplitudenanpassung hier links und rechts neben der Minimalamplitude und nicht neben der Maximalamplitude bei der Überlagerung beider Sekundärschallfelder erreicht.

6.2.5 Kumulative Pegeländerung der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$

In Abbildung 6.5 ist die kumulative Pegeländerung $\Delta L_{p,2,4}$ beider *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ für die untersuchten Fälle *A*, *B* und *C* als Konturdarstellung im Vergleich zwischen Messung und Modell aufgeführt. In die Darstellung sind nur die Umfangerspositionen der globalen Minima der *RSI*-Moden $m = 2$ (Punkt) und $m = 4$ (Viereck) eingetragen, die sich im Bereich des globalen Minimums des Kumulativpegels (Rhomben) befinden. Weiterhin sind die Verläufe der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien beider betrachteter *RSI*-Moden aufgeführt. Aus Gründen der Übersicht sind hier nur die Gebiete mit Minderungen im kumulativen Summenpegel $\Delta L_{p,2,4} < 0$ dB konturiert dargestellt.

Die Bereiche, in denen beide Komponenten gleichzeitig gemindert werden können, sind lokal sehr begrenzt. Geringfügige Störungen in den eingestellten Parametern von Umfangerspositionen und Einblasmengen der beiden Ringe führen zu einer Verstimmung dieser Bereiche. Begründet ist dies in den schmalen Gebieten der Pegelminderungen für die *RSI*-Mode $m = 4$ als Folge der hohen Sekundäramplituden für diese Komponente.

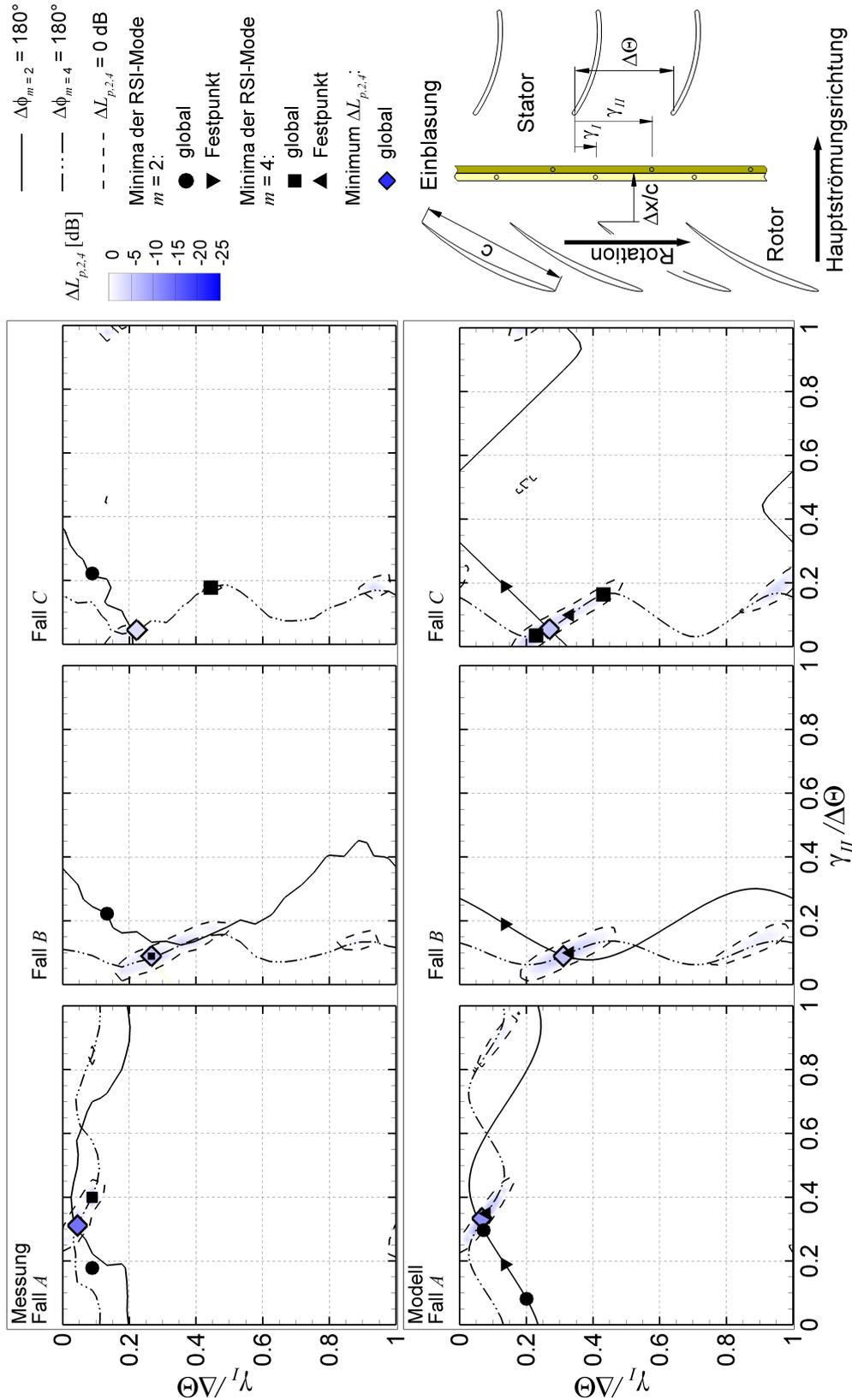


Abb. 6.5: Vergleich von Messung und Modell für die Änderung des kumulativen Schalldruckpegels $\Delta L_{p,2,4}$ der RSI-Moden $m = 2$ und $m = 4$ im Ausblaskanal. Eingetragen sind die globalen Minima und Festpunkte sowie die Isolinien der Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Variation der Umfangspositionen beider Ringe γ_I und γ_{II} für die Fälle A, B und C bei konstanten Einblasmengen nach Tabelle 6.2. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Grundsätzlich scheinen die globalen Minima des kumulativen Pegels auf den Schnittpunkten der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien beider *RSI*-Moden bzw. in der Nähe davon zu liegen. Im Modell stellen die Schnittpunkte exakt diese Positionen dar. Für den Fall *B* fallen das globale Minimum der *RSI*-Mode $m = 4$ und das kumulative Minimum aufeinander. Für keinen der untersuchten Fälle ergibt sich eine Übereinstimmung der Umfangspositionen der globalen Minima beider *RSI*-Moden. Die Festpunkte der Fälle *A* und *B* stellen hier die globalen Minima im Schalldruckpegel der *RSI*-Mode $m = 4$ dar. Hier kommt es jedoch nur zu einer Teilauslöschung, da die Amplituden nicht optimal angepasst sind.

Die Tabelle 6.3 stellt die erreichten Änderungen im Kumulativpegel, sowie die Teilpegeländerungen der beteiligten *RSI*-Moden für die Fälle *A*, *B* und *C* aus den Messungen gegenüber. Zum Vergleich sind die Ergebnisse der Beeinflussung mit den Einzelringen aus Tabelle 6.1 ebenfalls aufgeführt. Die letzte Spalte gibt die Gesamteinblasmengen beider Ringe an.

Mit einer kumulativen Pegeländerung von $\Delta L_{p,2,4} = -14,0$ dB bei simultaner Minderung der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ um $\Delta L_{p,(m=2)} = -19,7$ dB und $\Delta L_{p,(m=4)} = -15,3$ dB stellt der Fall *A* die beste Anpassung dar, obwohl die globalen Minima beider *RSI*-Moden nicht in einer Position vorliegen. Jedoch kann hier ohne eine Systemoptimierung mit beiden Ringen eine wesentlich höhere kumulative Minderung gegenüber der Beeinflussung mit einem Ring erzielt werden. Eine solch hohe simultane Pegelminderung beider *RSI*-Moden ist in keinem der in Kapitel 5 betrachteten Einblaskonfiguration erreicht worden. Die aufzuwendende Gesamteinblasmenge über beide Ringe beträgt $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 1,14$ % des vom Ventilator im unbeeinflussten Fall geförderten Gesamtmassenstroms.

Tab. 6.3: Globale Minima der kumulativen Pegelminderungen und zugehörige Teilpegeländerungen der beteiligten *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} für die vermessenen Fälle *A*, *B* und *C* sowie der Einzelringbeeinflussung *I* und *II*.

Fall	$\Delta L_{p,2,4}$	$\Delta L_{p,(m=2)}$	$\Delta L_{p,(m=4)}$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$
<i>A</i>	-14,0 dB	-19,7 dB	-15,3 dB	1,14 %
<i>B</i>	-5,8 dB	-6,4 dB	-14,4 dB	0,88 %
<i>C</i>	-3,0 dB	-5,9 dB	-6,2 dB	1,00 %
Ring <i>I</i>	-3,0 dB	-3,1 dB	-19,2 dB	0,23 %
Ring <i>II</i>	-2,1 dB	-2,3 dB	-16,6 dB	0,44 %

Die betrachteten Fälle spiegeln die Ergebnisse von drei diskreten Verhältnissen der Einblasmengen und damit von drei verschiedenen Verhältnissen der Sekundäramplituden zwischen beiden Ringen wider. In der Diskussion wurde das generelle Verhalten der *RSI*-Moden bei Beeinflussung mit beiden Ringen gezeigt. Das prinzipielle Systemverhalten wird außerordentlich gut durch das entwickelte Modell abgebildet. Der einfache lineare Ansatz einer kohärenten Wellenüberlagerung zweier Sekundärschallfelder mit einem Primärschallfeld ist für die Beschreibung sehr gut geeignet. Eine Betrachtung des hoch komplexen, nichtlinearen Generierungsmechanismus der beiden Sekundärschallfelder als Folge der Wechselwirkung der Potentialfelder zwischen Rotor und Einblasstrahlen braucht wegen der geeigneten Kalibration des Systems nicht modelliert werden. Damit entfällt eine aufwendige Beschreibung der Schallquelle. Es zeigt sich auch, dass für die reine akustische Systembeschreibung bei-

der betrachteter Komponenten keine Modellannahmen höherer Ordnung zur Beschreibung zusätzlicher strömungsmechanischer Effekte, wie der Wechselwirkung der Einblasstrahlen untereinander sowie der Wechselwirkung der Einblasstrahlen mit dem nachgeschalteten Stator, getroffen werden müssen. Die Ergebnisse der betrachteten Fälle geben weiterhin einen Hinweis darauf, dass die Umfangspositionen der Minima durch das Verhältnis der Amplituden beider Sekundärschallfelder zueinander kontrolliert werden können. Daher werden im nächsten Schritt die Amplitudenverhältnisse mit Hilfe des Modells variiert und damit die Einblasmengen zwischen beiden Ringen für eine simultane Minderung beider betrachteter Komponenten optimiert.

6.3 Variation der Einblasmenge mit dem kalibrierten Modell

Ziel der simultanen Beeinflussung mit den beiden Ringen ist es, die Position der globalen Minima der beiden RSI -Moden bei den BPF -Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} in einen gemeinsamen Punkt zu verschieben und damit gleichzeitig zu mindern. Damit wäre die spektrale Zusammensetzung des Primärschallfeldes für diese beiden Komponenten im Sekundärschallfeld nachgebildet.

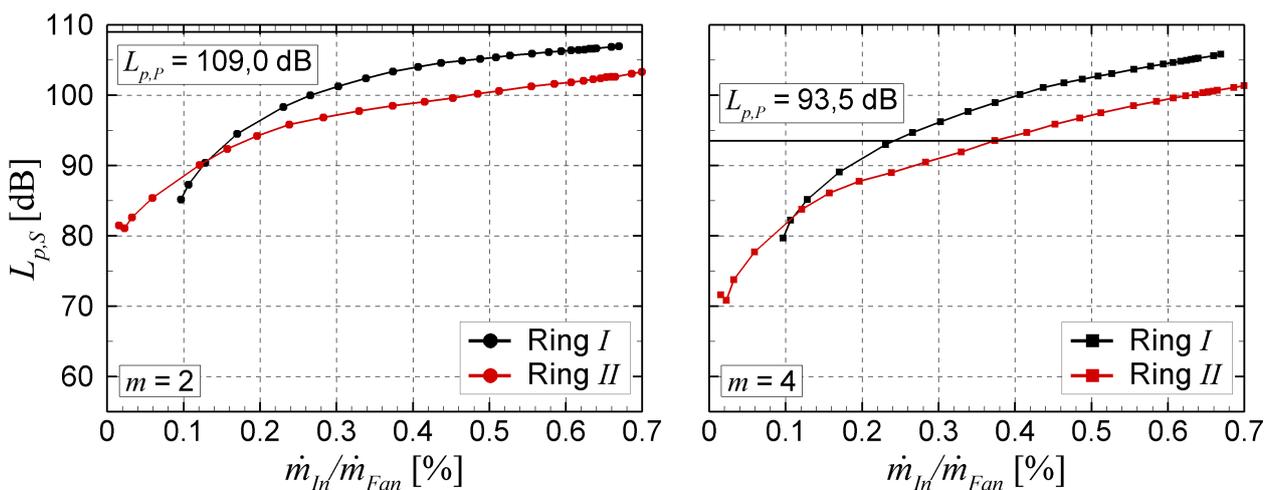


Abb. 6.6: Umfangsgemittelter Schalldruckpegel $\Delta L_{p,S}$ im Sekundärfeld der RSI -Moden $m = 2$ (links) und $m = 4$ (rechts) bei den BPF -Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} beider Einzelringe I und II in Abhängigkeit der jeweiligen Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$.

Mit Hilfe des Modells werden im Folgenden die Einblasmengen und damit die Sekundäramplituden der Einzelringe variiert, um deren Einfluss auf die Umfangsposition der globalen Minima im Detail zu untersuchen. Die Sekundäramplituden zur jeweiligen Einblasmenge werden den Ergebnissen der Einzelmessungen und damit der Kalibrationsmessung für jeden Ring entnommen. Die entsprechenden Zusammenhänge sind in Abbildung 6.6 für beide Ringe und beide betrachteten RSI -Moden aufgeführt. Zum Vergleich ist auch der Pegel des Primärschallfeldes eingetragen. Mit insgesamt 26 diskreten Einblasmengen pro Ring ergeben sich für die Variation 676 Punkte. Für die Betrachtungen wird angenommen, dass die Null-Phasenwinkel der Sekundärschallfelder $\phi_{SI,0}$ und $\phi_{SII,0}$ für beide Ringe und bei-

de Komponenten konstant und damit unabhängig von der Einblasmenge sind. Dies gilt in erster Näherung für die zylindrischen Düsen mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$. Die Null-Phasenwinkel sind der Tabelle 6.2 zu entnehmen.

In Abbildung 6.6 sind leichte Unterschiede in den maximalen Einblasmengen zwischen beiden Ringen zu beobachten. Ursache hierfür sind die separaten Druckluftzuführungen sowie unterschiedliche Druckverluste in den Vorkammern der Düsenringe auf Grund der konstruktionsbedingten unterschiedlichen Luftführung (vgl. Abbildung 3.8 aus Abschnitt 3.3.2).

Für jedes Amplitudenverhältnis A_{SII}/A_{SI} zwischen den Ringen werden die Positionen der globalen Minima und Festpunkte aus den Schnittpunkten zwischen den Gln. (6.8) und (6.9) (Linien der lokalen Minima) für die jeweilige *RSI*-Mode numerisch bestimmt.

6.3.1 Ortskurven der globalen Minima für die *RSI*-Mode $m = 2$

Die Ergebnisse für die Variation der Sekundäramplituden und damit der Einblasmengen zwischen beiden Ringen für die *RSI*-Mode $m = 2$ zeigt Abbildung 6.7. Hier sind jeweils die Umfangspositionen $(\gamma_I/\Delta\Theta, \gamma_{II}/\Delta\Theta)$ der globalen Minima und der Fest- bzw. Sattelpunkt (*FP*) für jedes variierte Amplitudenverhältnis $A_{SII,m=2}/A_{SI,m=2}$ aufgeführt. Im Gegensatz zu den bisherigen Darstellungen sind die Koordinatenachsen nur in einem Bereich von $0 \leq \gamma/\Delta\Theta \leq 0,5$ für beide Ringe dargestellt, da sich dort alle Positionen wiederfinden. Mit den globalen Minima sind auch hier die Minima gemeint, in denen eine vollständige Auslöschung des Primärschallfeldes (destruktive Anpassung von Amplitude und Phase) erfolgt.

Die Variation der Amplitudenverhältnisse $A_{SII,m=2}/A_{SI,m=2}$ bei allen Einblasmengen zeigt eine punktsymmetrische Anordnung aller globalen Minima um den hervorgehobenen Fest- bzw. Sattelpunkt. Dabei bleibt die Position des Festpunktes unabhängig von den betrachteten Einblasmengen bzw. Sekundäramplituden für den Fall der *RSI*-Mode $m = 2$, da die Nullphasenwinkel für die betrachtete Düsenkonfiguration in beiden Sekundärfeldern konstant und unabhängig von der Einblasmenge sind. Der Festpunkt liegt für dieses Beispiel, wie in Abbildung 6.2 gezeigt, immer auf der $\Delta\phi_{S,m=2} = 0^\circ$ -Isolinie. Die Positionen der globalen Minima streuen in einem Bereich von etwa $0,05 \leq \gamma_I/\Theta \leq 0,22$ für Ring *I* und $0,04 \leq \gamma_{II}/\Theta \leq 0,33$ für Ring *II* in einer S-förmigen Punktmenge. Damit können über die Amplitudenverhältnisse $A_{SII,m=2}/A_{SI,m=2}$ die Umfangspositionen der globalen Minima in einem bestimmten Bereich kontrolliert werden.

Die Positionsänderung verläuft entlang zusammenhängender Ortskurven, für die jeweils eine der Sekundäramplituden konstant gehalten wird. In die Abbildung 6.7 sind jeweils zwei charakteristische Ortskurven der globalen Minima für die Variation des Amplitudenverhältnisses $A_{SII,m=2}/A_{SI,m=2}$ als durchgezogene Linie hervorgehoben. Im Fall der schwarzen Linie wird die Sekundäramplitude von Ring *I* konstant gehalten und auf den maximal möglichen Wert bei der maximalen Einblasmenge eingestellt ($A_{SI,m=2} = Max$). Die Sekundäramplitude $A_{SII,m=2}$ von Ring *II* wird dann zu kleinen Werten hin variiert, d.h. das Amplitudenverhältnis zwischen beiden Ringen geht gegen Null ($A_{SII,m=2}/A_{SI,m=2} \rightarrow 0$). Die blaue Linie dokumentiert den Fall, für den die Sekundäramplitude $A_{SI,m=2}$ von Ring *I* zu kleineren Werten variiert wird, während Ring *II* mit der maximalen Einblasmenge konstant beaufschlagt bleibt, wodurch $A_{SII,m=2} = Max$ folgt. Für diese Variation geht das Amplitudenverhältnis gegen unendlich ($A_{SII,m=2}/A_{SI,m=2} \rightarrow \infty$).

Für beide charakteristischen Ortskurven verlaufen die Umfangspositionen der globalen Minima entlang der jeweiligen Linien auf den Festpunkt zu. Dieses Verhalten wird durch die Überlagerung der beiden Sekundärschallfelder bestimmt. Wie im Fall *A* der Abbildung 6.2 für ein Amplitudenverhältnis gezeigt, ergeben sich hier für verschiedene Amplitudenverhältnisse zwei punktsymmetrisch um den Festpunkt angeordnete globale Minima, solange die überlagerte maximale Gesamtamplitude aus beiden Sekundärschallfeldern größer als die Primäramplitude ist, d.h. $A_{SG,max,m=2} = A_{SII,m=2} + A_{SI,m=2} > A_{P,m=2}$. Wie zu Abbildung 6.2 beschrieben, wird dann die Amplitudengleichheit zwischen dem zusammengesetzten Sekundär- und dem Primärschallfeld für Überlagerungszustände beider Sekundärschallfelder links und rechts der konstruktiven Überlagerung von $\Delta\phi_{S,m=2} = 0^\circ$ erreicht. Durch die Veränderung der Sekundäramplituden müssen sich auch die Phasenwinkel $\phi_{SI,m=2}$ und $\phi_{SII,m=2}$ beider Teilfelder ändern, um diese Überlagerungszustände (links und rechts von $\Delta\phi_{S,m=2} = 0^\circ$) aufrecht zu erhalten. Damit ändert sich auch der Phasenabstand zur konstruktiven Überlagerung von $\Delta\phi_{S,m=2} = 0^\circ$. Für den Fall *A* in Abbildung 6.2 bedeutet dies, dass die 0 dB-Isolinien normal zur $\Delta\phi_{S,m=2} = 0^\circ$ -Isolinie verschoben werden. In der Überlagerung von Primär- und dem zusammengesetzten Sekundärschallfeld können so die Umfangspositionen der globalen Minima variiert werden, da diese über die Gln. (6.2) und (6.3) linear mit den Phasenwinkeln $\phi_{SI,m=2}$ und $\phi_{SII,m=2}$ beider Teilfelder verknüpft sind. Der Verlauf der Ortskurven (schwarze bzw. blaue Line) hängt davon ab, welcher Ring das zusammengesetzte Sekundärschallfeld dominiert.

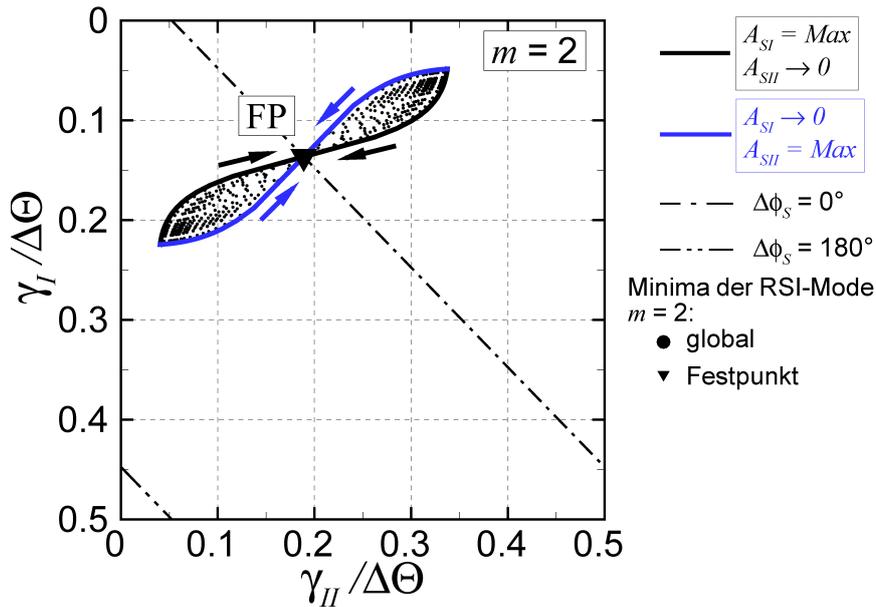


Abb. 6.7: Ortskurven der globalen Minima der *RSI*-Mode $m = 2$ in den Umfangspositionen γ_I und γ_{II} für die Variation der Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ beider Ringe *I* und *II*. Zuordnung der Symbole/Linien siehe Legende. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Für alle Punkte aus Abbildung 6.7 gilt der gegenphasige Zustand $\Delta\phi = 180^\circ$ zwischen dem zusammengesetzten Sekundär- und dem Primärschallfeld. Während in den punktsymmetrischen globalen Minima immer die Auslöschung des Primärschallfeldes stattfindet, wird im Festpunkt die Amplitudenanpassung nicht erreicht. Dies gilt sowohl für maximale zusammengesetzte Sekundäramplituden die größer ($A_{SG,max,m=2} > A_{P,m=2}$) oder auch kleiner

($A_{SG,max,m=2} < A_{P,m=2}$) als die Primäramplitude sind. Ist die maximale zusammengesetzte Sekundäramplitude genau gleich der Primäramplitude ($A_{SII,m=2} + A_{SI,m=2} = A_{P,m=2}$), erfolgt auch im Festpunkt eine vollständige Auslöschung des Primärschallfeldes. Dieser Fall stellt einen Grenzfall dar, bei dem die Ortskurven in den Festpunkt übergehen und die punktsymmetrisch angeordneten globalen Minima entfallen. Bei weiterer Änderung ($A_{SG,max,m=2} < A_{P,m=2}$) ergeben sich dann die Fälle *B* und *C* aus Abbildung 6.1.

6.3.2 Ortskurven der globalen Minima für die *RSI*-Mode $m = 4$

Auf Grund der hohen Sekundärpegel der beiden Ringe verhalten sich die Ergebnisse der *RSI*-Mode $m = 4$, dargestellt in Abbildung 6.8, etwas komplexer. Auch hier ist der Bereich für die Umfangspositionen von $0 \leq \gamma/\Delta\Theta \leq 0,5$ vergrößert, da sich die Positionen der globalen Minima und Festpunkte hier konzentrieren. Als Folge der doppelten Periodizität (Ordnung der *BPF*-Harmonischen $h = 2$) setzen sich die Ergebnisse für die anderen Quadranten der beiden Ringpositionen fort. Die Ergebnisse zeigen die Variation der Sekundäramplituden im Modell für die *RSI*-Mode $m = 4$, welche sich als Folge der Kopplung aus der gleichen Variation der Einblasmengen bei der *RSI*-Mode $m = 2$ ergeben (vgl. Abbildung 6.6).

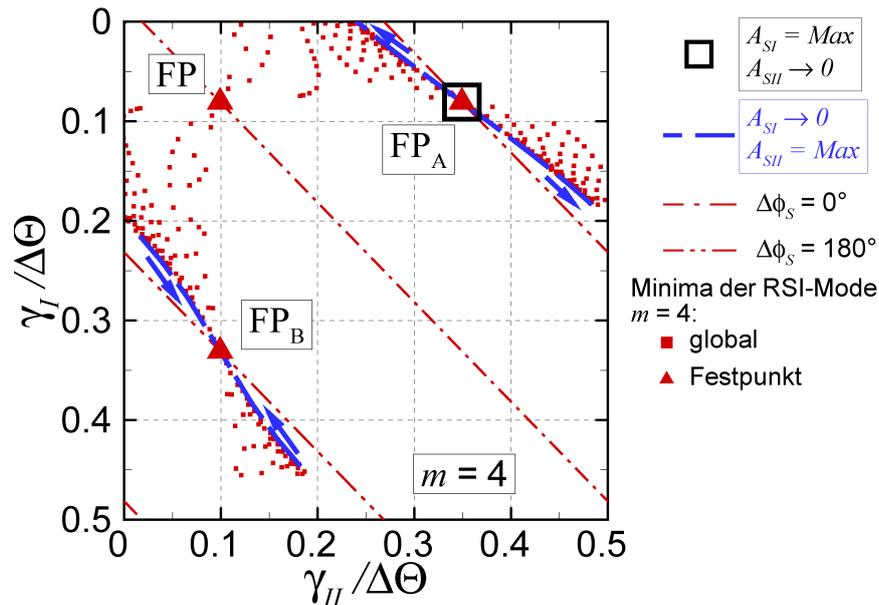


Abb. 6.8: Ortskurven der globalen Minima der *RSI*-Mode $m = 4$ in den Umfangspositionen γ_I und γ_{II} für die Variation der Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ beider Ringe *I* und *II*. Zuordnung der Symbole/Linien siehe Legende. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Auch die Umfangspositionen der globalen Minima der *RSI*-Mode $m = 4$ lassen sich über die Amplitudenverhältnisse $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$ und damit über die Einblasmengen kontrollieren. Die Streuung findet hier nahezu über den gesamten betrachteten Bereich statt. Die globalen Minima bewegen sich dabei ebenso entlang bestimmter Ortskurven. Im Unterschied zu den Ergebnissen der *RSI*-Mode $m = 2$ sind drei ausgeprägte Festpunkte (*FP*) im Abstand von $\Delta\gamma/\Delta\Theta = 0,25$ zu erkennen. Zwei der Festpunkte *FP_A* und *FP_B* befinden sich

auf den $\Delta\phi_{S,m=4} = 180^\circ$ -Isolinen der destruktiven Überlagerung beider Sekundärschallfelder und entsprechen denen der Fälle *A* und *B* der Abbildungen 6.3 und 6.4. Der dritte Festpunkt befindet sich wieder auf der $\Delta\phi_{S,m=4} = 0^\circ$ -Isoline, der konstruktiven Überlagerung beider Sekundärschallfelder. Dieser Festpunkt entspricht in seinen Eigenschaften dem bereits diskutierten Festpunkt bei der *RSI*-Mode $m = 2$. Infolge der hohen Amplituden für die *RSI*-Mode $m = 4$ in den experimentellen Untersuchungen zu den Fällen *A*, *B* und *C* kommt dieser Festpunkt dort nicht vor. Für alle Festpunkte in Abbildung 6.8 ist eine punktsymmetrische Anordnung der globalen Minima zu erkennen.

Im Fall der *RSI*-Mode $m = 4$ sind die sich ergebenden Ortskurven für die gleiche Variation der Einblasmengen der *RSI*-Mode $m = 2$ zwischen beiden Ringen als schwarze und blaue Linie hervorgehoben. Auf Grund der spektralen Kopplung stellen sich für die jeweiligen Einblasmengen die entsprechenden Amplituden $A_{SI,m=4}$ und $A_{SII,m=4}$ ein.

Entlang der Ortskurve (schwarzes Quadrat) bei konstant gehaltener Sekundäramplitude $A_{SI,m=4} = \text{Max}$ in Ring *I* (maximale Einblasmenge) unter Variation der Sekundäramplitude $A_{SII,m=4}$ von Ring *II* ($A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4} \rightarrow 0$), erfolgt keine Änderung in der Umfangsposition ($\gamma_I/\Delta\Theta, \gamma_{II}/\Delta\Theta$) des Festpunktes FP_A im gesamten betrachteten Bereich. Die Umfangsposition ist unabhängig vom variierten Amplitudenverhältnis $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$.

Diese Ortskurve (schwarzes Quadrat) beginnt mit konstant gehaltener Sekundäramplitude $A_{SI,m=4}$ von Ring *I* (maximal mögliche Amplitude), die um 12,3 dB höher als die Primäramplitude ist. Die maximale Sekundäramplitude $A_{SII,m=4}$ von Ring *II* ist auf Grund des größeren Axialabstandes⁴ geringer, aber immer noch um 7,9 dB höher als die Primäramplitude $A_{P,m=4}$. Damit führt nur eine destruktive Überlagerung beider Sekundärschallfelder zu kleinen Amplituden im zusammengesetzten Sekundärschallfeld, die in der Nähe der entsprechenden Primäramplitude liegen. Für die betrachtete Ortskurve (schwarzes Viereck) bei der Variation des Amplitudenverhältnisses $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$ gegen Null liegen die erreichten minimalen Amplituden $A_{SG,min,m=4} = |A_{SI,m=4} - A_{SII,m=4}|$ des zusammengesetzten Sekundärschallfeldes ($\Delta\phi_S = 180^\circ$) im Bereich von $4,4 \text{ dB} \leq 20 \log_{10}(A_{SG,min,m=4}/A_{P,m=4}) \leq 12,3 \text{ dB}$ über der Primäramplitude. Für $A_{SII,m=4}$ gegen Null bestimmt damit $A_{SI,m=4}$ die zusammengesetzte Sekundäramplitude, die 12,3 dB über der Primäramplitude liegt. Diese Variation entspricht dem Fall *A* aus Abbildung 6.4. Damit ist die zusammengesetzte minimale Sekundär- nie kleiner als die Primäramplitude. Folglich gibt es auch keine Überlagerungszustände beider Sekundärschallfelder links und rechts der destruktiven Überlagerung für die eine Amplitudenanpassung erreicht wird. Daher enthält die Ortskurve keine punktsymmetrisch angeordneten globalen Minima.

Minderungen gegenüber dem unbeeinflussten Feld werden nur erreicht, wenn die resultierende Sekundäramplitude kleiner als das Doppelte der Primäramplitude ist ($A_{SG,m=4} < 2A_{P,m=4}$)⁵. Damit liegt für die betrachtete Ortskurve ab einer Amplitudenüberhöhung von $20 \log_{10}(A_{SG,min,m=4}/A_{P,m=4}) > 6 \text{ dB}$ im zusammengesetzten Sekundär- gegenüber dem Primärschallfeld im gesamten kontrollierten Schallfeld zwar ein Minimum vor, das aber keine Minderung gegenüber dem Primärschallfeld darstellt.

⁴Der Einfluss des Axialabstandes auf das angeregte Sekundärschallfeld wird im Abschnitt A.1 des Anhangs ausführlich diskutiert.

⁵Vgl. Diskussion zur kohärenten Überlagerung zweier Wellen aus Abschnitt 4.3.

Anders verhält sich die Variation der Sekundäramplitude $A_{SI,m=4}$ von Ring *I* entlang der blauen Ortskurve in Abbildung 6.8, wenn die Sekundäramplitude $A_{II,m=4} = \text{Max}$ von Ring *II* konstant maximal gehalten wird. Die Variation im Amplitudenverhältnis $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$ startet mit den gleichen hohen Sekundäramplituden wie im oben diskutierten Fall. Die Ortskurve beginnt daher bei der Umfangsposition $(\gamma_I/\Delta\Theta; \gamma_{II}/\Delta\Theta) = (0,08; 0,35)$ im gleichen Festpunkt FP_A . Jedoch wird die minimale Gesamtamplitude $A_{SG,min,m=4}$ des zusammengesetzten Sekundärschallfeldes auf Grund der abnehmenden Sekundäramplitude von $A_{SI,m=4}$ jetzt kleiner gegenüber der oben beschriebenen Ortskurve. Schließlich wird die Amplitudengleichheit zum Primärschallfeld erreicht, so dass eine vollständige Auslöschung im Festpunkt FP_A stattfindet.

Mit steigendem Amplitudenverhältnis $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$ liegen neben dem Festpunkt FP_A zwei punktsymmetrisch angeordnete auseinander laufende globale Minima vor. Das Verhalten ist ähnlich dem Fall *C* aus Abbildung 6.4 (allerdings mit anderem Festpunkt). Es werden hier links und rechts der destruktiven Überlagerung beider Sekundärschallfelder ($\Delta\phi_{S,m=4} = 180^\circ$) Überlagerungszustände erreicht, in denen eine Amplitudenanpassung zum Primärschallfeld gegeben ist.

Steigt das Amplitudenverhältnis $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$ weiter, dann wird die Amplitudengleichheit beider Sekundärschallfelder erreicht ($A_{SII,m=4} = A_{SI,m=4}$). In diesem Punkt findet ein Phasensprung auf den Festpunkt FP_B der zweiten $\Delta\phi_{S,m=4} = 180^\circ$ -Linie bei der Umfangsposition $(\gamma_I/\Delta\Theta; \gamma_{II}/\Delta\Theta) = (0,33; 0,10)$ statt. Auch die globalen Minima führen diesen Phasensprung durch. Das zusammengesetzte Sekundärschallfeld wird nun von Ring *II* dominiert ($A_{SII,m=4} > A_{SI,m=4}$). Dies entspricht dem Fall *C* aus Abbildung 6.4.

Gegenüber der vorangegangenen Entwicklung laufen die globalen Minima nun in die Position des neuen Festpunktes FP_B ein. Die weitere Steigerung des Amplitudenverhältnisses $A_{SII,m=4}/A_{SI,m=4}$ führt auf Grund der abnehmenden Sekundäramplitude $A_{SI,m=4}$ zu einer verbleibenden Gesamtamplitude im Sekundärschallfeld von Ring *II* $A_{SII,m=4}$. Da diese 7,9 dB über der Primäramplitude liegt, wird hier zwar ein Minimum im kontrollierten Schallfeld erreicht, jedoch findet keine Minderung gegenüber dem Grundgeräusch statt ($A_{SII,m=4} > 2A_{P,m=4}$).

6.3.3 Schnittpunkte der Ortskurven

Die Abbildung 6.9 zeigt die Positionen der globalen Minima und Festpunkte sowie die diskutierten Ortskurven für beide betrachteten *RSI*-Moden in einem Diagramm. Deutlich zu erkennen sind Gebiete, in denen sich die globalen Minima beider Komponenten in ihren Umfangspositionen überlagern. Über die Verhältnisse der Einblasmengen bzw. der Sekundäramplituden beider Ringe können die globalen Minima in den beschriebenen Grenzen gezielt positioniert werden. Dabei ist zu beachten, dass hier alle Ergebnisse aufgeführt sind und somit viele dargestellte Überlagerungen der globalen Minima der betrachteten *RSI*-Moden nicht unbedingt zu gleichen Ortskurven der Einblasmengen gehören müssen. Beide Komponenten sind gekoppelt, so dass nur Schnittpunkte zwischen den Ortskurven beider Komponenten bei gleichen Verhältnissen der Einblasmengen zwischen beiden Ringen zu einer simultanen Minderung führen.

Die rechte Darstellung in Abbildung 6.9 zeigt vergrößert den Bereich für die Umfangspositionen von $0,0 \leq \gamma_I/\Delta\Theta \leq 0,15$ und $0,25 \leq \gamma_{II}/\Delta\Theta \leq 0,4$. Die jeweiligen Positionen der globa-

len Minima und Festpunkte sind durch helle Farbtöne dargestellt. In diesem Bereich schneidet sich das diskutierte Ortskurven-Paar (blaue Linie) der globalen Minima für die *RSI*-Mode $m = 2$ und $m = 4$, bei denen das Verhältnis der Sekundärampplituden $A_{SII}/A_{SI} \rightarrow \infty$ gegen unendlich variiert wird ($A_{SII} = Max$ und $A_{SI} \rightarrow 0$). Die Positionen der globalen Minima wurden aus den diskret vorliegenden Einblasmengen bzw. Sekundärampplituden beider Ringe bestimmt. Damit liegt der eigentliche Schnittpunkt beider Ortskurven nicht vor. Eine analytische Beschreibung dieser Ortskurven wurde in der vorliegenden Arbeit nicht hergeleitet, auch wurde nicht zwischen den vermessenen Punkten interpoliert. Die beiden globalen Minima für die *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$, die diesem Schnittpunkt am nächsten liegen, sind in der Darstellung hervorgehoben.

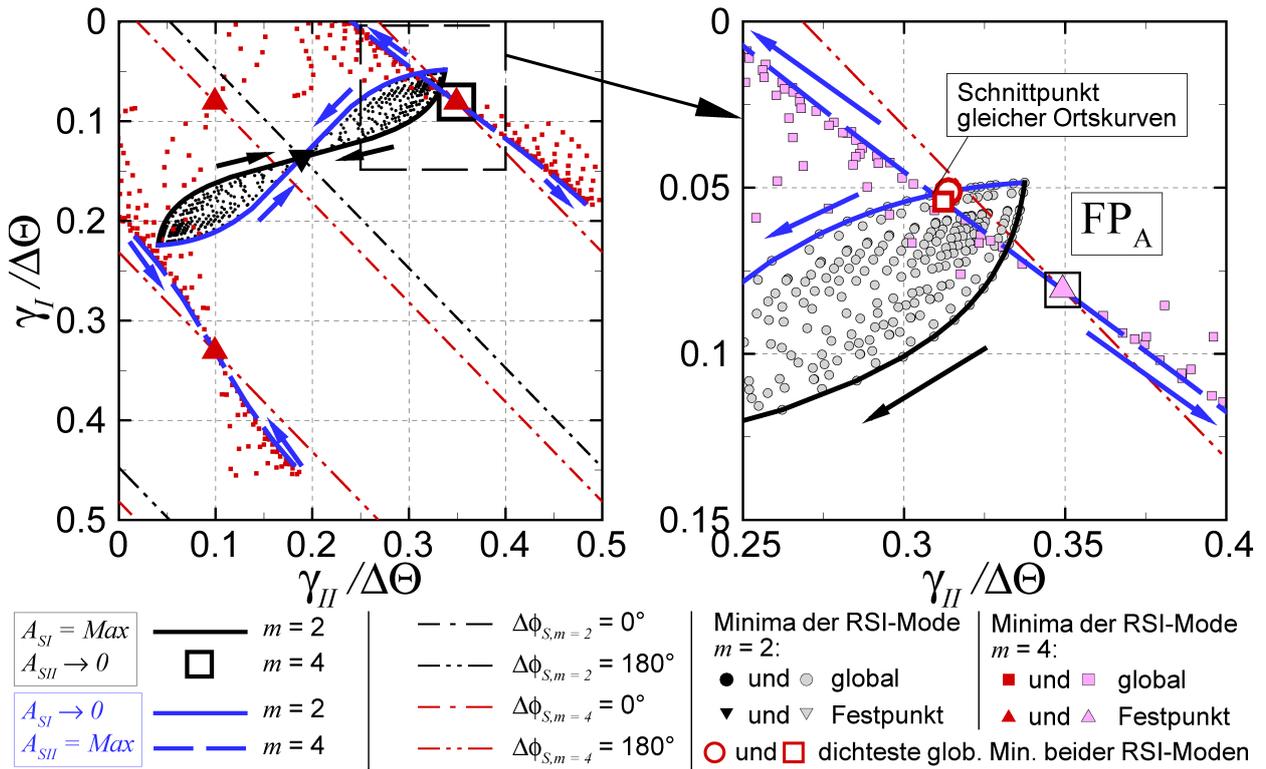


Abb. 6.9: Überlagerung der Ortskurven in den Umfangspositionen γ_I und γ_{II} der globalen Minima für die *RSI*-Mode $m = 2$ und $m = 4$ bei Variation der Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ beider Ringe *I* und *II*. Zuordnung der Symbole/Linien siehe Legende. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Die Details dieser globalen Minima sind in Tabelle 6.4 mit den zugehörigen modellierten Pegelminderungen der jeweils anderen Komponente aufgelistet. Beide globalen Minima haben nahezu identische Umfangspositionen, die um nur $\lambda_I/\Delta\Theta = 0,006$ und $\lambda_{II}/\Delta\Theta = 0,002$ in den Umfangrichtungen von Ring *I* und Ring *II* voneinander abweichen. Dies entspricht einem Anpassungsfehler in der Phase von $1,1^\circ$ im Fall der *RSI*-Mode $m = 2$ und $2,2^\circ$ im Fall der *RSI*-Mode $m = 4$, was sich direkt auf die Pegelminderung der Komponente auswirkt, die sich nicht im globalen Minimum befindet. Pegelminderungen von $\Delta L_p < -100$ dB bedeuten eine vollständige Auslöschung des Primärfeldes in dem entsprechenden Minimum.

Im Kapitel 5 konnte bei Beeinflussung durch die Schlitzdüse in einem Ring eine Annäherung zwischen beiden Komponenten auf $\lambda/\Delta\Theta = 0,03$ erreicht werden. Dabei handelte es sich

jedoch nur um die lokalen Minima. Für die Beeinflussung mit den axial gestaffelten Ringen kann hier der Abstand zwischen den globalen Minima noch einmal um eine Größenordnung reduziert werden.

Tab. 6.4: Gegenüberstellung der globalen Minima der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ und deren kumulativer Pegelminderung im modellierten Optimum der Einblasparameter beider Ringe *I* und *II* bei nahezu simultaner Beeinflussung.

Globales Minimum	$\gamma/\Delta\Theta$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$	$\Delta L_{p,2,4}$	$\Delta L_{p,(m=2)}$	$\Delta L_{p,(m=4)}$
$m = 2$	(0,051;0,314)	(0,58%;0,70%)	-15,1 dB	<-100 dB	-15,1 dB
$m = 4$	(0,054;0,312)	(0,58%;0,70%)	-37,6 dB	-37,6 dB	<-100 dB

Werden die Umfangspositionen für das globale Minimum der *RSI*-Mode $m = 2$ eingestellt, so beträgt die Pegelminderung der *RSI*-Mode $m = 4$ nur noch $\Delta L_{p,m=4} = -15,1$ dB, da der Anpassungsfehler in der Phase zum globalen Minimum $2,2^\circ$ beträgt. Das kumulative Pegelminimum beider Komponenten liegt im globalen Minimum der *RSI*-Mode $m = 4$ vor. Hier beträgt der Anpassungsfehler in der Phase zum globalen Minimum der *RSI*-Mode $m = 2$ nur $1,1^\circ$, so dass die Pegelminderung mit $\Delta L_{p,m=4} = -37,6$ dB für diese Komponente noch sehr hoch ausfällt. Die kumulative Pegelminderung von $\Delta L_{p,2,4} = -37,6$ dB fällt deutlich höher aus als die der Einzelringe sowie der vermessenen Fälle *A*, *B* und *C*, vgl. Tabelle 6.3. Die Werte für die Pegeländerungen von kumulativem und globalem Minimum sind für die Darstellung mit einer Nachkommastelle identisch. Ursache ist die logarithmische Bildung des kumulativen Differenzpegels nach Gl. (6.13). Die hohe Pegelminderung in dem jeweils angepassten Minimum ($\Delta L_p < -100$ dB) hat hier nahezu keine Auswirkung auf den kumulativen Wert. Die benötigte Gesamteinblasmenge für beide Ringe beträgt $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 1,28$ % des vom Ventilator geförderten Gesamtmassenstroms ohne Beeinflussung.

6.3.3.1 Diskussion des kumulativen Pegelminimums

Die Abbildung 6.10 zeigt die Pegeländerung ΔL_p beider *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} sowie die Änderung im kumulativen Pegel $\Delta L_{p,2,4}$ über die Umfangspositionen für das modellierte optimale Verhältnis zwischen den Einblasmengen beider Ringe aus Tabelle 6.4. Für die Darstellung der Änderung des kumulativen Pegels (*unten*) wurde der Bereich um das Minimum vergrößert. Kumulative Pegelanhebungen sind aus Gründen der besseren Übersicht nicht aufgeführt.

Hier wird noch einmal deutlich, warum das Minimum für die kumulative Pegeländerung im globalen Minimum der *RSI*-Mode $m = 4$ liegt. Das Gebiet der möglichen Pegelminderung für diese Komponente ist sehr schmal. Begründet ist dies in den hohen Sekundärpegeln der Einzelringe von $L_{p,SI,m=4} = 104,1$ dB und $L_{p,SII,m=4} = 101,4$ dB bei den optimalen Einblasmengen, die wesentlich stärker als der Primärpegel von $L_{p,P,m=4} = 93,5$ dB sind (vgl. Abbildung 6.6). Nur die Überlagerungen um den Bereich von $\Delta\phi_S = 180^\circ$ (destruktive Überlagerung der Sekundärschallfelder) führen für die *RSI*-Mode $m = 4$ zu Pegeln im zusammengesetzten Sekundärschallfeld, die dem Primärpegel entsprechen. Kleine Abweichungen in den Umfangspositionen haben daher hohe Pegel im zusammengesetzten Sekundärschallfeld zur Folge und führen damit zu Pegelanhebungen im kontrollierten Gesamtschallfeld.

Für die *RSI*-Mode $m = 2$ hingegen sind in weiten Bereichen Pegelminderungen möglich, so dass kleine Abweichungen in den Umfangspositionen deutlich weniger starke Auswirkung auf die erreichbaren Pegelminderungen haben, auch wenn der destruktive Überlagerungszustand nicht erreicht wird.

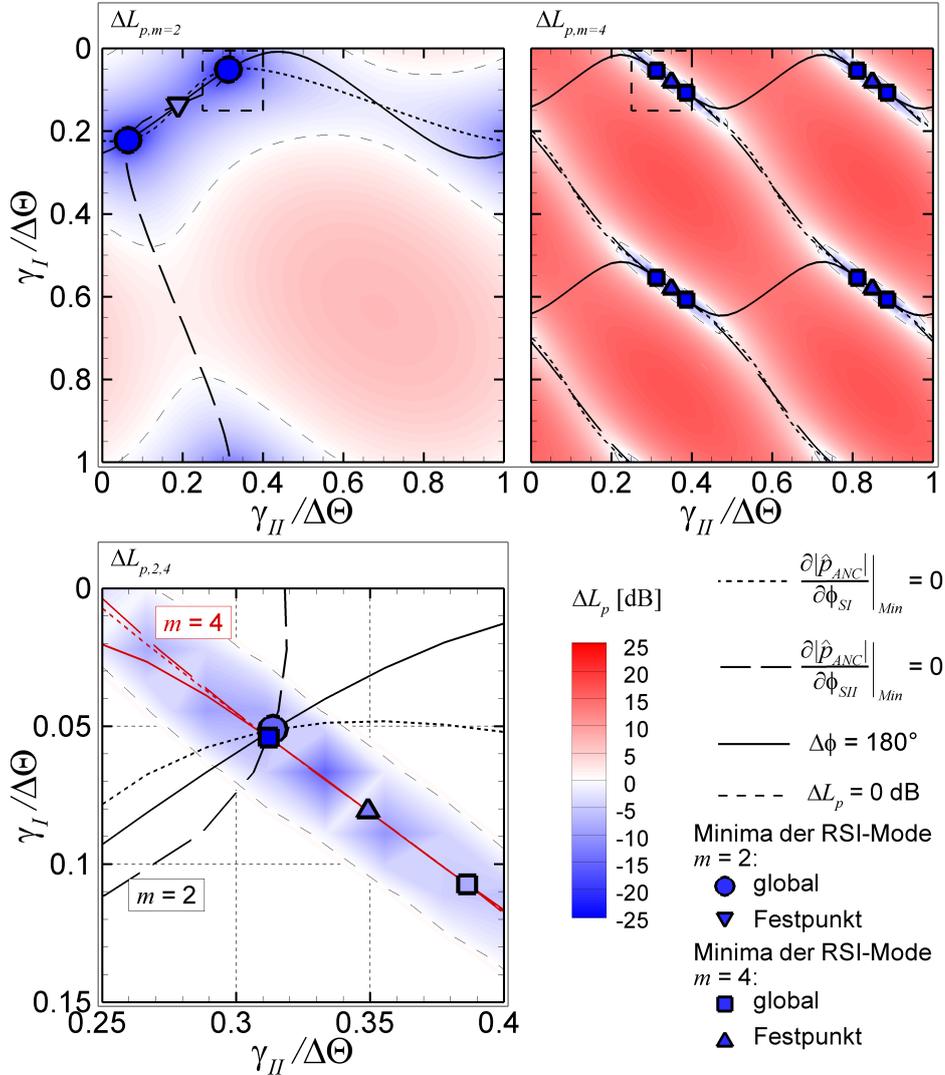


Abb. 6.10: Modellierter Änderung der Schalldruckpegel ΔL_p und $\Delta L_{p,2,4}$ der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangspositionen beider Ringe *I* und *II* für die optimalen Einblasmengen $(\dot{m}_{I,In}/\dot{m}_{Fan}; \dot{m}_{II,In}/\dot{m}_{Fan}) = (0,58\%; 0,70\%)$ nach Tabelle 6.4. Eingetragen sind die lokalen/globalen Minima und Festpunkte sowie die Isolinien der Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Die globalen Minima der jeweiligen Komponente entsprechen den Schnittpunkten der zu Null gesetzten Richtungsableitungen nach Gl. (6.8) und Gl. (6.9) innerhalb einer Statorpassage. Für die globalen Minima einer Komponente gilt ebenso, dass die Phasendifferenz zwischen Sekundär- und Primärschallfeld $\Delta\phi = 180^\circ$ beträgt. Die Gln. (6.11) und (6.12) beschreiben, abhängig vom Verhältnis der Sekundärampplituden zwischen beiden Ringen, eine Linie im gesamten Feld, für die die Bedingung $\Delta\phi = 180^\circ$ erfüllt ist. Für die simultane Beeinflussung

liegen beide globalen Minima in einem Punkt vor, in dem sich alle lokalen Minima-Linien beider betrachteter Komponenten sowie deren $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien schneiden. Alle sechs Linien sind in Abbildung 6.10 (*unten*) aufgeführt. Da nur an den diskreten Messwerten ausgewertet und nicht interpoliert wurde, liegen die Schnittpunkte beider Komponenten etwas versetzt zueinander.

6.4 Experimentelle Validierung des modellierten Optimums

Für die oben aufgeführten Einblasparameter und den Betriebspunkt des Ventilators wurde das modellierte Optimum im Experiment nicht gefunden. Die hohen Sekundäramplituden der *RSI*-Mode $m = 4$ erfordern sehr exakte Einstellungen der Einblasmenge und Umfangspositionen beider Ringe, um die schmalen Bereiche der Pegelminderungen zu erreichen. Zum anderen beeinflussen die im Modell nicht berücksichtigten strömungsmechanischen Effekte der Einblasung die Quellverteilung auf dem Rotor, welche letztlich für die abgestrahlten Amplituden und Phasenlagen im Sekundärschallfeld entscheidend ist. Dies führt zu leichten Variationen in den realen Umfangspositionen und Einblasmengen.

Im Folgenden wird das Optimum zur simultanen Beeinflussung der *RSI*-Mode $m = 2$ und $m = 4$ für eine andere Drehzahl des Versuchsventilators experimentell nachgewiesen. Die Untersuchungen fanden für eine Drehzahl von $n = 3100 \text{ min}^{-1}$ des Versuchsventilators bei einer Lieferzahl von $\varphi = 0,260$ statt. Aus der Drehzahl ergibt sich nach Gl. (1.1) eine Blattfolgefrequenz von $f_{1BPF} = 930 \text{ Hz}$.

Das Auffinden der optimalen Beeinflussungsparameter für die Umfangspositionen und die Einblasmengen beider Ringe erfolgt nach dem oben beschriebenen Schema mit Hilfe der Modellierung. Im ersten Schritt werden die Einzelringe vermessen, um das Modell zu kalibrieren. Damit können die Umfangspositionen und Einblasmengen den Pegeln und Phasen im Sekundärschallfeld zugeordnet werden. Es lassen sich so die Null-Phasenwinkel $\phi_{SI,0}$ und $\phi_{SII,0}$ sowie die Amplituden A_{SI} und A_{SII} beider Sekundärschallfelder in Abhängigkeit der Einblasmenge für beide *RSI*-Moden bestimmen. Für die Modellierung wird die Abhängigkeit der Null-Phasenwinkel von der Einblasmenge auf Grund des Einblaswinkels von $\alpha = 90^\circ$ vernachlässigt. Im nächsten Schritt erfolgte die Variation der vermessenen Einblasmengen beider Ringe und damit der Sekundäramplituden im Modell gegeneinander. Über die Auswertung der Ortskurven werden dann die optimalen Einblasparameter bestimmt.

6.4.1 Das modellierte Optimum

Das Ergebnis der Modellierung für den betrachteten Fall bei der veränderten Ventilator-drehzahl liefert für das globale Minimum im kumulativen Pegel beider *RSI*-Moden eine Minderung von $\Delta L_{p,2,4} = -24,8 \text{ dB}$. Dies wird für eine Paarung der Einblasmengen zwischen beiden Ringen von $(\dot{m}_{I,In}/\dot{m}_{Fan}; \dot{m}_{II,In}/\dot{m}_{Fan}) = (0,51\%; 0,87\%)$ erreicht. Für diese Einblasmengen ist das gesamte Feld der Pegelminderungen über der Umfangsposition beider Ringe in Abbildung 6.11 dargestellt. Eingezeichnet sind die jeweiligen globalen Minima und Festpunkte sowie die Verläufe der lokalen Minima-Linien und die $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien. Das untere Bild zeigt den vergrößerten Bereich um das Minimum für die kumulative Pegelän-

derung. Aus Übersichtsgründen sind die Pegelanhebungen auch dort weggelassen worden. Auch hier wurden nur die diskreten Einblasmengen in den Messpunkten ohne Interpolation für die Modellierung verwendet.

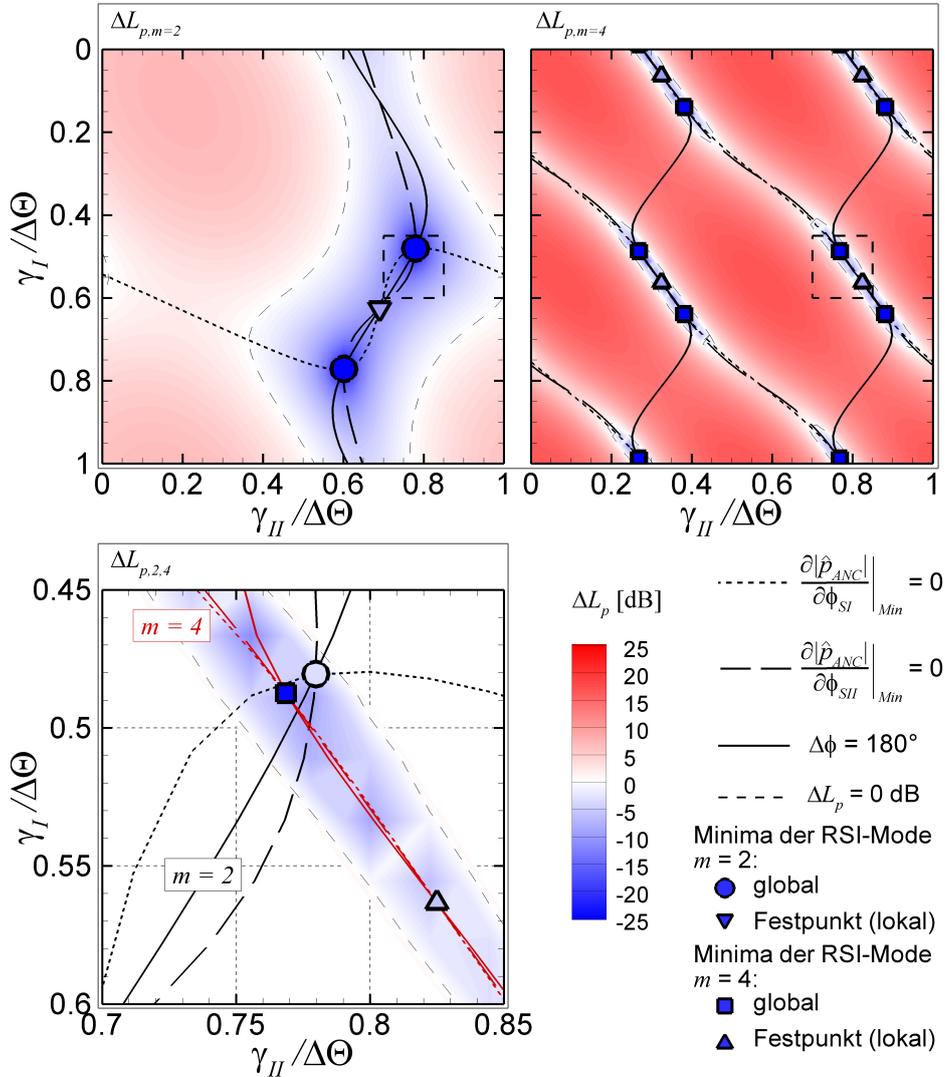


Abb. 6.11: Modellierte Änderung der Schalldruckpegel ΔL_p und $\Delta L_{p,2,4}$ der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangspositionen beider Ringe *I* und *II* für die optimalen Einblasmengen $(\dot{m}_{I,In}/\dot{m}_{Fan}; \dot{m}_{II,In}/\dot{m}_{Fan}) = (0,51\%; 0,87\%)$. Eingetragen sind die lokalen/globalen Minima und Festpunkte sowie die Isolinien der Gegenphasigkeit, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$; Drehzahl $n = 3100 \text{ min}^{-1}$; Lieferzahl $\varphi = 0,260$.

Für den diskutierten Betriebspunkt ist das Gebiet der möglichen kumulativen Pegelminderungen örtlich sehr begrenzt. Ursache sind auch hier die großen Amplituden der *RSI*-Mode $m = 4$ in beiden Sekundärschallfeldern gegenüber der Primäramplitude. Damit werden, ähnlich dem oben diskutierten Optimum in Abbildung 6.5, im zusammengesetzten Sekundärschallfeld Amplitudenanpassungen zum Primärschallfeld nur für Überlagerungen links und

rechts des destruktiven Überlagerungszustandes beider Sekundärschallfelder ($\phi_{S,m=4} = 180^\circ$) erreicht. In den übrigen Bereichen ist die Amplitude im Sekundärschallfeld wesentlich höher als die des Primärschallfeldes.

Für das gefundene Optimum der Einblasmengen liegt die Position des globalen Minimums der *RSI*-Mode $m = 2$ dicht am Rand des Gebietes der kumulativen Pegelminderung. Allgemein zeigt diese Komponente (Abbildung 6.11, *links oben*) wieder einen weiten Bereich, in dem hohe Pegelminderungen abseits des globalen Minimums möglich sind. In diesem Bereich befindet sich das globale Minimum der *RSI*-Mode $m = 4$, so dass hierfür die kumulative Pegelminderung von $\Delta L_{p,2,4} = -24,8$ dB erreicht wird. Die zugehörigen Umfangspositionen beider Ringe betragen $(\gamma_I/\Delta\Theta; \gamma_{II}/\Delta\Theta) = (0,49; 0,77)$.

6.4.2 Übertragung der modellierten optimalen Parameter auf den Prüfstand

Die optimalen Parameter als Ergebnis der Modellierung für die Umfangspositionen und die Einblasmengen beider Ringe werden als Startwerte am Prüfstand eingestellt. Mittels einer Echtzeit-Modenanalyse (Zerlegung der Druckschwankungen am Umfang) können die im Betrieb erreichten Pegelminderungen direkt analysiert werden. Im Modell werden strömungsmechanische Eigenschaften nicht berücksichtigt. Als Folge der Wechselwirkung zwischen den Einblasstrahlen sowie der Stromaufwirkung des Stators werden die realen Parameter für Umfangspositionen und Einblasmengen von den modellierten abweichen. Am Prüfstand können diese Parameter für beide Ringe im laufenden Betrieb sehr leicht nachjustiert werden.

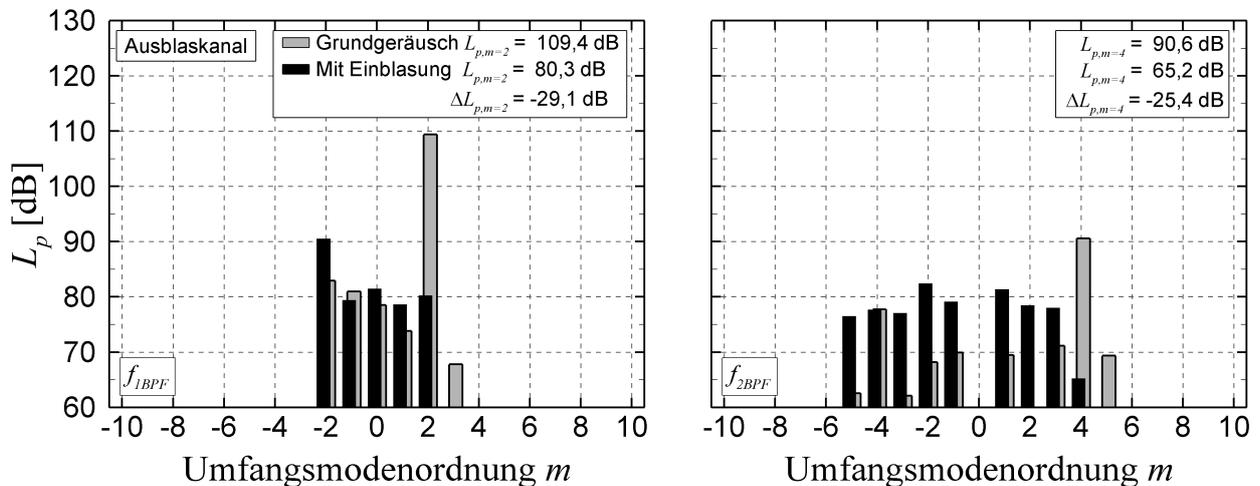


Abb. 6.12: Umfangsmodenspektren im Ausblaskanal bei simultaner Minderung im Schalldruckpegel der *RSI*-Moden $m = 2$ bei $f_{1BPF} = 930$ Hz (*links*) und $m = 4$ bei $f_{2BPF} = 1860$ Hz (*rechts*). Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$; Drehzahl $n = 3100$ min $^{-1}$; Lieferzahl $\varphi = 0,260$.

Die Abbildung 6.12 zeigt das Ergebnis für die experimentell ermittelten optimalen Einblasparameter beider Ringe für die Umfangspositionen von $(\gamma_I/\Delta\Theta; \gamma_{II}/\Delta\Theta) = (0,48; 0,79)$ und den Einblasmengen von $(\dot{m}_{I,In}/\dot{m}_{Fan}; \dot{m}_{II,In}/\dot{m}_{Fan}) = (0,45\%; 0,78\%)$. Dargestellt sind die gemessenen Spektren der Umfangsmoden bei den *BPF*-Harmonischen $f_{1BPF} = 930$ Hz und $f_{2BPF} = 1860$ Hz. Die simultanen Pegelminderungen von $\Delta L_{p,m=2} = -29,1$ dB für die *RSI*-Mode $m = 2$ und $\Delta L_{p,m=4} = -25,4$ dB für die *RSI*-Mode $m = 4$ sind beträchtlich. Eine

simultane Minderung in dieser Höhe konnte durch die Beeinflussung mit nur einem Ring, auch unter Variation der Düsenparameter, in Kapitel 5 nicht erreicht werden. Die Minderung im kumulativen Pegel beider Komponenten beträgt damit $\Delta L_{p,2,4} = -23,8$ dB.

Das zugehörige gemittelte Schalldruckspektrum, dargestellt in Abbildung 6.13, zeigt deutlich die simultane Pegelminderung der tonalen Komponenten von $f_{1BPF} = 930$ Hz und $f_{2BPF} = 1860$ Hz um $\Delta L_{p,BPF} = -17,5$ dB und um $\Delta L_{p,2BPF} = -3,5$ dB. Wie bereits erwähnt sind mit den Einzelringen solche simultanen Pegelminderungen nicht möglich. Die höheren *BPF*-Harmonischen werden durch die Beeinflussung angehoben, da hier auf Grund der unterschiedlichen spektralen Zusammensetzung von Primär- und Sekundärschallfeld keine Anpassung erreicht wird und die Optimierung nur auf die Minderung der *RSI*-Moden bei f_{1BPF} und f_{2BPF} abzielte. Das Niveau des Breitbandrauschens wird erheblich angehoben. Die Düsenpositionen befinden sich in Bereichen der Statorpassage, wo es auf Grund der Abströmung im Absolutsystem zum Auftreffen der Freistrahlen auf die Oberflächen der Statorschaufeln kommt. Dieser Nebeneffekt ist jedoch stark maschinenspezifisch und vom Betriebspunkt abhängig. Andere Schaufelgeometrien führen zu veränderten Null-Phasenwinkeln in den Sekundärschallfeldern, wodurch die optimalen Umfangspositionen anders ausfallen und ein Auftreffen der Freistrahlen auf die Oberflächen der Statorschaufeln nicht stattfindet oder der Effekt schwächer ausfällt.

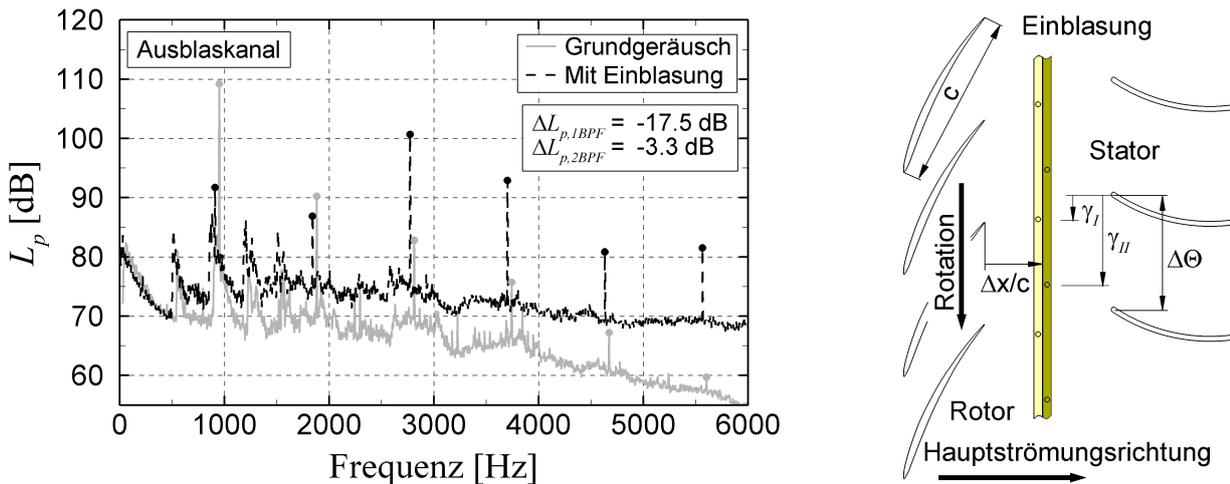


Abb. 6.13: Schalldruckspektrum im Ausblaskanal bei simultaner Minderung der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei $f_{1BPF} = 930$ Hz und $f_{2BPF} = 1860$ Hz aus Abb. 6.12. Konfiguration: Mittlerer Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$; Drehzahl $n = 3100 \text{ min}^{-1}$; Lieferzahl $\varphi = 0,260$.

In Tabelle 6.5 sind die Umfangspositionen und Einblasmengen für beide Optima aus der Modellierung und der Messung gegenübergestellt. Das gemessene Optimum kann hinsichtlich der Einblasmengen, Umfangspositionen und Pegelminderungen sehr gut vorhergesagt werden. Eine mögliche Ursache für Unterschiede liegen in der Vernachlässigung der Wechselwirkung zwischen den Düsenfreistrahlen und der Stromaufwirkung des Stators im Modell. Die gesamte Einblasmenge durch beide Ringe beträgt $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 1,23\%$ und ist damit um 0,15 % geringer als die vorhergesagte Einblasmenge.

Durch die Verwendung zweier axial gestaffelter Einblasringe kann somit die spektrale Zusammensetzung für zwei tonale Komponenten des Primär- im Sekundärschallfeld nachgebildet

und damit zwei Freiheitsgrade kontrolliert werden. Auf Grund der Kopplung der einzelnen Komponenten ist es nicht möglich, die globalen Minima unabhängig voneinander für beide Ringe einzustellen. Eine experimentelle Variation zur Auffindung der optimalen Einblasparameter ist mit sehr hohen Messzeiten verbunden. Mit dem eingeführten akustischen Modell wird die Beeinflussung mit den beiden Ringen als kohärente Überlagerung zweier Sekundärschallfelder der Einzelringe beschrieben. Nach einer Kalibrierung des Systems kann die Variation der Einblasparameter mit dem Modell erfolgen, um so die optimalen Umfangspositionen und Einblasmengen beider Ringe *I* und *II* zur simultanen Minderung der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ zu bestimmen.

Tab. 6.5: Gegenüberstellung von Modell und Messung in den globalen Minima der kumulativen Pegelminderungen mit den zugehörigen Teilpegeländerungen der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$.

	$\gamma\Delta\Theta$	$\dot{m}_{In}\dot{m}_{Fan}$	$\Delta L_{p,2,4,Min}$	$\Delta L_{p,(m=2)}$	$\Delta L_{p,(m=4)}$
Modell	(0,49;0,77)	(0,51%;0,87%)	-24,8 dB	-24,8 dB	<-100 dB
Messung	(0,48;0,79)	(0,45%;0,78%)	-23,9 dB	-29,1 dB	-25,4 dB

7 Zusammenfassung

Für subsonische Umfangsgeschwindigkeiten einer Fan-Stufe ist die Entstehung des Drehklangs maßgeblich auf die strömungsmechanische Wechselwirkung des Rotors mit dem nachgeschalteten Stator zurückzuführen. Diese führt zur Anregung instationärer periodischer Oberflächenkräfte auf den Schaufeln und/oder der Gehäusewand, die als Schall abgestrahlt werden.

In der vorliegenden Arbeit wurde die aktive Minderung des Drehklangs einer axialen Rotor-Stator Stufe mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich ausgebaut und weiterentwickelt¹. Gegenüber herkömmlichen Maßnahmen zeichnet sich diese Methode durch leichte, zuverlässige und einfach zu installierende Aktuatoren aus, deren Flächenbedarf evtl. vorhandene Absorberflächen gar nicht oder nur unwesentlich mindern.

Das stationäre Einblasen über wandbündig auf dem Umfang verteilte Düsen generiert eine zusätzliche Interaktion der Rotorströmung mit den Einblasstrahlen, wobei es zur Anregung zusätzlicher instationärer und periodischer Oberflächenkräfte auf den Rotorschaukeln kommt. Das so angeregte Sekundärschallfeld kann destruktiv mit dem vorhandenen Grundgeräusch, dem Primärschallfeld, überlagert werden. Durch die Einblasung werden immer alle sekundären Schallfeldanteile gekoppelt angeregt, wobei sich deren spektrale und modale Zusammensetzung von der der entsprechenden Anteile des Primärschallfeldes hinsichtlich Amplituden und Phasenlagen unterscheiden.

Für die Einblasung zwischen Rotor und Stator kommt es zu einer Wechselwirkung des Druckfeldes des Rotors mit den durch die Einblasstrahlen generierten Druckfeldern. Die Einblasung kann dabei stationär erfolgen, da die Anregung auf Grund der Drehung des Rotors auf den Schaufeln instationär erfolgt. Die Anpassung von Amplitude und Phasenlage der einzelnen Schallfeldanteile wird im Wesentlichen durch die Einblasmenge sowie die Umfangsposition der Düsen relativ zur Statorvorderkante erreicht. Die Verwendung der gleichen Anzahl von Einblasdüsen wie Statorschaufeln stellt sicher, dass das Primärschallfeld bzgl. seiner Umfangsstruktur im Sekundärschallfeld nachgebildet wird.

Die Untersuchungen mit Einblasung über 16 äquidistant verteilte Düsen in einem Düsenring zwischen Rotor und Stator zeigten, dass diese Methode auch zur Minderung des Schalldruckpegels der *RSI*-Moden sowie der zugehörigen radialen Modenordnungen bei höheren *BPF*-Harmonischen eingesetzt werden kann. Für die höheren harmonischen Schallfeldanteile gibt es mehrere Düsenpositionen innerhalb einer vollen Statorpassage, mit denen bei Einblasung abwechselnd Pegelminderungen sowie Pegelanhebungen gegenüber dem Grundgeräusch erreicht werden. Die Anzahl der Minima ist dabei proportional zur Ordnung h der *BPF*-Harmonischen, wobei der Abstand der h -ten Teilung einer Statorpassage entspricht.

¹Grundlage war hier die Arbeit von Schulz [66] zur Minderung des Pegels der Blattpassierfrequenz.

Die Minima der einzelnen Schallfelder liegen nicht simultan vor, d.h. Einblasmenge und Umfangsposition sind jeweils verschieden. Begründet ist dies in den unterschiedlichen spektralen Zusammensetzungen von Primär- und Sekundärschallfeld als Folge der verschiedenen Anregemechanismen. Es können sich jedoch die Bereiche mit Pegelminderungen zweier Schallfeldkomponenten² überschneiden, wobei im globalen Minimum der einen Komponente dann immer ein Anpassungsfehler in Amplitude und Phase der jeweils anderen Komponente verbleibt.

Durch die Variation verschiedener Einblasparameter wie dem Einblaswinkel bzgl. der Gehäusewand, der Einblasrichtung bzgl. der Hauptströmungsrichtung sowie der Düsenform, konnte die Beeinflussung der Sekundärquellverteilung auf dem Rotor und damit der spektralen Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes am Beispiel der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} gezeigt werden. Als Bewertungsmaß diente der Abstand der Umfangspositionen der Minima dieser beiden Anteile zueinander. Insgesamt waren hier Variationen über 20% einer Statorpassage möglich. Mit der Schlitzdüse konnte der Abstand auf ein Minimum von 3% reduziert werden. Dies entspricht einem Phasenfehler von nur noch 18° für die *RSI*-Moden bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} .

Mit der Schrägeinblasung (Variation von Einblaswinkel und Einblasrichtung) konnte die zur Pegelminderung benötigte Einblasmenge für alle Schallfeldkomponenten gegenüber der radialen Einblasung reduziert werden. Für solche Düsenkonfiguration wird die Phasenlage abhängig von der Einblasmenge. Damit muss die Umfangsposition der Düsen für nicht optimale Einblasmengen nachgeführt werden, um bei nicht angepassten Amplitudenverhältnissen den gegenphasigen Zustand beizubehalten.

Aus den Messergebnissen ließ sich ein Modell ableiten, dem die kohärente Superposition des Sekundär- mit dem Primärschallfeld zu Grunde liegt. Mit diesem Ansatz konnte das Sekundärschallfeld aus den Messdaten von Primär- und beeinflusstem Gesamtschallfeld bestimmt werden. Eine direkte Vermessung ist nicht möglich, da Primär- und Sekundärschallfeld immer nur gleichzeitig im Betrieb des Ventilators generiert werden. Zwischen der so berechneten Phase des Sekundärschallfeldes in jedem Messpunkt und der Umfangsposition der Düsen ließ sich ein linearer Zusammenhang ableiten. Hier ist der Geradenanstieg proportional zur Ordnung der *BPF*-Harmonischen h . Die Startwerte für das Modell sowie der Zusammenhang zwischen Einblasmenge und Sekundäramplitude lassen sich sehr einfach durch eine Kalibrierungsmessung bestimmen. Modell und Messung zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. Die optimalen Umfangspositionen der Minima können direkt aus dem Modell abgeleitet werden.

Für die direkte spektrale Anpassung des Sekundär- an das Primärschallfeld, bzw. die direkte simultane Minderung zweier Drehklangkomponenten, wurde ein erweiterter Versuchsaufbau vorgestellt. Damit konnten zwei axial gestaffelte Einblasringe mit jeweils 16 zylindrischen Düsen zwischen Rotor und Stator gegeneinander in Umfangsrichtung verdreht werden. Mit dem Aufbau sollte die gezielte Kontrolle zweier Freiheitsgrade im Schallfeld mittels der Methode der Drucklufteinblasung erfolgen. Auf Grund des Anregemechanismus, der Wechselwirkung der Druckfelder von Rotor und Düsenfreistrahlen, musste der Axialabstand auf ein konstruktiv umsetzbares Mindestmaß reduziert werden. So wurde sichergestellt, dass mit dem zweiten Ring ähnlich hohe Amplituden im Sekundärschallfeld generiert werden.

²Damit sind verschiedene *BPF*-Harmonische und/oder *RSI*-Moden gemeint.

Für die Beeinflussung mit zwei Ringen ergibt sich ein Parameterraum mit vier veränderlichen Größen (Umfangspositionen und Einblasmengen beider Ringe), deren vollständige Variation im Experiment zu erheblichen Messzeiten führen würde. Mit Hilfe ausgewählter Testfälle konnte ein einfaches akustisches Modell erarbeitet und validiert werden. Das Modell basiert auf der kohärenten linearen Superposition der durch die beiden Ringe generierten Sekundärschallfelder mit dem auszulöschenden Primärschallfeld. Die Wechselwirkung der Düsenfreistrahlen sowie weitere strömungsmechanische Effekte wurden dabei vernachlässigt. Es gilt weiterhin der zuvor erarbeitete lineare Zusammenhang zwischen der Umfangsposition der Düsen und der Phasen des entsprechenden Sekundärschallfeldes für jeden Ring.

Mit dem Modell wurde die charakteristische Topologie der vermessenen Testfälle sehr gut wiedergegeben. Die Positionen der globalen Minima innerhalb einer Statorpassage können über das Verhältnis der Einblasmengen zwischen beiden Ringen entlang von Ortskurven verschoben werden. Diese Variation wurde mit dem Modell durchgeführt. Schneiden sich die Ortskurven der globalen Minima der betrachteten Komponenten, so liegt in diesem Punkt die simultane Minderung beider Komponenten und damit die spektrale Anpassung an das Primärschallfeld vor.

Die so ermittelten optimalen Parameter von Einblasmenge und Umfangsposition beider Ringe wurden als Eingangsgröße im nachfolgenden Experiment am Prüfstand verwendet. Im vermessenen Optimum ergab sich eine kumulative Pegelminderung von -23,9 dB bei einer simultanen Minderung der *RSI*-Mode $m = 2$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} um -29,1 dB sowie der *RSI*-Mode $m = 4$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} um -25,4 dB. Die benötigte Einblasmenge durch beide Ringe lag bei 1,23% des vom Ventilator geförderten Massenstroms. Solche simultanen hohen Pegelminderungen in den einzelnen Komponenten konnten durch die Beeinflussung mit einem Düsenring nicht erreicht werden.

8 Ausblick

Mit der vorliegenden Arbeit sind wesentliche Effekte der Methode zur aktiven Minderung des Drehklangs mittels Drucklufteinblasung für eine inkompressible Ventilatorstufe sehr ausführlich für den Ausblaskanal dokumentiert worden. Jedoch ergaben sich bei der Auswertung, Interpretation und Dokumentation weiterer Messergebnisse neue Fragestellungen, die die Basis für zukünftige Untersuchungen zu dieser Thematik bilden können. Die Ergebnisse zur Auswirkung der Einblasung auf den Ansaugkanal unterscheiden sich etwas von denen des Ausblaskanals. Die Interpretation resultierte in sehr vielen Vermutungen, so dass eine vollständige abschließende Beschreibung in der vorliegenden Arbeit noch nicht erfolgen konnte. Daher werden diese Ergebnisse mit entsprechenden Anmerkungen im folgenden Abschnitt präsentiert. Hinsichtlich der Kontrolle mehrerer Freiheitsgrade im Schallfeld ergeben sich sehr interessante Ansätze für zukünftige Untersuchungen, die im Folgenden ebenso etwas ausführlicher dargestellt werden.

8.1 Ergebnisse im Ansaugkanal

In der Diskussion von Abschnitt 5.1 für die radiale Einblasung zwischen Rotor und Stator wurden die Zusammenhänge für den Ausblaskanal, also stromab der Fan-Stufe, ausführlich dargestellt. Für diese Düsenkonfiguration mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$ bei einem Axialabstand von $\Delta x/c = 0,13$ von der Hinterkante des Rotors ist ebenso das Schallfeld im Ansaugkanal, also stromauf der Fan-Stufe, vermessen worden.

Die Abbildung 8.1 zeigt die Änderung im Pegel der Schalleistung ΔL_w für die *RSI*-Moden (m, n) der ersten vier Harmonischen der *BPF* im Ansaugkanal. Es wird nun die Schalleistung betrachtet, die sich von der Quelle (Fan-Stufe) entgegen der Strömung in den Ansaugkanal ausbreitet.

Allgemein zeigen die Ergebnisse für den Ansaugkanal, dass auch hier sowohl Minderungen als auch Anhebungen in den Schalleistungspegeln der einzelnen *RSI*-Moden abhängig von Umfangsposition und Einblasmenge erreicht werden. Jedoch gibt es im Vergleich zu den Ergebnissen im Ausblaskanal (Abbildung 5.3, Abschnitt 5.1.2) insbesondere für die *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(m, n) = (4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} auffällige Unterschiede. Im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ werden nur kleine Pegeländerungen gegenüber dem Grundgeräusch erreicht. Im Vergleich zum Ausblaskanal sind die Gebiete mit Minderung und Anhebung nicht deutlich voneinander getrennt. Daher wurde auf das Einzeichnen der 0 dB-Isolinie verzichtet. Innerhalb der vermessen Statorpassage kann ein globales Minimum mit einer Minderung von $\Delta L_{w,(2,0)} = -4,7$ dB bei der maximalen Einblasmenge und einer Umfangsposition von $\gamma/\Delta\Theta = 0,4$ nachgewiesen werden. Im Vergleich dazu wurde im Ausblaskanal eine Minderung von $\Delta L_{w,(2,0)} = -24,4$ dB für die selbe Düsenkonfiguration bei maximaler Einblasmenge und einer Umfangsposition von $\gamma/\Delta\Theta = 0,22$ erreicht.

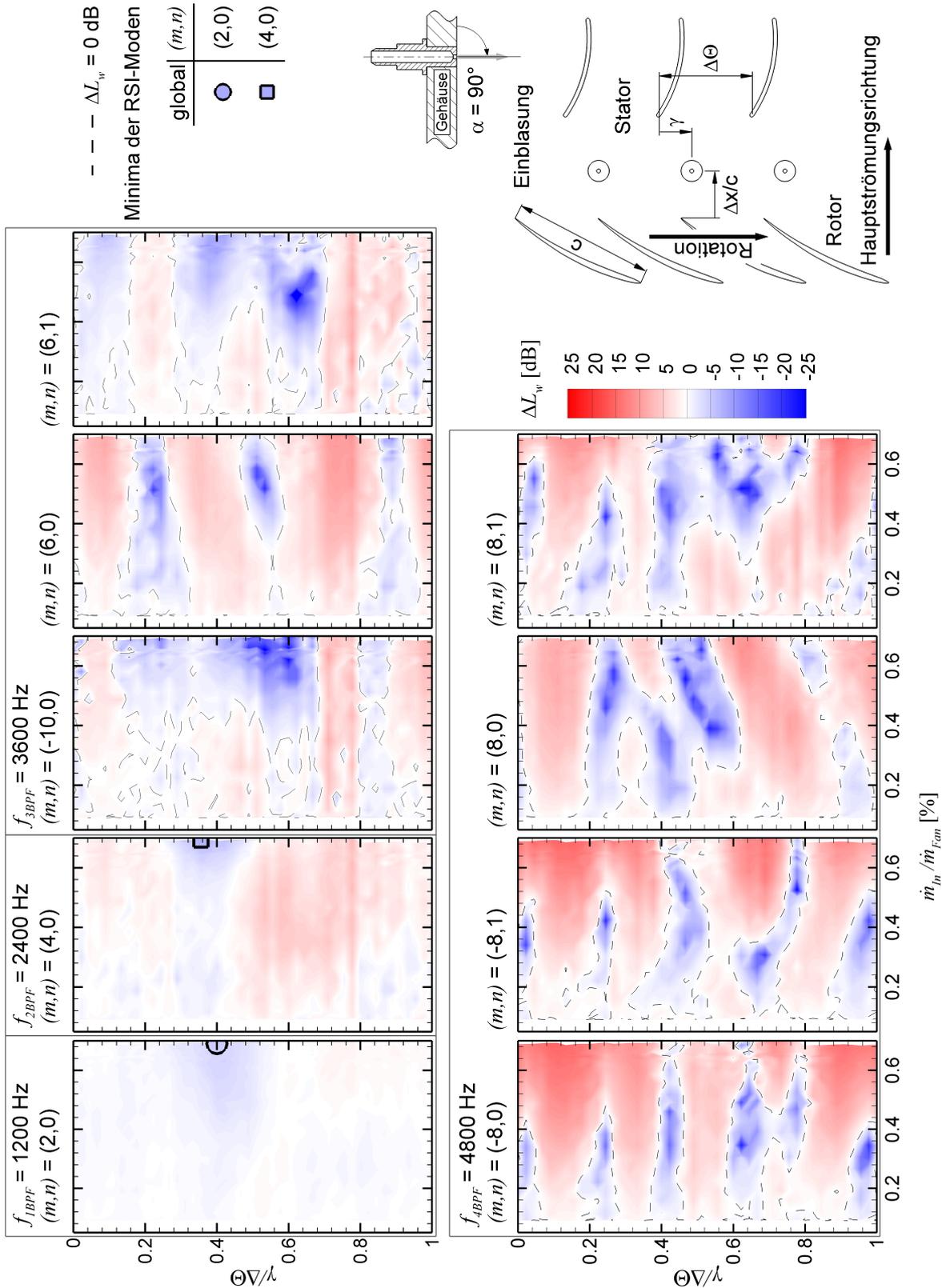


Abb. 8.1: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der RSI-Moden (m, n) für die ersten vier BPF-Harmonischen im Ansaugkanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Für die RSI-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ sind die globalen Minima eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Axialabstand der Düsen zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

Im Fall der *RSI*-Moden $(m, n) = (4, 0)$ gibt es nur ein ausgeprägtes Gebiet mit Pegelminderungen. Die Minderung im globale Minimum beträgt $\Delta L_{w,(4,0)} = -7,2$ dB im Vergleich zu $\Delta L_{w,(4,0)} = -26,9$ dB Minderung im Ausblaskanal. Das globale Minimum wird für die maximale Einblasmenge bei einer Umfangsposition von $\gamma/\Delta\Theta = 0,36$ erreicht. Die im Ausblaskanal geltende Bedingung, dass die Anzahl der globalen Minima innerhalb einer Statorpassage gleich der Ordnungszahl h der *BPF*-Harmonischen nach Gl. (5.2) entspricht, kann für diese Komponente nicht beobachtet werden. Für beide *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(m, n) = (4, 0)$ ist kein linearer Zusammenhang zwischen der Umfangsposition der Düsen und der Phase des Sekundärschallfeldes nach Gl. (5.6) zu finden.

Ab der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} wechseln sich die Gebiete mit Pegelanhebung und Minderung der zugehörigen *RSI*-Moden (m, n) innerhalb einer Statorpassage abhängig von der Umfangsposition der Düsen ab. Es können klare Minima und Maxima im Abstand von nahezu $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta = 1/h$ nach Gl. (5.3) identifiziert werden. Ebenso entspricht die Anzahl der Minima und Maxima innerhalb einer Statorpassage wieder der Ordnung der Harmonischen h der *BPF*. Innerhalb einer Statorpassage wird im Sekundärschallfeld ein Phasenwinkel von $h \cdot 360^\circ$ bei Änderung der Düsenposition durchfahren. Die lineare Abhängigkeit der Phase von der Umfangsposition gilt hier wieder. Allerdings gibt es ähnlich wie in den Ergebnissen im Ausblaskanal Unsymmetrien in den Gebieten der Pegelminderungen, vor allem im Bereich $0,6 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,8$ für die *RSI*-Moden der Ordnung $m = -8$ sowie bei $0,2 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,6$ und $0,4 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,8$ für die *RSI*-Moden der Ordnung $m = 8$. Die Ursachen dafür könnten auch hier auf die Stromaufwirkung der Statorschaufeln auf die Düsenfreistrahlen für bestimmte Umfangspositionen zurückzuführen sein. Dieser Effekt ist bereits in den Ergebnissen für den Ausblaskanal erklärt worden. Allerdings lagen die Unsymmetrien dort unabhängig von der Modenordnung in einem Bereich von $0,5 \leq \Delta\gamma/\Delta\Theta \leq 0,7$ vor.

8.1.1 Mögliche Ursachen zum Verhalten im Ansaugkanal

Während der Messungen wurden verschiedene Umbauten am Versuchsventilator unternommen um sicherzustellen, dass die Ursachen nicht in der Messtechnik oder im Versuchsaufbau zu finden sind. So wurde der reflexionsarme Abschluss entfernt, um dessen Einfluss auszuschließen. Mit der verwendeten Mikrofonanordnung kann für die betrachteten Frequenzen f_{1BPF} und f_{2BPF} eine Zerlegung zwischen hin- und rücklaufenden Wellen durchgeführt werden, d.h. die Reflexionen in der Einlaufdüse werden berücksichtigt. Auch hier ergab sich das gleiche Verhalten für die betrachteten *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$. Ebenso konnte der im Vergleich zum Ausblaskanal verkürzte Ringkanal, d.h. der Übergang von der halbkugelförmigen Nabennase vor dem Rotor zum Kreisquerschnitt des Messkanals eine Auswirkung haben. Dieser Übergang findet im akustischen Nahfeld stromauf des Rotors statt, so dass davon ausgegangen wurde, evtl. das Messergebnis durch Reflexions- oder Streuungseffekte zu beeinflussen. Es ist ein Nabenkörper von gleicher axialer Länge wie im akustischen Nahfeld im Ausblaskanal (Motorgehäuse) zwischen Nabennase und Rotor installiert worden. Auch diese Maßnahme änderte nichts an den Ergebnissen.

Für alle Messungen wurde ein sehr guter Signal-Rauschabstand der dominierenden *RSI*-Moden sowohl für die unbeeinflussten als auch für die Messungen mit Einblasung beobachtet. Im Zusammenhang mit den untersuchten Veränderungen am Versuchsaufbau ist daher davon auszugehen, dass die Ergebnisse das tatsächlich vorhandene akustische Feld im Ansaugkanal widerspiegeln.

Vermutlich ist das Verhalten der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} bei Drucklufteinblasung auf den Staffelungswinkel von $\nu_Z = 27^\circ$ des Rotors an der Blattspitze zurückzuführen. Für diesen flachen Winkel ist der Ringkanal durch den Rotor nahezu vollständig verblockt. Für den Stator beträgt der Staffelungswinkel $\nu_V = 77^\circ$. Damit ist der Rotor auch vom Ausblaskanal betrachtet durch den Stator sichtbar. Beide Winkel wirken sich auf die Transmission akustischer Wellen aus (vgl. dazu z.B. Henson [112]). Das infolge der viskosen Rotor-Stator Interaktion auf den Statoroberflächen generierte Primärschallfeld (vgl. Abschnitt 2.2.2) kann nahezu ungehindert in den Ausblaskanal transmittiert werden. Auch das durch die Interaktion zwischen Rotorströmung und Düsenfreistrahls generierte Sekundärschallfeld auf den druckseitigen Oberflächen des Rotors bei Beeinflussung zwischen Rotor und Stator kann ungehindert durch das Statorgitter in den Ausblaskanal abgestrahlt werden.

Im Fall des Ansaugkanals muss das Primärschallfeld den Rotor transmittieren. Beim Durchgang durch den Rotor wird es zu zahlreichen Reflexionen und Streuungseffekten kommen. Jedoch ist die jeweilige *RSI*-Mode in der Messsektion des Ansaugkanals deutlich zu erkennen. Für konstante Betriebsbedingungen sind die Amplituden und Phasenlage im Primärschallfeld konstant, so dass die Transmission mit einer Übertragungsfunktion beschrieben werden kann. Wie bereits erwähnt, wird das Sekundärschallfeld bei der Beeinflussung zwischen Rotor und Stator maßgeblich durch die Beeinflussung der Quellverteilung auf den druckseitigen Oberflächen des Rotors an der Hinterkante der Blattsitze als Folge der Wechselwirkung der Druckfelder von Rotor und Düsenfreistrahls generiert. Durch die Verblockung des Rotors kann dieses Feld nicht optimal in den Ansaugkanal abgestrahlt werden. Evtl. ist dies die Erklärung, dass die Merkmale einer Superposition von zwei Schallfeldern mit Auslöschung und Verstärkung bei Änderung der Umfangaussparung der Düsen im Ansaugkanal für die *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} zunächst nicht gefunden werden.

Ab der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} sind die generierten Sekundärschallpegel im Ansaugkanal größer als die Pegel des Primärschallfeldes. Für die zugehörigen *RSI*-Moden sind abgeschlossene Gebiete der Pegelminderung mit ausgeprägten globalen Minima zu beobachten. Die Interaktion der Druckfelder zwischen Rotor und Düsenfreistrahls führen zu einer Beeinflussung der gesamten Schaufelumströmung und daher auch auf der Saugseite der Rotorschaukel. Die Anregung der Sekundärquellen fällt hier geringer aus als auf der Druckseite. Die Pegel sind jedoch ausreichend um einen Effekt auf die niedrigeren Primärschallpegel dieser Komponenten zu haben. Die Abstrahlung dieser Quellen erfolgt dann direkt in den Ansaugkanal. Die Annahme einer Verblockung durch den Rotor scheint für höhere Frequenzen ab f_{3BPF} nicht mehr zu gelten.

Weiterführende experimentelle Untersuchungen könnten sich mit der Transmission durch den Rotor beschäftigen. Hierfür ist ein Lautsprecherring im Ausblaskanal zu installieren. Dieser Ring wird dann bei laufendem Ventilator mit einer synthetischen Mode beaufschlagt und deren Transmission durch den Rotor vermessen. Die so bestimmte Übertragungsfunktion müsste dann in das Modell integriert werden.

Eine andere Untersuchung könnte mit einem veränderten Staffelungswinkel erfolgen, so dass die Verblockung des Rotors verringert wird. Dies ist für den betrachteten Rotor sehr einfach mechanisch umzusetzen. Allerdings ist dabei zu beachten, dass die zur Verfügung stehende Leistung des Antriebsmotors dann evtl. nicht mehr ausreichend ist, um die Nenndrehzahl bei dem erhöhten Massenstrom zu erreichen.

8.2 Weitere Betrachtungen zur simultanen Beeinflussung

Im Folgenden sollen Ansätze vorgestellt werden, um die simultane Beeinflussung von tonalen Komponenten mittels Drucklufteinblasung in zukünftigen Arbeiten weiter zu entwickeln.

8.2.1 Zwei Ringe an einer Axialposition

Der konstruktiv bedingte Axialabstand zwischen den Ringen hat auf Grund des Anregemechanismus, der Wechselwirkung der Potentialfelder zwischen Rotor und Einblasstrahl, einen Einfluss auf die erreichbaren Amplituden im Sekundärschallfeld¹. Für die eigentliche simultane Beeinflussung ist dieser Abstand jedoch nicht von Bedeutung. Somit ist es möglich, beide Ringe an einer axialen Position anzuordnen. Die generierten Sekundäramplituden sind dann für beide Ringe bei gleichen Einblasmengen gleich groß. Für das Optimum würden sich dann in Umfangsrichtung paarweise angeordnete Düsenbohrungen innerhalb einer Statorpassage nach Abbildung 8.2 ergeben. Solch ein Ring lässt sich zwar relativ leicht fertigen, aber eine Variation der Umfangspositionen beider Düsenringe gegeneinander gestaltet sich dann schwieriger bzw. ist nicht möglich.

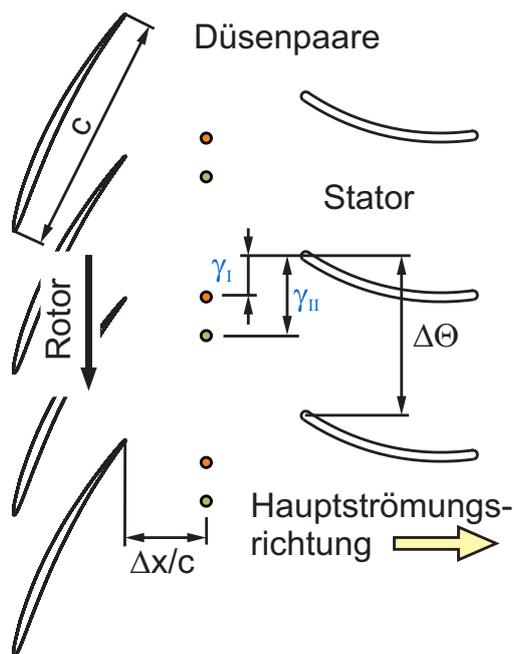


Abb. 8.2: Paarweise Anordnung der Einblasdüsen für die simultane Beeinflussung mit zwei Ringen *I* und *II* an einer axialen Position.

Die zylindrische Düse mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 45^\circ$ zum Gehäuse und einer Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$ bezogen auf die Hauptströmungsrichtung soll beispielhaft für die theoretischen Betrachtungen verwendet werden. Die Axialposition für beide gedachten Ringe befindet sich bei $\Delta x/c = 0,13$. Im Abschnitt 5.2.1 ist diese Konfiguration für die Beeinflussung mit einem Ring ausgiebig vermessen und diskutiert worden. Es sollen nun zwei Ringe angenommen werden, deren Abhängigkeit der Sekundärschallfelder in Amplitude und

¹Eine ausführliche Abhandlung zu diesem Thema findet sich im Anhang A.1.

Phasenlage von der Einblasmenge und Umfangspositionen für jede *RSI*-Mode denen der bekannten Einzelmessung entsprechen.

Die Schrägeinblasung generiert für die betrachteten Einblasparameter $(\alpha;\beta) = (45^\circ, 117^\circ)$ höhere Amplituden im Sekundärschallfeld bei gleicher axialer Position gegenüber dem diskutierten Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$ (radiale Einblasung, vgl. Kapitel 5). Allerdings sind die Null-Phasenwinkel $\phi_{S,0}$ in den Sekundärschallfeldern nun von der Einblasmenge abhängig und können nicht als konstant angenommen werden. Ziel ist die simultane Beeinflussung der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} . Es werden allerdings nur die Schalldruckpegel der Umfangsmoden $m = 2$ und $m = 4$ aus den Messergebnissen mit einem Mikrofonring und keine Schalleistungen betrachtet.

Die Abbildung 8.3 zeigt die Ergebnisse der modellierten Variation der Einblasmengen und damit der Sekundärampplituden zwischen den Ringen. Dargestellt sind die Umfangspositionen der globalen Minima und Festpunkte der *RSI*-Moden $m = 2$ als schwarze Punkte und $m = 4$ als rote Vierecke über eine volle Statorpassage beider Ringe (*links*) sowie der vergrößerte Bereich (*rechts*) um das Minimum im kumulativen Pegel $\Delta L_{p,2,4}$ beider Komponenten im gesamten Feld. Auch hier wurden nur die Amplituden und Phasen an den diskret vermessenen Einblasmengen ohne eine Interpolation verwendet. Für den vergrößerten Bereich sind die Positionen der globalen Minima mit den kumulativen Pegeländerungen als Kontur hinterlegt.

Da beide Ringe identische Sekundärschallfelder generieren, sind die abgebildeten Strukturen symmetrisch um die Diagonale durch die aufgespannte Ebene der Umfangspositionen angeordnet. Dies gilt auch für die globalen Minima der *RSI*-Mode $m = 4$, wobei die Symmetrielinie dann einer Diagonale durch den entsprechenden Quadranten entspricht. Somit ergeben sich auch zwei symmetrische optimale Parametersätze, die an der Hauptdiagonalen gespiegelt sind. Für die *RSI*-Mode $m = 4$ sind aus Gründen der Übersichtlichkeit nur die Ergebnisse in einem Quadranten dargestellt, in dem sich auch das Optimum befindet. Die Anordnung der globalen Minima ist periodisch in jede Ringrichtung und wiederholen sich mit der Hälfte der Statorpassage $\Delta\gamma/\Delta\Theta = 0,5$, da die Ordnung der *BPF*-Harmonischen $h = 2$ beträgt.

Im Vergleich zu den Ergebnissen der axial gestaffelten Ringe bei radialer Einblasung sind die Positionen der globalen Minima der *RSI*-Mode $m = 2$ über nahezu die gesamte Statorpassage in beide Ringrichtungen verteilt. Die Hauptursache dafür liegt in der Abhängigkeit der Null-Phasenwinkel $\phi_{S,0}$ von der jeweiligen Einblasmenge beider Ringe. Damit wandern auch die Festpunkte sowie die zugehörigen punktsymmetrisch angeordneten globalen Minima. Es ergibt sich ein weiträumiger Bereich von Überschneidungen mit den globalen Minima der *RSI*-Mode $m = 4$, deren Festpunkte ebenfalls wandern. Die Überschneidungen liegen nicht unbedingt für die gleichen Verhältnisse der Einblasmengen vor.

Mit der Änderung der Einblasmengen, und damit der Änderung in den Null-Phasenwinkeln $\phi_{S,0}$, verschieben sich die Linien konstanter Phasendifferenz $\Delta\phi_S$ zwischen beiden Sekundärschallfeldern, d.h. auch die Linien der konstruktiven und destruktiven Überlagerung bei $\Delta\phi_S = 0^\circ$ und $\Delta\phi_S = 180^\circ$. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind diese Linien hier nicht eingezeichnet. Auch die Darstellung zusammenhängender Ortskurven wird hier schnell unübersichtlich. Im Fall der Festpunkte *FP* bei konstruktiver Überlagerung beider Sekundärfelder $\Delta\phi_S = 0^\circ$ erfolgt eine parallele Verschiebung dieser Linien in Richtung von Ring *I* bei variiertem Sekundärampplitude A_{SI} , wenn die Sekundärampplitude A_{SII} von Ring *II* kon-

stant gehalten wird und umgekehrt. Da die Amplitude und Phase des Primärschallfeldes unverändert vorliegen, ergeben sich die Positionen der Festpunkte FP entlang konstanter Umfangspositionen, woraus die quadratischen Anordnungen für beide RSI -Moden folgen.

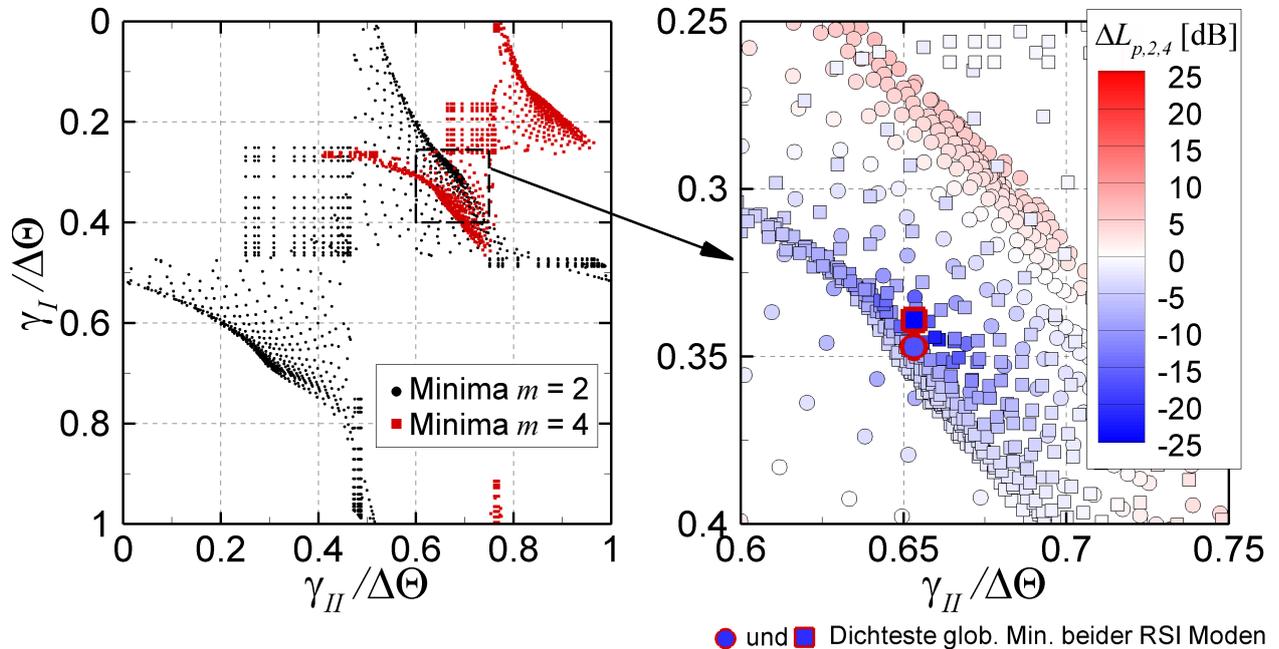


Abb. 8.3: Änderungen in den Umfangspositionen der globalen Minima der RSI -Moden $m = 2$ und $m = 4$ bei Variation der Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ der virtuellen Ringe I und II an einer axialen Position. Konfiguration: Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

Die Einblasung mit der betrachteten Düsenkonfiguration $(\alpha;\beta) = (45^\circ, 117^\circ)$ generiert für die betrachteten Einblasmengen Sekundärampplituden in den Einzelringen, die auch für die RSI -Mode $m = 2$ größer als die Primärampplitude sein können. Damit ergeben sich für beide RSI -Moden Festpunkte FP_A und FP_B auf den Linien der destruktiven Überlagerung $\Delta\phi_S = 180^\circ$ beider Sekundärschallfelder. Auch für die $\Delta\phi_S = 180^\circ$ -Linien erfolgt der entsprechende parallele Versatz bei Änderung der Einblasmengen. Es ergeben sich Positionen der Festpunkte FP_A und FP_B entlang konstanter Umfangspositionen, wodurch sich die rechteckigen Anordnungen ergeben. Für die RSI -Mode $m = 2$ sind diese bei $\gamma_I/\Delta\Theta \approx 0,47$ (horizontaler Verlauf) sowie $\gamma_{II}/\Delta\Theta \approx 0,47$ (vertikaler Verlauf) in Abbildung 8.3 deutlich erkennbar.

Die höchste kumulative Pegelminderung der betrachteten RSI -Moden wird für eine Verteilung der Einblasmengen von $(\dot{m}_{I,In}/\dot{m}_{Fan}; \dot{m}_{II,In}/\dot{m}_{Fan}) = (0,50\%; 0,37\%)$ zwischen beiden virtuellen Ringen und den Umfangspositionen von $(\gamma_I/\Delta\Theta; \gamma_{II}/\Delta\Theta) = (0,34; 0,65)$ erreicht. Die zugehörigen globalen Minima der RSI -Moden sind im rechten Bild von Abbildung 8.3 hervorgehoben. Auch hier sind die optimalen Parameter anhand der diskreten Vorgaben ohne Interpolation zwischen den Messwerten bestimmt worden. Auf Grund der Symmetrie liegt das gleiche Optimum auch für die Einblasmengen $(\dot{m}_{I,In}/\dot{m}_{Fan}; \dot{m}_{II,In}/\dot{m}_{Fan}) = (0,37\%; 0,50\%)$ bei den Umfangspositionen $(\gamma_I/\Delta\Theta; \gamma_{II}/\Delta\Theta) = (0,65; 0,34)$ vor.

In Tabelle 8.1 sind die Ergebnisse für das bestimmte Optimum sowie die zugehörigen Pegelminderungen gegenübergestellt. Auch hier wird deutlich, dass die Minderung im kumulativen Pegel beider Komponenten für die Position des globalen Minimums der *RSI*-Mode $m = 4$ mit $\Delta L_{p,2,4} = -25,2$ dB höher ausfällt als die kumulative Minderung für die Position des globalen Minimums der *RSI*-Mode $m = 2$. Begründet ist dies auch hier in den hohen Sekundärampplituden der *RSI*-Mode $m = 4$ gegenüber der Primärampplitude, wodurch die zugehörigen Pegelminderungen nur in sehr schmalen Bereichen möglich sind. Geringe Abweichungen in den Einblasparametern führen hier zu erheblichen Pegelanhebungen.

Tab. 8.1: Gegenüberstellung der globalen Minima der *RSI*-Moden $m = 2$ und $m = 4$ und deren kumulativer Pegelminderung im modellierten Optimum der Einblasparameter beider Ringe *I* und *II* in einer axialen Position bei nahezu simultaner Beeinflussung. Konfiguration: Axialabstand der Ringe zur Rotorhinterkante $\Delta x/c = 0,13$; Einblaswinkel $\alpha = 45^\circ$; Einblasrichtung $\beta = 117^\circ$.

Minimum	$\gamma/\Delta\Theta$	$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$	$\Delta L_{p,2,4,Min}$	$\Delta L_{p,(m=2)}$	$\Delta L_{p,(m=4)}$
$m = 2$	(0,35;0,65)	(0,50%;0,37%)	-17,4 dB	<-100 dB	-17,4 dB
$m = 4$	(0,34;0,65)	(0,50%;0,37%)	-25,2 dB	-25,2 dB	<-100 dB

Die Abweichungen in den Umfangspositionen beider globalen Minima voneinander sind sehr gering. Für die Umfangsposition von Ring *I* beträgt der Abstand nur $\lambda_I/\Delta\Theta = 0,01$, wohingegen für Ring *II* die gleiche Position vorliegt. Bemerkenswert ist, dass die benötigte Gesamteinblasmenge nur $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,87$ % beträgt. In dem in Kapitel 6 betrachteten Fall der radialen Einblasung mit den axial gestaffelten Düsenringen betrug die experimentell bestimmte optimale Gesamteinblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 1,23$ %. Auf Grund der Schrägeinblasung (höhere Sekundärpegel bei gleichen Einblasmengen) und des gleichen Axialabstandes beider Ringe kann in dieser Modellbetrachtung eine Minderung in der Einblasmenge erreicht werden.

Natürlich fehlt das abschließende Experiment. Hierfür ist ein Ring mit paarweise angeordneten Düsenbohrungen an den optimalen Umfangspositionen in einer Axialposition zu fertigen. Im Experiment könnte dann der gesamte Ring verdreht sowie die jeweiligen Einblasmengen angepasst werden, um so die vernachlässigten strömungsmechanischen Effekte auszugleichen. Natürlich ist eine Änderung in den Umfangsposition der Ringe zueinander dann nicht möglich.

8.2.2 Simultane Beeinflussung weiterer Schallfeldanteile - Erweiterung auf mehrere Ringe

Prinzipiell kann der doppelte Drehkanal mit den axial gestaffelten Düsenanordnungen auch verwendet werden, um die spektrale Zusammensetzung von zwei anderen Schallfeldanteilen des Primär- im Sekundärschallfeld nachzubilden und so auch für diese Komponenten eine simultane Minderung zu erreichen. Es sind aber auch mehrere Ringe zur simultanen Minderung mehrerer Komponenten an einer axialen Position denkbar. Abschließend wird daher eine Erweiterung auf *R*-Ringe zur simultanen Minderung mehrerer Schallfeldanteile in einer allgemeinen Beschreibung als Basis für weiterführende Arbeiten vorgestellt.

Im Folgenden sollen die tonalen Schallfeldanteile, die aus der Rotor-Stator Interaktion resultieren, mit t bezeichnet werden. Damit können unter anderem mehrere *RSI*-Moden bei einer

BPF-Harmonischen, mehrere höhere radiale Modenordnungen n , die zu einer *RSI*-Mode bei einer *BPF*-Harmonischen gehören, oder aber auch, wie oben diskutiert, verschiedene *RSI*-Moden bei unterschiedlichen *BPF*-Harmonischen gemeint sein.

Hierfür wird die Gl. (6.1) auf die Beeinflussungen mit R -Ringern unter den gleichen Annahmen verallgemeinert. Das kontrollierte Schallfeld $\hat{p}_{ANC,t}$ einer Komponente t stellt sich dann als kohärente Überlagerung des Primärschallfeldes $\hat{p}_{P,t}$ mit R superponierten Sekundärschallfeldern $\hat{p}_{Sr,t}$ der jeweiligen Ringe dieser Komponente wie folgt dar:

$$\hat{p}_{ANC,t} = \hat{p}_{P,t} + \sum_{r=1}^R \hat{p}_{Sr,t}. \quad (8.1)$$

Es soll weiterhin für alle sekundären Schallfeldanteile ein linearer Zusammenhang zwischen den Umfangspositionen γ_r der Ringe und der Phasen $\phi_{Sr,t}$ nach Gl. (5.6) aus Abschnitt 5.3 gelten. Der Anstieg der Phase innerhalb einer Statorpassage ist dabei abhängig von der Ordnung h der *BPF*-Harmonischen der jeweiligen Komponente.

Mit der Forderung $\hat{p}_{ANC,t} = 0$, d.h. der vollständigen Auslöschung des kontrollierten Schallfeldes, ergibt sich die Bedingung, dass jeweils die zusammengesetzte Sekundäramplitude der Einzelringe gleich der Primäramplitude der Komponente t ist. Beide Felder müssen für eine destruktive Überlagerung dann gegenphasig zueinander vorliegen. Für die komplexen Drücke des betrachteten Schallfeldanteils folgt damit:

$$\hat{p}_{P,t} = - \sum_{r=1}^R \hat{p}_{Sr,t}. \quad (8.2)$$

Für die simultane Beeinflussung muss die Gl. (8.2) für alle Schallfeldanteile t erfüllt sein. Auf Grund der starken Kopplung zwischen den verschiedenen Schallfeldanteilen innerhalb eines Ringes werden durch die Änderung der Umfangsposition und Einblasmenge immer alle Komponenten in Amplitude und Phase verändert. Diese Kopplung lässt sich mit Hilfe von Kopplungsfaktoren beschreiben. Dabei werden die einzelnen Schallfeldanteile auf einen bestimmten Anteil $\hat{p}_{Sr,1}$, wie zum Beispiel der *RSI*-Mode $m = 2$ bei f_{1BPF} , normiert. Die Kopplungsfaktoren für jeden Ring r ergeben sich dann zu:

$$\hat{K}_{t1,r} = \frac{\hat{p}_{Sr,t}}{\hat{p}_{Sr,1}}. \quad (8.3)$$

Diese Kopplungsfaktoren gelten jeweils für einen Ring r und lassen sich aus einer Kalibrationsmessung bestimmen. Handelt es sich um gleiche Düsenkonfigurationen, können die Kopplungsfaktoren aller Ringe in erster Näherung als gleich angenommen werden. Für die Kopplungsfaktoren der Basiskomponenten gilt: $\hat{K}_{11,r} = 1$. Die anderen Kopplungsfaktoren sind Funktionen der Umfangsposition $\gamma_r/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{r,In}/\dot{m}_{Fan}$ des jeweiligen Rings. Damit gilt: $\hat{K}_{1t,r} = f(\gamma_r/\Delta\Theta; \dot{m}_{r,In}/\dot{m}_{Fan})$.

Mit einer gegebenen Anzahl R von Ringen können genau $T = R$ Schallfeldanteile in der spektralen Zusammensetzung angepasst und so vollständig simultan ausgelöscht werden. Damit ergibt sich ein inhomogenes Gleichungssystem der Form:

$$\begin{pmatrix} \widehat{p}_{P,1} \\ \vdots \\ \widehat{p}_{P,t} \\ \vdots \\ \widehat{p}_{P,T} \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \widehat{K}_{11,1} & \cdots & \widehat{K}_{11,r} & \cdots & \widehat{K}_{11,R} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \widehat{K}_{t1,1} & \cdots & \widehat{K}_{t1,r} & \cdots & \widehat{K}_{t1,R} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \widehat{K}_{T1,1} & \cdots & \widehat{K}_{T1,r} & \cdots & \widehat{K}_{T1,R} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \widehat{p}_{S1,1} \\ \vdots \\ \widehat{p}_{Sr,1} \\ \vdots \\ \widehat{p}_{SR,1} \end{pmatrix}. \quad (8.4)$$

Die Koeffizientenmatrix aus Gl. (8.4) ist quadratisch und enthält die bekannten komplexen Kopplungsfaktoren, welche eine Funktion der Umfangsposition und Einblasmenge des jeweiligen Ringes darstellen. Die Größen des Primärschallfeldes im Vektor auf der linken Seite sind für jede Komponente aus den unbeeinflussten Messungen bekannt. Der Unbekanntenvektor auf der rechten Seite enthält die Sekundärschallfelder für jeden Ring für diese Komponente, auf die die Kopplungsfaktoren bezogen sind. Auch hier besteht ein bekannter funktionaler Zusammenhang zur Umfangsposition und zur Einblasmenge des jeweiligen Rings r .

Die Lösung für das gekoppelte Gleichungssystem in Gl. (8.4) ist in der vorliegenden Arbeit analytisch nicht hergeleitet worden. Verschiedene Ansätze, eine Lösung für die betrachteten Komponenten der *RSI*-Mode $m = 2$ und $m = 4$ über die Kopplungsfaktoren zu finden, wurden nicht weiter verfolgt. Stattdessen erfolgte die Beschreibung über die trigonometrischen Beziehungen, da die verschiedenen Effekte sich hier anschaulicher beschreiben lassen. Für die simultane Beeinflussung mehrerer Komponenten wird die trigonometrische Betrachtung jedoch schnell unübersichtlich, so dass hier der Ansatz über das komplexe gekoppelte Gleichungssystem weiter verfolgt werden sollte.

8.3 Weitere Arbeiten zur tonalen Minderung mittels Drucklufteinblasung

Der nächste Schritt ist die Übertragung und Anwendung der entwickelten Methode auf eine realistische Triebwerkskonfiguration. Dabei ist zu beachten, dass die Blattspitzenmachzahlen wesentlich höher sind und damit die Strömung kompressibel ist. Ebenso können auf Grund der höheren Drehzahlen und Fan-Durchmesser sowie dem wesentlich kleineren Nebenverhältnis höhere Anzahlen von *RSI*-Moden und vor allem mehrere zugehörige radiale Modenordnungen bei einer *BPF*-Harmonischen ausbreitungsfähig sein.

Im Rahmen des *Sonderforschungsbereiches 557* fanden in enger Zusammenarbeit mit dem *DLR* die Vorbereitungen für ein derartiges Vorhaben statt. Die Umsetzung soll an einem modernen *1:3*-Fan-Modell mit ultrahohem Nebenstromverhältnis (*Ultra High Bypass Ratio*), dem sog. *UHBR*-Fan, im *DLR*-Köln erfolgen.

In den numerischen Vorarbeiten von Steger et al. [113] und [114] zeigte sich, dass auch im Fall des *UHBR*-Fans zusätzliche Sekundärquellen auf den Schaufeloberflächen als Folge der Druckfeldwechselwirkung von Rotor und Einblasstrahl angeregt werden. Es wurden hier sowohl Düsendurchmesser, Axialabstand, Einblasmenge und Umfangsposition variiert. Für das Experiment werden Düsen mit einem Durchmesser von $d_{Düse} = 6,0$ mm vorgeschlagen. Während der Fertigstellung der vorliegenden Arbeit lagen noch keine Versuchsergebnisse vor.

Ein wichtiger Schwerpunkt für weiterführende Arbeiten ist die Entwicklung geeigneter Regelungskonzepte. Hier gibt es schon einige Vorarbeiten. Wünschenswert ist ein schneller Regelungsalgorithmus, der insbesondere auf veränderte Betriebsbedingungen wie der Änderung in der Drehzahl reagiert. Als Grundlage könnte hier das einfache Modell der linearen Phasenbeziehung des Sekundärschallfeldes zur Umfangsposition verwendet werden. Für die Beeinflussung mit zwei Einblasringen existieren noch keine Regelungskonzepte. Auch hier wäre eine schnelle und robuste Regelung wünschenswert, um das System bei veränderten Betriebsbedingungen anzupassen. Das erarbeitete Modell kann auch hier als Grundlage dienen.

Ein weiteres Potential der simultanen Minderung bzw. Nachbildung der spektralen Zusammensetzung des Primärschallfeldes im Sekundärschallfeld liegt in der Schlitzdüse. Hier könnten Düsenanordnungen mit verschiedenen Einblaswinkeln bzgl. der Gehäusewand untersucht werden. Die Schlitze würden dabei gekrümmt ausgearbeitet sein, wobei die konvexe Wölbung in Richtung Hinterkante des Rotors zeigen sollte. Damit ließen sich „weichere“ Störungen auf den Oberflächen der Rotorschaukeln generieren, womit eine impulsartige Anregung mit vielen höheren Harmonischen vermieden würde. In Verbindung mit einem sehr geringen Axialabstand von der Rotorhinterkante könnte zusätzlich die benötigte Einblasmenge drastisch reduziert werden. Evtl. ist es so möglich, gezielt nur eine Komponente ohne Auswirkungen auf andere Schallfeldanteile zu mindern.

Allgemein ist die Methode der aktiven Minderung des Drehklangs mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich sehr maschinenspezifisch, d.h. von den Schaufelgeometrien abhängig. Mit einer Kalibrationsmessung lässt sich das System zwar beschreiben, aber die spektrale Zusammensetzung ist dann bereits vorgegeben. Hier könnten geeignete analytische und numerische Methoden entwickelt werden um die akustischen Eigenschaften während des Auslegungsprozesses zu steuern.

Literaturverzeichnis

- [1] Kurpjuweit, K.: *Krach um BBI Flugrouten*. In: *Tagesspiegel*: <http://www.tagesspiegel.de/zeitung/krach-um-bbi-flugrouten/1938454.html>, 20.09.2010.
- [2] Fröhlich, A.: *15000 Menschen protestieren gegen Flugrouten*. In: *Tagesspiegel*: <http://www.tagesspiegel.de/berlin/15-000-menschen-protestieren-gegen-flugrouten/3726212.html>, 23.1.2011.
- [3] Neumann, P. und Schwenkenbecher, J.: *Gerangel um Flugrouten*. In: *Berliner Zeitung*: <http://www.berlinonline.de/berliner-zeitung/berlin/309598/309599.php>, 8.9.2010.
- [4] Schoelkopf, K.: *Wo die BBI Jets über Berlin fliegen sollen*. In: *Berliner Morgenpost*: <http://www.morgenpost.de/berlin-aktuell/article1390802/Wo-die-BBI-Jets-ueber-Berlin-fliegen-sollen.html>, 7.9.2010.
- [5] Internationale, Zivilluftfahrtorganisation: *International Civil Aviation Organization*. In: *ICAO Anahng 16*: <http://www.icao.int/icao/en/Env2010/Noise.htm>.
- [6] *European Aeronautics: A Vision for 2020 Report of the Group of Personalities*. Luxembourg: Office for Official Publications of the European Communities (ISBN 92-894-0559-7), 2001.
- [7] Smith, M.J.T.: *Aircraft Noise*. Cambridge University Press (ISBN-10: 0521616999), 2004.
- [8] Casalino, D., Diozzi, F., Sannino, R. und Paonessa, A.: *Aircraft noise reduction technologies: A bibliographic review*. *Aerospace Science and Technology*, 12:1–17, 2008.
- [9] Bräunling, W. J. G.: *Flugzeugtriebwerke*. Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, 3. Auflage, 2009.
- [10] Goldstein, M. E.: *Aeroacoustics*. McGraw-Hill International Book Company. New York., 1976.
- [11] Morfey, C.L. und Fisher, M.J.: *Shock-wave radiation from a supersonic ducted rotor*. *The Aeronautical Journal of the Royal Aeronautical Society*, 74:579–585, 1970.
- [12] Hawkings, D.: *Multiple tone generation by transonic compressors*. *Journal of Sound and Vibration*, 17(2):241–250, 1971.
- [13] Fink, M.R.: *Shock wave behaviour in transonic compressor noise generation*. In: *ASME Paper No. 71-GT-7*, 1971.
- [14] Philpot, M. G.: *The Buzz-Saw noise generated by a high duty transonic compressor*. In: *ASME Paper No. 70-GT-54*, 1970.
- [15] Stratford, B.S. und Newby, D.R.: *A new look at the generation of buzz-saw noise*. In:

- AIAA Paper No. 1977-1343*, 1977.
- [16] Tyler, J.M. und Sofrin, T.G.: *Axial flow compressor noise studies*. Transactions of the Society of Automotive Engineers, 70:309–332, 1962.
- [17] Mangiarotty, R. A.: *The reduction of aircraft engine fan-compressor noise using acoustic linings*. Journal of Sound and Vibration, 18(4):565–576, 1971.
- [18] Murray, P.B., Ferrante, P. und Scofano, A.: *Manufacturing process and boundary layer influences on perforate liner impedance*. In: *AIAA Paper No. 2005-284*, 2005.
- [19] Busse, S., Richter, C., Thiele, F.H., Heuwinkel, C., Enghardt, L., Röhle, I., Michel, U., Ferrante, P. und Scofano, A.: *Impedance deduction based on insertion loss measurements of liners under grazing flow conditions*. In: *AIAA Paper No. 2008-3014*, 2008.
- [20] McAlpine, A., Astley, R.J., Hii, V.J.T., Baker, N.J. und Kempton, A.J.: *Acoustic scattering by an axially-segmented turbofan inlet duct liner at supersonic fan speeds*. Journal of Sound and Vibration, 294:780–806, 2006.
- [21] Tester, B.J., Powles, C.J., Baker, N.J. und Kempton, A.J.: *Scattering of sound by liner splices: A Kirchhoff model with numerical verification*. AIAA Journal Paper Nr.: 2009-2017, 44(9):2009–2017, 2006.
- [22] Lawson, M.V.: *Reduction of compressor noise radiation*. Journal of the Acoustical Society of America, 43(1):37–50, 1968.
- [23] Kaji, S. und T, Okazaki.: *Generation of sound by rotor-stator interaction*. Journal of Sound and Vibration, 13 (3):281–307, 1970.
- [24] Envia, E. und Kerschen, E.J.: *Influence of vane sweep on rotor-stator interaction noise*. Technischer Bericht, NASA Report Nr. CR 187052, 1990.
- [25] Woodward, P.R., Elliott, D.M., Hughes, C.E. und Berton, J.J.: *Benefits of swept and leaned stator for fan noise reduction*. In: *AIAA Paper Nr. 1999-0479 (NASA Report Nr.: TM-1998-208661, 1998)*, 1999.
- [26] Envia, E. und Nallasamy, M.: *Design selection and analysis of swept and leaned stator concept*. Journal of Sound and Vibration, 228(4):793–836, 1999.
- [27] Heidelberg, L.J.: *Comparison of tone mode measurements for a forward swept and baseline rotor fan*. In: *AIAA Paper Nr. 2003-3293*, 2003.
- [28] Weir, D.S. und Podboy, G.G.: *Flow measurements and multiple pure tone noise from a forward swept fan*. In: *AIAA Paper Nr. 2005-1200*, 2005.
- [29] Elhadidi, B. und Atassi, H.M.: *Passive noise control by blade lean and sweep*. In: *AIAA Paper Nr. 2004-2999*, 2004.
- [30] Cooper, A.J. und Peake, N.: *Rotor-stator interaction noise in swirling flow: Stator sweep and lean effects*. AIAA Journal, 44(5):981–991, 2006.
- [31] Sawyer, S. und Fleeter, S.: *Passive control of discrete-frequency tones generated by coupled detuned cascades*. Journal of Sound and Vibration, 264:751–773, 2003.
- [32] Kamiyoshi, S. und Kaji, S.: *Tone noise reduction of multi-stage fan by airfoil clocking*

- AIAA-2000-1992. In: *6th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (21th AIAA Aeroacoustics Conference) 12.-14. Juni, Lahaina, Hawaii, USA, 2000.*
- [33] Kamiyoshi, S. und Kaji, S.: *Application of airfoil clocking technology to reduction of multi-stage fan tone - AIAA-2001-2149.* In: *7th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (22th AIAA Aeroacoustics Conference) 28.-30. Mai, Maastricht, Netherlands, 2001.*
- [34] Lueg, P.: *Verfahren zur Dämpfung von Schallschwingungen,* Deutsches Patent Nr.: 655508, 1933.
- [35] Envia, E.: *Fan noise reduction: An overview - AIAA-2001-0661.* In: *39th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 8.-11. Januar, Reno, Nevada, USA, 2001.*
- [36] Neise, W. und Enghardt, L.: *Technology approach to aero engine noise reduction.* Journal of Aerospace Science and Technology, 7:352–363, 2003.
- [37] Sutliff, D.L. und Walker, B.E.: *Multi-mode simultaneous inlet/exhaust active noise control of fan tones - AIAA-2000-1907.* In: *6th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (21th AIAA Aeroacoustics Conference) 12.-14. Juni, Lahaina, Hawaii, USA, 2000.*
- [38] Enghardt, L., Tapken, U., Neise, W., Schimming, P., Maier, R. und Zillmann, J.: *Active control of fan noise from high-bypass ratio aeroengines: Experimental results.* The Aeronautical Journal of the Royal Aeronautical Society, Sep.:501–506, 2002.
- [39] Zillmann, J. und Tapken, U.: *Tonal noise radiation from UHBR fan – Active Control of radiation characteristic - AIAA-2009-3226.* In: *15th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (30th AIAA Aeroacoustics Conference), 11.-13. Mai, Miami, Florida, USA, 2009.*
- [40] Enghardt, L., Raitor, T., Tapken, U. und Giebmanns, A.: *Abschlussbericht - Neuartige aktive/passive Systeme zur Geräuschminderung an Triebwerken - NASGeT.* Technischer Bericht, Forschungsverbund Leiser Verkehr - Förderkennzeichen: 20T0310C, 2009.
- [41] Zillmann, J., Maier, R., Just, W., Borchers, I., Bouty, E., Antoine, H., Enghardt, L. und Tapken, U.: *Active control of fan noise by active stators.* In: *Internoise 2001, 30th International congress on noise control engineering, Den Haag 27.-30. August, 2001.*
- [42] Remington, P., Sutliff, D.L. und Sommerfeldt, S.: *Active control of low-speed fan noise using actuators mounted in stator vanes: Part 1: Control system design and implementation - AIAA-2003-3190.* In: *9th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (24th AIAA Aeroacoustics Conference), 12.-14. Mai, Hilton Head, South Carolina, USA, 2003.*
- [43] Walker, B.E., Hersh, A.E., Rice, E.J. und Celano, J.: *Active control of low-speed fan noise using actuators mounted in stator vanes: Part 2: Novel error sensing concepts - AIAA-2003-3191.* In: *9th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (24th AIAA Aeroacoustics Conference), 12.-14. Mai, Hilton Head, South Carolina, USA, 2003.*
- [44] Sutliff, D.L., Remington, P.J. und Walker, B.: *Active control of low-speed fan noise using actuators mounted in stator vanes: Part 3: Results - AIAA-2003-3193.* In: *9th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (24th AIAA Aeroacoustics Conference), 12.-14. Mai, Hilton Head, South Carolina, USA, 2003.*
- [45] Genoulaz, N., Julliard, J., Bouty, E., Maier, R., Zillmann, J., Drobietz, R., Enghardt,

- L., Moreau, A., Roure, A. und Winninger, M.: *Experimental validation of an active stator technology reducing modern turbofan engine noise - AIAA-2007-3688*. In: *13th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (28th AIAA Aeroacoustics Conference)*, 21.-23. Mai, Rom, Italien, 2007.
- [46] Gorny, L. J., Koopmann, G. H., Neise, W. und Lemke, O.: *Attenuation of Ducted Axial Propulsors Blade Tone Noise Using Adaptively Tunable Resonators - AIAA-2007-3529*. In: *13th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (28th AIAA Aeroacoustics Conference)* 21.-23. Mai, Rom, Italien, 2007.
- [47] Gorny, L. J., Koopmann, G. H., Neise, W. und Lemke, O.: *Modeling of adaptively tunable flow driven resonators for axial fan blade tone noise attenuation*. In: *Noise-Con, Reno, Nevada, USA, 22.-24. October, 2007*.
- [48] Gorny, L.J. und Koopmann, G.H.: *Axial fan blade tone cancellation using optimally tuned quarter wavelength resonators*. *Journal of Vibration and Acoustics*, 131:13, April 2009.
- [49] Gorny, L. J.: *Sound Attenuations of Axial Fan Blade Tones using Flow-Driven tunable Resonator Arrays*. Dissertation, Pennsylvania State University, 2009.
- [50] Smith, J.P. und Burdisso, R.A.: *Experiments with fixed and adaptive Herschel-Quincke waveguides on the Pratt and Whitney JT15D Engine*. Technischer Bericht, NASA Report Nr. CR 211430, 2002.
- [51] Riva, D.H. de la, Burdiss, R. und Ng, W.: *Aft Fan Noise Control Using Herschel/Quincke-Liner Systems*. In: *AIAA Paper Nr. 2005-3071*, 2005.
- [52] Polacsek, C. und Desbois-Lavergne, F.: *Fan interaction noise reduction using a wake generator: Experiments and computational aeroacoustics*. *Journal of Sound and Vibration*, 265:725–743, 2003.
- [53] Kota, V. und Wright, M.C.M.: *Wake generator control of inlet flow to cancel flow distortion noise*. *Journal of Sound and Vibration*, 295:94–113, April 2006.
- [54] Leitch, T.A., Saunders, C.A. und Ng, W.F.: *Reduction of unsteady stator-rotor interaction using trailing edge blowing - AIAA-1999-1952*. In: *5th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (20th AIAA Aeroacoustics Conference)* 10.-12. Mai, Bellevue, Washington, USA, 1999.
- [55] Leitch, T.A., Saunders, C.A. und Ng, W.F.: *Reduction of unsteady stator-rotor interaction using trailing edge blowing*. *Journal of Sound and Vibration*, 235(2):235–245, 1999.
- [56] Rao, N.M., Feng, J., Burdisso, R.A. und Ng, W.F.: *Experimental demonstration of active flow control to reduce unsteady stator-rotor interaction*. *AIAA Journal*, 39(3):258–464, 2001.
- [57] Sutliff, D.L., Tweedt, D.L., Fite, E.B. und Envia, E.: *Low-speed fan noise with trailing edge blowing - AIAA-2002-2492*. In: *8th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (23th AIAA Aeroacoustics Conference)*, 17.-19. June, Breckenridge, Colorado, USA, 2002.
- [58] Halasz, C., Arntz, D., Burdisso, R.A. und Ng, W.F.: *Fan flow control for noise reduction part 1: Advanced trailing edge blowing concepts - AIAA-2005-3025*. In: *11th*

- AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (26th AIAA Aeroacoustics Conference), 23.-25. Mai 2005, Monterey, California, USA, 2005.*
- [59] Langford, M.D., Minton, C., Ng, W.F., Estevadeordal, J. und Burdisso, R.A.: *Fan flow control for noise reduction part 2: Investigation of wake-filling techniques - AIAA-2005-3026*. In: *11th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (26th AIAA Aeroacoustics Conference), 23.-25. Mai 2005, Monterey, California, USA, 2005.*
- [60] Langford, M.D., Minton, C., Ng, W.F., Burdisso, R.A. und Halasz, C.: *Fan flow control for noise reduction part 3: Rig testing of optimal design - AIAA-2005-3027*. In: *11th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (26th AIAA Aeroacoustics Conference), 23.-25. Mai 2005, Monterey, California, USA, 2005.*
- [61] Fite, E.B., Woodward, R.P. und Podboy, G.G.: *Effect of Trailing Edge Flow Injection on Fan Noise and Aerodynamic Performance - AIAA-2006-2844*. In: *3rd AIAA Flow Control Conference, 5.-8. Juni, San Francisco, California, USA, 2006.*
- [62] Woodward, R.P. und Podboy, E.B. Fite G.G: *Effect noise benefits of rotor trailing edge blowing for a model turbofan - AIAA-2007-1241*. In: *45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 8. - 11. Januar , Reno, Nevada, USA, 2007.*
- [63] Sawyer, S.D. und Fleeter, S.: *Active control of discrete frequency noise using a rotary-valve actuator*. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 122:226–232, April 2000.
- [64] King, R.: *Active Flow Control Conference 2006 Sep. 27.-29. Berlin*, Band 95. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, notes on numerical fluid mechanics and multidisciplinary design. Auflage, 2007.
- [65] King, R.: *Active Flow Control II Conference 2010 May 26.-28. Berlin*, Band 108. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, notes on numerical fluid mechanics and multidisciplinary design. Auflage, 2010.
- [66] Schulz, J.: *Aktive Geräuschkinderung des Drehklangs axialer Turbomaschinen durch Strömungsbeeinflussung*. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2004.
- [67] Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Active Control of the Blade Passage frequency Noise Level of an Axial Fan with Aerodynamic Sound Sources*. *Noise Control Engineering Journal*, 54(1):33–40, 2006.
- [68] Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Active Control of the Blade Passage Frequency Noise Level of an Axial Fan with Aeroacoustic Sound sources*. In: *Fan Noise, Senlis, France, 23.-25. September, 2003.*
- [69] Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Active Noise Control in Axial Turbomachines by Flow Induced Secondary Sources - AIAA-2002-2493*. In: *8th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (23th AIAA Aeroacoustics Conference), 17.-19. Juni, Breckenridge, Colorado, USA, 2002.*
- [70] Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Aktive Beeinflussung des Drehklangs axialer Turbomaschinen*. In: *27. Jahrestagung für Akustik - DAGA, Hamburg 26.-29. März, 2001.*
- [71] Schulz, J., Schönbeck, R., Neuhaus, L., Neise, W. und Möser, M.: *Aktive Beeinflussung des Betriebsverhaltens und des Drehklangs axialer Turbomaschinen*. In: *Ventilatoren:*

- Entwicklung - Planung - Betrieb*, Nummer ISBN 3-18-091591-9, Seiten 123–137. 4. VDI Fachtagung Ventilatoren, Braunschweig, 20./21. Februar, 2001.
- [72] Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Aktive Beeinflussung des Drehklangs axialer Turbomaschinen*. In: *28. Jahrestagung für Akustik - DAGA, Bochum 4.-7. März, 2002*.
- [73] Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Experimental Investigation of Active Control of the Tonal Noise Components of Axial Turbomachinery with Flow Control*. In: *30. Jahrestagung für Akustik / 7. Congrès Francais d'Acoustique, CFD/DAGA 2004, Straßburg, 22.-25. März, 2004*.
- [74] Kristic, M. und Wang, H.H.: *Stability of extremum seeking feedback for general non-linear dynamic systems*. *Automatica*, 36:595–601, 2000.
- [75] Garwon, M., Schulz, J., Satriadarma, B., King, R., Möser, M. und Neise, W.: *Adaptive and Robust Control for the Reduction of Tonal Noise Components of Axial Turbomachinery with Flow Control*. In: *30. Jahrestagung für Akustik / 7. Congrès Francais d'Acoustique, CFD/DAGA 2004, Straßburg, 22.-25. März, 2004*.
- [76] Lemke, O., Becker, R., Neise, W., Möser, M. und King, R.: *Aktive Minderung des Drehklangs axialer Turbomaschinen durch Strömungsbeeinflussung unter Einsatz einer Mehrgrößenregelung*. In: *Ventilatoren: Entwicklung - Planung - Betrieb*, Nummer ISBN 3-18-091922-1. 5. VDI Fachtagung Ventilatoren, Braunschweig, 7./8. März, 2006.
- [77] Lemke, O., Becker, R., Feuerbach, G., Neise, W., King, R. und Möser, M.: *Active Blade Tone Control in Axial Turbomachines by Flow Induced Secondary Sources in the Blade Tip Regime*. In: *Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design*, Band 95, Seiten 391–407. Active Flow Control Conference 2006 Sep. 27.-29. Berlin. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [78] Lemke, O., Becker, R., Neise, W., King, R. und Möser, M.: *Reduction of Axial Turbomachinery Tonal Noise by Means of Flow Induced Secondary Sources Using an Extremum-Seeking Control Technique*. *International Journal Aeroacoustics*, 6(1):31–43, 2007.
- [79] Lemke, O., Enghardt, L., Neise, W. und Möser, M.: *Phasenbeziehung für die aktive Minderung des Drehklangs axialer Turbomaschinen bei Verwendung aeroakustischer Gegenschallquellen*. In: *33. Jahrestagung für Akustik - DAGA, Stuttgart 19.-22. März, 2007*.
- [80] Lemke, O., Muminovic, R., Neise, W., Enghardt, L., King, R. und Möser, M.: *Regelungskonzept zur aktiven Minderung des Drehklangs axialer Turbomaschinen bei Verwendung aeroakustischer Gegenschallquellen*. In: *36. Jahrestagung für Akustik - DAGA, Berlin 15.-18. März, 2010*.
- [81] Lemke, O., Neise, W., Enghardt, L., King, R., Muminovic, R. und Möser, M.: *Closed Loop Blade Tone Control in Axial Turbomachines by Flow Induced Secondary Sources in the Blade Tip Regime*. In: *Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design*, Band 108, Seiten 143–156. Active Flow Control II Conference 2010 May 26.-28. Berlin. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- [82] Gelb, A.: *Applied optimal estimation*. 10th printing, The M.I.T. Press, Cambridge, Massachusetts and London, England, 1988.

- [83] Eck, B.: *Ventilatoren - Entwurf und Betrieb der Radial-, Axial- und Querstromventilatoren*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 5. Auflage, 1972.
- [84] Lakshminarayana, B.: *Fluid Dynamics and Heat Transfer of Turbomachinery*. John Wiley & Sons Inc. New York, 1996.
- [85] Lighthill, M.J.: *On Sound Generated Aerodynamically. I General Theory*. In: *Proceedings of the Royal Society 211(A), London, pp. 564 - 587*, 1952.
- [86] Curle, N.: *The Influence of Solid Boundaries Upon Aerodynamic Sound*. In: *Proceedings of the Royal Society 231, London, pp. 505 - 514*, 1955.
- [87] Williams, J.E. Ffowcs und Hawkings, D. L.: *Sound Generated by Turbulence and Surfaces in Arbitrary Motion*. Philosophical Transactions of the Royal Society (London), A264:321–342, 1969.
- [88] Goldstein, M. E.: *Unified approach to aerodynamic sound generation in the presence of solid boundaries*. Journal of the Acoustical Society of America, 56:497–509, 1974.
- [89] Neise, W. und Michel, U.: *Aerodynamic Noise of Turbomachines*. Deutsche Forschungsanstalt für Luft- und Raumfahrt e.V., DLR, Abt. Turbulenzforschung, 1994.
- [90] Neise, W.: *Lärm und Lärmbekämpfung bei Ventilatoren - Eine Bestandsaufnahme*. Technischer Bericht, DFVLR-Forschungsbericht 80-16, 1980.
- [91] Cumpsty, N. A.: *Tone Noise From Rotor/Stator Interactions in High Speed Fans*. Journal of Sound and Vibration, 24 (3):393–409, 1972.
- [92] Munjal, M.L.: *Acoustics of ducts and mufflers*. John Wiley & Sons, 1987.
- [93] Ehrenfried, K.: *Strömungsakustik Skript zur Vorlesung*. Reihe Berliner Hochschulschriften. Mensch & Buch Verlag Berlin, 2004.
- [94] Michel, U.: *Strömungsakustik, Skript zur Vorlesung an der BTU Cottbus SS 2006*. BTU Cottbus, 2006.
- [95] DIN EN ISO 5136: *Akustik - Bestimmung der von Ventilatoren und anderen Strömungsmaschinen in Kanäle abgestrahlte Schallleistung - Kanalverfahren (ISO 5136 - 2003), Deutsche Fassung*. 2003.
- [96] Enghardt, L., Tapken, U., Neise, W., Schimming, P., Maier, R. und Zillmann, J.: *Active control of fan noise from high-bypass ratio aeroengines Experimental results*. In: *7th International Congress on Sound and Vibration, Paper No. I-195. Germany, Garmisch-Partenkirchen 2000*.
- [97] Tapken, U. und Enghardt, L.: *Optimization of sensor arrays for radial mode analysis in flow ducts - AIAA-2006-2638*. In: *12th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (27th AIAA Aeroacoustics Conference), 8.-10. Mai, Cambridge, Massachusetts, USA, 2006*.
- [98] Tapken, U., Bauers, R., Arnold, F. und Zillmann, J.: *Turbomachinery Exhaust Noise Radiation Experiments - Part2: In-Duct and Far-Field Mode Analysis, AIAA-2008-2858*. In: *14th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (29th AIAA Aeroacoustics Conference), 5.-7. Mai, Vancouver, British Columbia, Canada, 2008*.
- [99] Tapken, U., Raitor, T. und Enghardt, L.: *Tonal Noise Radiation from an UHBR Fan - Optimized In-Duct Radial Mode Analysis - AIAA-2009-3288*. In: *15th AIAA/CEAS*

- Aeroacoustics Conference (30th AIAA Aeroacoustics Conference), 11.-13. Mai, Miami, Florida, USA, 2009.*
- [100] Ashcroft, G., Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Numerical modelling of wake-jet interaction with application to active noise control in turbomachinery.* In: *10th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (25th AIAA Aeroacoustics Conference), 10.-12. Mai, Manchester, UK, 2004.*
- [101] Fuchs, M.: *Experimentelle Untersuchung der Beeinflussung der Schaufelumströmung an einem zweidimensionalen Modell eines axialen Gitters durch Drucklufteinblasung im Bereich der Schaufelspitzen.* Diplomarbeit, TU Berlin, 2001.
- [102] Schulz, J., Fuchs, M., Neise, W. und Möser, M.: *Active Flow Control to Reduce the Tonal Noise Components of Axial Turbomachinery - AIAA-2002-2949.* In: *1st AIAA Flow Control Conference, 24.-26. Juni, St. Louis, Missouri, USA, 2002.*
- [103] Kausche, P.: *Messtechnische Untersuchungen zum Wirkmechanismus der aktiven Geräuschkinderungen des Drehklangs eines Axialventilators durch stationäre Drucklufteinblasung.* Diplomarbeit, Technische Universität Berlin, 2008.
- [104] Lemke, O., Neise, W. und Möser, M.: *Aktive Minderung höherer Harmonischer des Drehklangs axialer Turbomaschinen durch Strömungsbeeinflussung.* In: *32. Jahrestagung für Akustik - DAGA, Braunschweig 20.-23. März, 2006.*
- [105] Lemke, O., Neise, W., Enghardt, L. und Möser, M.: *Control of Higher-Order Modes at Blade Passage Frequency Harmonics of Axial Turbomachines by Steady Air Jet Actuation.* In: *Fan Noise, Lyon, France, 17.-19. September, 2007.*
- [106] Lemke, O., Neise, W., Enghardt, L. und Möser, M.: *Control of tonal fan noise using flow induced secondary sound sources generated by air jet actuation - AIAA-2009-3227.* In: *15th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (30th AIAA Aeroacoustics Conference), 11.-13. Mai, Miami, Florida, USA, 2009.*
- [107] Lemke, O., Neise, W., Enghardt, L. und Möser, M.: *Control of tonal fan noise using flow induced secondary sound sources generated by air jet actuation.* *International Journal Aeroacoustics*, 10(5-6), Oktober-Dezember 2011.
- [108] Neuhaus, L. und Neise, W.: *Active Control of the Aerodynamic and Acoustic Performance of Axial Turbomachines - AIAA-2002-2499.* In: *8th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (23th AIAA Aeroacoustics Conference), 17.-19. Juni, Breckenridge, Colorado, USA, 2002.*
- [109] Neuhaus, L. und Neise, W.: *Active Control to Improve the Aerodynamic Performance and Reduce the Tip Clearance Noise of Axial Turbomachines - AIAA-2005-3073.* In: *11th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (26th AIAA Aeroacoustics Conference), 23.-25. Mai, Monterey, California, USA, 2005.*
- [110] Neuhaus, L. und Neise, W.: *Active Control to Improve the Aerodynamic Performance and Reduce the Tip Clearance Noise of Axial Turbomachines with Steady Air Injection into the Tip Clearance Gap.* In: *Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design*, Band 95, Seiten 293–308. *Active Flow Control Conference 2006*, Sep. 27.-29. Berlin. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.

- [111] Lemke, O., Enghardt, L., Neise, W. und Möser, M.: *Gleichzeitige Kontrolle zweier Drehklangkomponenten in einer axialen Turbomaschine bei Verwendung aeroakustischer Gegenschallquellen*. In: *34. Jahrestagung für Akustik - DAGA, Dresden 15.-18. März, 2008*.
- [112] Hanson, D. B.: *Acoustic Reflection and Transmission of 2-Dimensional Rotors and Stators, Including Mode and Frequency Scattering Effects*. Technischer Bericht CR 1999-208880, PWA 642-107, National Aeronautics and Space Administration - NASA - Glenn Research Center, 1999.
- [113] Steger, M., Michel, U., Ashcroft, G. und Thiele, F.: *Turbofan Tone Noise Reduction by Flow-Induced Unsteady Blade Forces*. In: *Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design*, Band 108, Seiten 157–170. Active Flow Control II Conference 2010 May 26.-28. Berlin. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- [114] Steger, M., Michel, U., Ashcroft, G. und Thiele, F.: *Tone Noise Reduction of a Turbofan Engine by Additional Aerodynamical Blade Forces - AIAA-2010-3982*. In: *16th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (31th AIAA Aeroacoustics Conference), 7.-9. Juni, Stockholm, Schweden, 2010*.
- [115] Lemke, O., Schulz, J., Neise, W. und Möser, M.: *Aktive Minderung des Drehklangs axialer Strömungsmaschinen durch Strömungsbeeinflussung*. In: *31. Jahrestagung für Akustik - DAGA, München 14.-17. März, 2005*.
- [116] Lemke, O.: *Untersuchungen der Strömung eines Axialventilators im Laufradbereich mit Hilfe der X-Drahtmesstechnik*. Diplomarbeit, Technische Universität Berlin, 2004.
- [117] Rademaker, E. R., Sijtsma, P. und Tester, B. J.: *Mode detection with an optimised array in a modal turbofan engine intake at varying shaft speeds - AIAA-2001-2181*. In: *7th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference and Exhibit, 28.-30. Mai, Maastricht, Netherlands, 2001*.
- [118] Stoer, J. und Bulirsch, R.: *Numerische Mathematik 2*. Springer Verlag (ISBN: 978-3-540-23777-8), 5. Auflage, 2005.
- [119] Deuffhard, P. und Hohmann, A.: *Numerische Mathematik I - Eine algorithmisch orientierte Einführung*. De Gruyter Lehrbuch (ISBN 3-11-017182-1), 3. Auflage, 2002.
- [120] Arnold, F.: *Experimentelle und numerische Untersuchung zur Schalleistungsbestimmung in Strömungskanälen*. VDI-Fortschritt-Berichte ,Reihe 7, Strömungstechnik, Nr. 353, VDI-Verlag GmbH Düsseldorf, Dissertation TU Berlin, 1999.
- [121] Schade, H. und Kunze, E.: *Strömungslehre*. Walter de Gryter Verlag, Berlin-New York, 1989.
- [122] Schlichting, H. und Truckenbrodt, E.A.: *Aerodynamik des Flugzeuges, Band I, Grundlagen aus der Strömungsmechanik*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage.

Anhänge

A Weitere Ergebnisse zur aktiven Minderung des Drehklangs mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich

In diesem Abschnitt werden weitere Untersuchungen aus der Projektlaufzeit aufgeführt, die einen zusätzlichen Beitrag zum globalen Verständnis der aktiven Minderung des Drehklangs mittels Drucklufteinblasung in den Blattspitzenbereich liefern oder deren Ergebnisse Anregungen für weitere Untersuchungen bieten könnten.

A.1 Einfluss des Axialabstandes der Düsen auf das angeregte Sekundärschallfeld

In Abschnitt 4.1 wird die Anregung der Sekundärschallquellen für die Einblasung zwischen Rotor und Stator auf die Wechselwirkung der Druckfelder von Rotor und Einblasstrahlen zurückgeführt. Damit ist der Axialabstand $\Delta x/c$ der Einblasdüsen von der Hinterkante der Rotorschaukeln an der Blattspitze ein bedeutender Parameter für den gesamten Wirkmechanismus. Bereits in der Arbeit von Schulz [66] wurde der Einfluss des Axialabstandes diskutiert. Allerdings zielte die Vergrößerung des Axialabstandes darauf ab, die Anhebung der höheren *BPF*-Harmonischen bei gezielter Beeinflussung der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} als unerwünschten Nebeneffekt zu mindern.

Für die zylindrische Düsenkonfiguration mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$ (radiale Einblasung) ist die axiale Position in neun Punkten im Bereich von $0,05 \leq \Delta x/c \leq 0,35$ bezogen auf die Profilhöhe c der Rotorschaukeln an der Blattspitze variiert worden. Dazu wurden die in Abschnitt 3.3.1 vorgestellten austauschbaren Kanalsektionen im einfachen Drehkanal verwendet. Der Axialabstand zwischen Rotorhinter- und Statorvorderkante an der Blattspitze beträgt $\Delta x/c = 0,72$ (vgl. Tabelle 3.1).

Für vier ausgewählte Positionen¹ von $\Delta x/c = 0,10; 0,15; 0,20$ und $0,25$ sind jeweils in Abbildung A.1 die Konturdarstellungen für die Änderung der Schalleistung der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} aufgeführt. Die wesentlichen Effekte sollen an diesen beiden *RSI*-Moden untersucht werden. Die Konturen zeigen für alle axialen Positionen die bekannte Topologie im akustischen Verhalten bei Einblasung, wie sie im bereits diskutierten Fall bei einer Axialposition von $\Delta x/c = 0,13$ auch in Abbildung 5.3 zu beobachten war. Eingezeichnet sind jeweils die Verläufe der lokalen Minima in Abhängigkeit der Einblasmenge auf dem Messgitter, die Umfangsposition des jeweiligen globalen Minimums (waagerechte gestrichelte Linie) sowie die 0 dB-Isolinie.

¹Die Axialpositionen $\Delta x_I/c = 0,10$ und $\Delta x_{II}/c = 0,15$ entsprechen den axialen Ringpositionen des doppelten Drehkanals zur simultanen Kontrolle zweier Drehklangkomponenten aus Abschnitt 6.

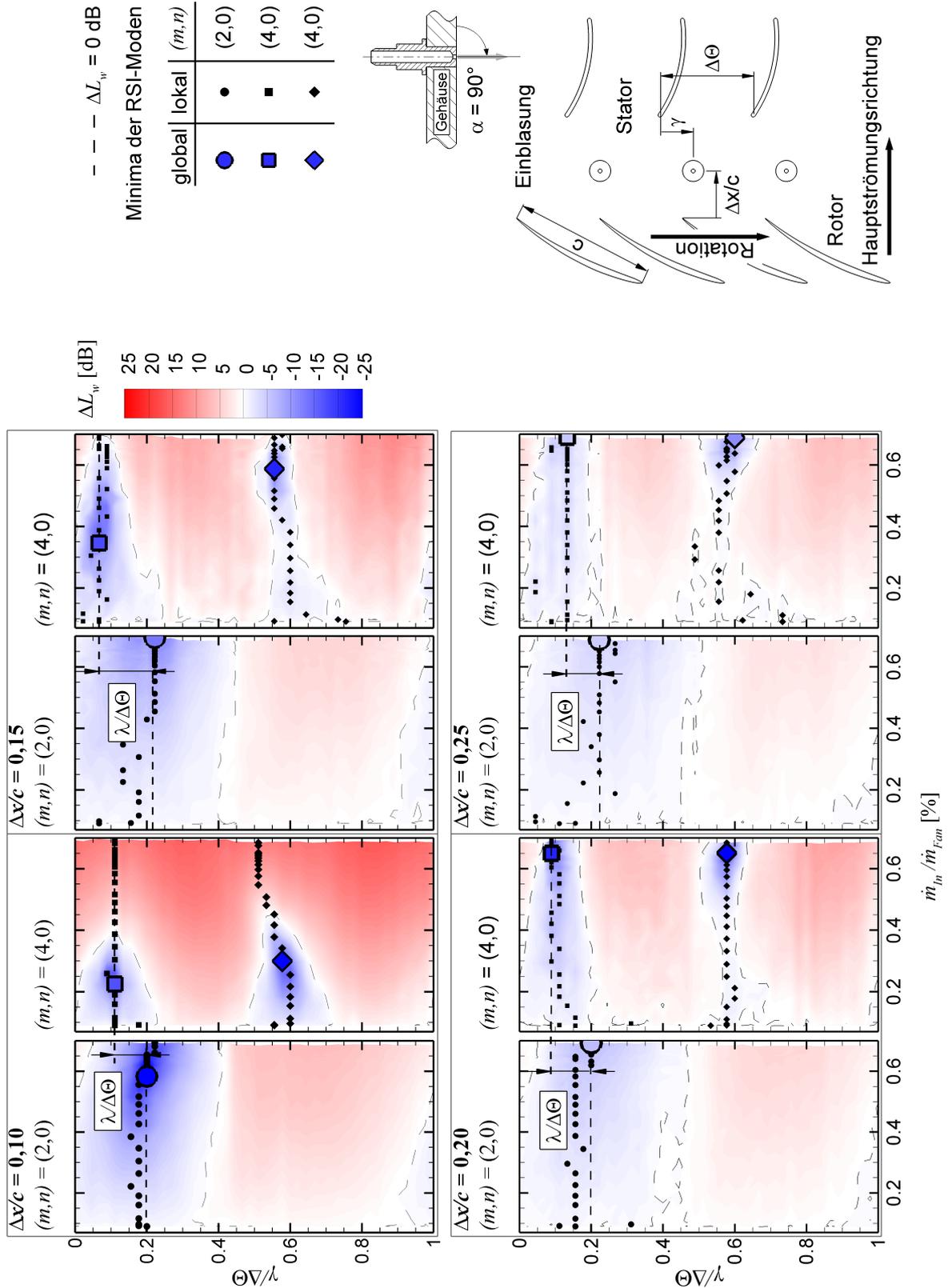


Abb. A.1: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der *RSI*-Moden $(m,n) = (2,0)$ und $(4,0)$ für die ersten beiden *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ bei Variation des Axialabstandes der Düsen von der Rotorhinterkante $\Delta x/c$. Zusätzlich sind die lokalen/globalen Minima eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

In den Darstellungen sind mit zunehmendem Axialabstand für beide tonale Komponenten eine Abnahme sowohl in den erreichbaren Pegelminderungen als auch in den Pegelüberhöhungen zu beobachten. So wird z.B. im Fall bei $\Delta x/c = 0,10$ das Minimum der *RSI*-Mode $(2,0)$ bei einer Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,58\%$ erreicht. Damit liegt die benötigte Einblasmenge um $0,1\%$ unter dem ausführlich diskutierten Fall bei $\Delta x/c = 0,13$ von Abbildung 5.3. Ebenso werden die globalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (4,0)$ bei geringeren Einblasmengen erreicht. Damit ist die Düsenposition bei $\Delta x/c = 0,10$ in Bezug auf die Einblasmenge effektiver als bei $\Delta x/c = 0,13$.

Bei einer Steigerung von nur 5% des Axialabstandes kann für den Fall bei $\Delta x/c = 0,15$ das globale Minimum der *RSI*-Mode $(m, n) = (2,0)$ nur für die maximale betrachtete Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,68\%$ erreicht werden. Die Minderung reduziert sich drastisch und beträgt nur noch $\Delta L_{w,(2,0)} = -13,0$ dB gegenüber $\Delta L_{w,(2,0)} = -44,9$ dB bei $\Delta x/c = 0,10$. In ähnlicher Weise verhält sich die *RSI*-Mode $(m, n) = (4,0)$. Die benötigte Einblasmenge zur Amplitudenanpassung steigt mit zunehmendem Axialabstand, bis auch hier die maximale Einblasmenge erreicht ist. Für die Axialposition $\Delta x/c = 0,25$ können nur noch Minderungen von $\Delta L_{w,(2,0)} = -4,5$ dB sowie $\Delta L_{w,(4,0)} = -5,0$ dB bzw. $\Delta L_{w,(4,0)} = -11,1$ dB für die jeweiligen *RSI*-Moden bei der maximal betrachteten Einblasmenge erreicht werden.

Im Fall der zweiten lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (4,0)$ zeigt sich eine starke Abhängigkeit der Umfangsposition von der Einblasmenge für die dicht hinter dem Rotor platzierte Düsenposition. Dieser Effekt ist auf die Stromaufwirkung des Stators auf die Einblasstrahlen zurückzuführen. Die leicht veränderte Strahlposition hat eine Rückwirkung auf den Anregemechanismus. Mit zunehmendem Axialabstand nimmt der Einfluss dieses Effektes auf die Phasenlage des Sekundärschallfeldes der *RSI*-Mode $(m, n) = (4,0)$ ab, obwohl die Stromaufwirkung des Stators auf den Einblasstrahl zunimmt, da der Abstand zwischen den Düsen und dem Stator geringer wird. Durch die zunehmende Entfernung der Düsen vom Rotor wird die Quellverteilung auf dem Rotor durch diesen Effekt jedoch nicht mehr sonderlich beeinflusst, da sich die Stromaufwirkung des Freistrahls auf den Rotor insgesamt und damit die Wechselwirkung beider Druckfelder abschwächt.

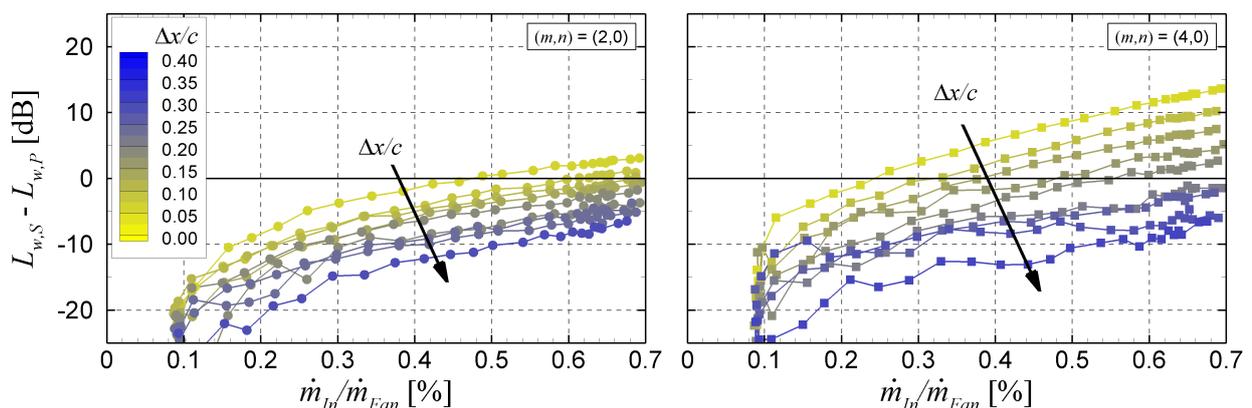


Abb. A.2: Variation des Axialabstandes $\Delta x/c$ für den Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$. Differenz von Schalleistung $L_{w,S} - L_{w,P}$ zwischen Sekundär- und Primärschallfeld in Abhängigkeit der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ für die *RSI*-Moden $(m, n) = (2,0)$ bei (*links*) und $(m, n) = (4,0)$ (*rechts*) bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} .

Die Abnahme der erreichbaren Pegelminderungen mit zunehmendem Axialabstand ist eine Folge der schwächeren Amplitude im Sekundärschallfeld, da die Wechselwirkung zwischen den Druckfeldern von Rotor und Düsenfreistrahlen schwächer ausfällt. Einen detaillierten Einblick zeigt die Abbildung A.2. Hier ist der Einfluss des Axialabstandes $\Delta x/c$ auf den Schalleistungspegel des Sekundär- gegenüber dem Primärschallfeld für die *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ (*links*) und $(m, n) = (4, 0)$ (*rechts*) über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ dargestellt. Die farbige Kontur der Linien ist den Axialabständen zuzuordnen. Dabei nimmt der Axialabstand $\Delta x/c$ von gelb nach blau zu.

Im Fall des geringsten Axialabstandes von $\Delta x/c = 0,05$ wird der zur Amplitudenanpassung benötigte Pegel im Sekundärschallfeld für eine Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,47\%$ für die *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und bei $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,24\%$ für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ erreicht. Bei der maximal betrachteten Einblasmenge besteht für die *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ eine Amplitudenüberhöhung von ca. 3 dB gegenüber dem Primärschallfeld. Mit zunehmendem Axialabstand fällt diese Überhöhung jedoch rapide ab. Für $\Delta x/c = 0,28$ liegt der maximal erreichbare Pegel in der Schalleistung des Sekundärschallfeldes ca. 6 dB unter dem des Primärschallfeldes, so dass nur noch eine Teilauslöschung möglich ist. Für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ wird für die dichteste Position eine Amplitudenüberhöhung von 15 dB erreicht. Bei dem größten Axialabstand liegt der maximale Pegel 5 dB unter dem benötigten Pegel für eine Amplitudenanpassung. Die Kurven sind über einen breiteren Bereich gestreut, allerdings fällt die Streuung für die *RSI*-Mode (4,0) stärker aus, d.h. eine Änderung im Axialabstand hat hier größere Auswirkungen auf den erreichbaren Pegel im Sekundärschallfeld.

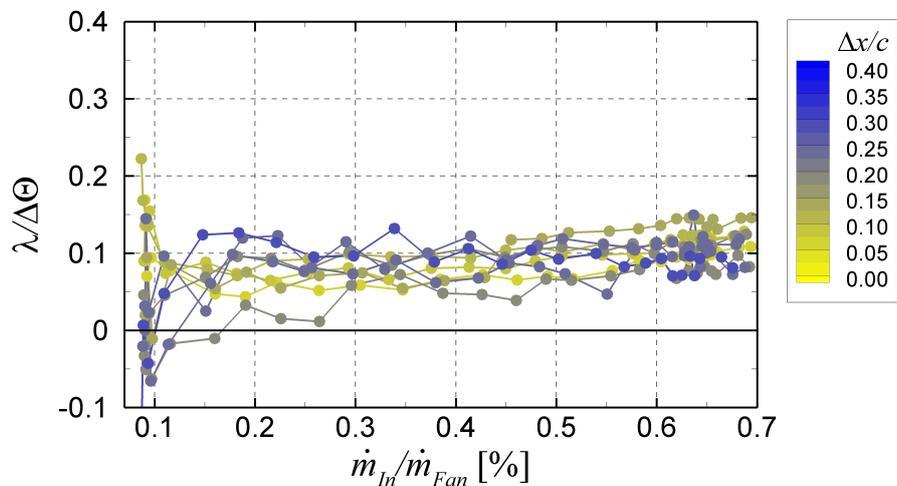


Abb. A.3: Abstand in den Umfangspositionen der lokalen Minima $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} als Funktion der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ in Abhängigkeit des Axialabstandes $\Delta x/c$ bei einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$.

Der Einfluss des Axialabstandes $\Delta x/c$ auf die spektrale Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes ist in Abbildung A.3 dargestellt. Aufgetragen ist der Abstand $\lambda/\Delta\Theta$ zwischen den auf den gegenphasigen Zustand ($\Delta\phi_{(m,n)} = 180^\circ$) zurückgerechneten Umfangspositionen der lokalen Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Die Werte streuen in einem Bereich von $0,05 \leq \lambda/\Delta\Theta \leq 0,15$, wobei für kleine Axialabstände die Verläufe nahezu identisch sind. Erst mit zunehmendem

Axialabstand wird die Streuung der Werte größer. Für die größeren Axialabstände ist insbesondere bei geringen Einblasmengen die Wechselwirkung zwischen den Druckfeldern von Rotor und Einblasstrahlen sehr schwach. Hier wirken sich kleine Störungen im Druckfeld, wie z.B. Abweichungen der Einblasmengen der Düsen untereinander auf Grund fertigungsbedingter Unregelmäßigkeiten in den Ventilen, besonders stark auf das generierte Sekundärschallfeld aus.

Im Folgenden sollen die optimalen Einblasmengen der globalen Minima in Abhängigkeit der Axialposition im Detail betrachtet werden. Dazu ist in Abbildung A.4 die Änderung des Schalleistungspegels der betrachteten *RSI*-Moden als Konturdarstellung über der Einblasmenge und dem Axialabstand aufgetragen. Für jede Position $\Delta x/c$ sind die Daten an den Umfangspositionen des globalen Minimums der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ (*links*) und des ersten globalen Minimums der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ (*rechts*) entlang der gestrichelten Linien in Abbildung A.1 extrahiert worden. Bezüglich der Axialposition liegen nur neun Messstellen vor, so dass die Konturdarstellung eine Interpolation der Messdaten auf dem ebenfalls eingezeichneten Messgitter zeigt. Eingezeichnet ist der Verlauf der $A_S/A_P = 1$ -Isolinie (Punkt-Strich Linie) für die Amplitudengleichheit von Primär- und Sekundärschallfeld. Links dieser Isolinie sind die Sekundärpegel größer, rechts der Linie kleiner als die Pegel im Primärschallfeld.

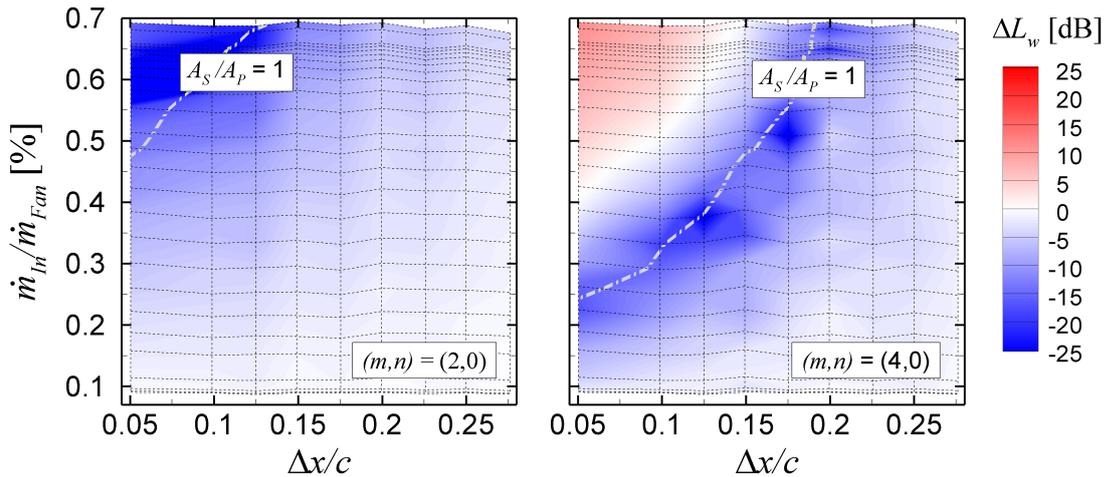


Abb. A.4: Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der *RSI*-Moden $(m, n) = (2, 0)$ (*links*) und $(4, 0)$ (*rechts*) bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} für die Umfangsposition des jeweiligen globalen Minimums. Ergebnisse in Abhängigkeit des Axialabstandes $\Delta x/c$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ bei einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$.

Deutlich zu erkennen ist der Zusammenhang zwischen der optimalen Einblasmenge und der Axialposition, bei der die Amplituden und die Phasen im Sinne einer destruktiven Überlagerung angepasst sind. Mit zunehmendem Axialabstand nimmt die optimale Einblasmenge überproportional zu, d.h. zum Erreichen der gleichen Minderung bei erhöhtem Axialabstand muss die Einblasmenge wesentlich erhöht werden. Im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ ist dieser Bereich sehr klein. Für Axialpositionen von $\Delta x/c > 0,13$ reicht die maximale betrachtete Einblasmenge nicht mehr aus, um das Primärschallfeld komplett auszulöschen. Für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ ist dies ab einem Axialabstand von $\Delta x/c > 0,2$ der Fall. Insgesamt stellen diese Ergebnisse einen indirekten Nachweis für den Anregemechanismus auf Basis der Druckfeldwechselwirkung zwischen Rotor und Einblasstrahl dar.

Die axiale Düsenposition wirkt sich auch auf das Verhalten im Breitbandrauschen aus, dessen Änderung $\Delta L_{p,BBR}$ gegenüber dem Grundrauschen in Abbildung A.5 dargestellt ist. Im linken Bild sind die Verläufe bei der maximal betrachteten Einblasmenge über der Umfangsposition innerhalb einer Statorpassage für jede Axialposition dargestellt. Auch hier ist der Axialabstand über die farbliche Änderung in den Kurven als Parameter hinterlegt. Das rechte Bild von Abbildung A.5 zeigt den Verlauf des Pegelmaximums im Breitbandrauschen sowie die zugehörige Position in Abhängigkeit von Umfangs- und Axialposition. Es können drei wesentliche Änderungen beobachtet werden. Mit zunehmendem Axialabstand steigt der Maximalwert des Rauschniveaus an. Dabei verschiebt sich die Position des Maximums zur Druckseite der nächsten Statorschaufel, wobei sich insgesamt die glockenförmige Kurve an der Basis verjüngt.

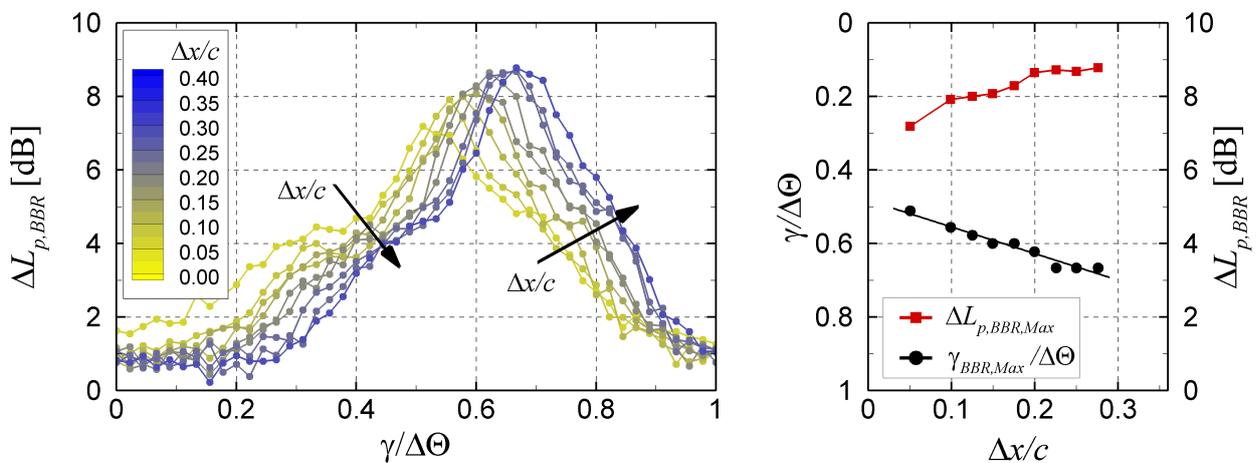


Abb. A.5: Änderung im Breitbandrauschen $\Delta L_{p,BBR}$ für die maximale Einblasmenge bei Variation des Axialabstandes $\Delta x/c$ für einen Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$. *Links:* Darstellung über der Umfangsposition $\gamma/\Delta\Theta$. *Rechts:* Verlauf des maximalen Pegels über dem Axialabstand innerhalb einer Statorpassage $\Delta\Theta$.

Der Anstieg im Breitbandrauschen wird durch das Auftreffen der Einblasstrahlen auf die Oberflächen der Statorschaufeln und der damit verbundenen Anregung von instationären Oberflächenkräften verursacht. Sobald die Scherschichten der Freistrahlen in Berührung mit den Statorschaufeln kommen, steigt das Rauschniveau an. Das Maximum wird für die Umfangsposition erreicht, für die der Kernstrahl auf den Stator trifft. Die viskose Ausmischung in den Scherschichten zwischen Einblasstrahlen und umgebender Strömung dicken die Strahlen auf und verringern die mittlere Geschwindigkeit. Für kleine Axialabstände der Düsen hinter dem Rotor ist die axiale Lauflänge der Freistrahlen von der Düsenöffnung bis zum Stator am größten, d.h. die Strahlen sind sehr weit aufgefächert und so findet für jede Umfangsposition innerhalb einer Statorpassage eine Interaktion mit dem Stator statt. Mit zunehmendem Axialabstand zur Rotorhinterkante wird die Lauflänge der Ausmischung vor dem Stator kürzer, so dass die mittlere Geschwindigkeit höher und die Strahlausdehnung noch nicht weit fortgeschritten ist. Damit werden die Bereiche innerhalb einer Statorpassage größer, an denen die Freistrahlen ohne Kontakt den Stator passieren. Der glockenartige Kurvenverlauf wird in seiner Basis enger. Durch die höhere mittlere Geschwindigkeit im Kernstrahl steigt jedoch das Pegelmaximum mit zunehmendem Axialabstand an, wenn dieser auf den Stator trifft.

Im Verlauf der Maxima über der Axialposition wird der rein geometrische und allgemeine Zusammenhang deutlich. Die Ausrichtung der Freistrahlen ist durch die Abströmrichtung des Rotors vorgegeben. Mit zunehmendem Axialabstand wandert die Umfangsposition des Maximums in Richtung der Druckseite der nächsten Statorschaufel entlang der eingetragenen Ausgleichsgeraden.

A.2 Strömungsmechanische Eigenschaften der Schrägeinblasung

Die Ursachen für die Abhängigkeit der Umfangsposition der lokalen Minima sowie der verschobenen Interaktionszone zwischen den Düsenfreistrahlen und dem Stator bei Schrägeinblasung liegen in strömungsmechanischen Eigenschaften. Im Folgenden wird an einem vereinfachten, geometrisch zweidimensionalen Modell, dargestellt in Abbildung A.6, der strömungsmechanische Hintergrund erläutert, der bereits in den Arbeiten von Lemke et al. [106] und [107] ansatzweise beschrieben wurde. In der Arbeit von Schulz [66] wurde mit einer ähnlichen Erklärung eine Phasenkorrektur durch die Änderung der Einblasmenge dargestellt. Im Beispiel erfolgt, genau wie in Abschnitt 5.2.1 diskutiert, die Schrägeinblasung in Richtung der Rotorsehne bei einer Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$. Das vereinfachte Modell steht dabei stellvertretend für alle Einblaswinkel $\alpha \neq 90^\circ(\text{rot})$. Die radiale Eindringtiefe der Einblasstrahlen auf die Anregung wird vernachlässigt.

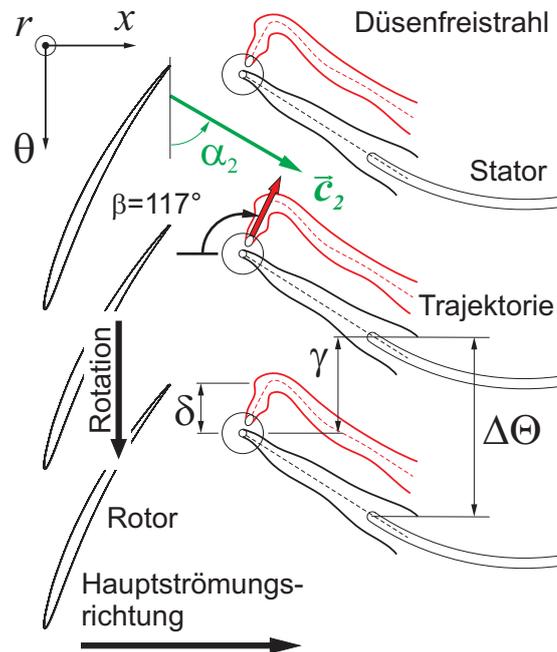


Abb. A.6: Vergleich in der ebenen Ausrichtung der Düsenfreistrahlen von schräger und radialer Einblasung innerhalb einer Statorpassage.

Im Fall der radialen Einblasung folgen die Düsenfreistrahlen der Abströmung des Rotors \vec{c}_2 im Absolutsystem. Mit zunehmender Entfernung vom Düsenaustritt weiten sich die Strahlen infolge der Ausmischungseffekte in den Scherschichten auf. Abhängig von der Umfangspositi-

on kann hier ein Auftreffen auf die stromab befindlichen Statorblätter erfolgen, wodurch der Rauschpegel angehoben wird. Die Interaktion zwischen Rotorumströmung und den Düsenfreistrahlen zur Generierung der Sekundärquellen findet in der Modellvorstellung in etwa an der Umfangsposition der Düsenöffnung statt. Dies ist eine sehr vereinfachte Annahme hinsichtlich der Anregung der Sekundärschallquellen auf den Oberflächen der Rotorschaukeln.

Im Fall der Schrägeinblasung folgen die Düsenfreistrahlen auf Grund des hohen Impulses in der Nähe der Düsenöffnung zunächst der Einblasrichtung. Durch die Ausmischungseffekte in den Scherschichten weiten sich die Strahlen auf und verlieren an Impuls, so dass die Strahltrajektorien verdreht werden und die Strahlen schließlich auch der Rotorabströmung \vec{c}_2 im Absolutsystem folgen. Wird die Stelle des Abknickens als stellvertretende Interaktionszone zwischen Rotorströmung und den Düsenfreistrahlen angenommen, so ergibt sich hier ein Unterschied in den Umfangspositionen um den Winkel δ . Entscheidend für die Phasenlage des Sekundärschallfeldes in der vereinfachten Vorstellung ist jedoch die Umfangsposition der Interaktionszone und nicht die Düsenposition selbst. Zur Einstellung gleicher Phasenlagen muss die absolute Umfangsposition der schräg einblasenden Düsen abhängig vom Einblaswinkel α und der Einblasrichtung β gegenüber der radial einblasenden Düsen verschoben sein. Für das Beispiel folgt, dass die Umfangspositionen der entsprechenden Optima der Schrägeinblasung gegenüber der radialen Einblasung zur nächsten Statorschaukel hin verschoben sind, d.h.: $\gamma_{\alpha=45^\circ}/\Delta\Theta > \gamma_{\alpha=90^\circ}/\Delta\Theta$.

Ebenso lässt sich mit der vereinfachten geometrischen Beschreibung auch die Abhängigkeit im Verlauf der $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien bzw. die Lage der lokalen Minima in Abhängigkeit von der Einblasmenge erklären. Durch die Verringerung der Einblasmenge nimmt auch der Impuls der Freistrahlen ab. Folglich rutscht die Position des Abknickens immer dichter an die Düsenöffnungen. Der Umfangswinkel δ wird damit immer kleiner, so dass die Position der Interaktionszone zwischen Düsenfreistrahlen und Rotorströmung der Schrägeinblasung für kleine Einblasmengen der Position für die radiale Einblasung entspricht, d.h. es werden die gleichen Phasenlagen erreicht. Damit sind bei Vernachlässigung der konstruktiv bedingten Abweichungen zwischen den Düsenöffnungen die Umfangspositionen der lokalen Minima für Einblasmengen $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} \rightarrow 0$ gleich.

Die eigentlichen dreidimensionalen Strömungsvorgänge sind wesentlich komplexer und so ist die radiale Eindringtiefe der Düsenfreistrahlen in die Schaufelpassagen genauso entscheidend wie die Form der dreidimensionalen Freistrahlen. Durch die Schrägeinblasung wird eine höhere Verblockung des Strömungskanals infolge der Freistrahlsstrukturen erreicht. Damit fällt die Wechselwirkung zwischen den Druckfeldern von Rotor und Einblasstrahlen erheblich stärker aus, wodurch sich die höheren Amplituden im generierten Sekundärschallfeld erklären lassen. Dies führt zu einer Minderung der benötigten Einblasmenge in den globalen Minima. Die veränderte Wechselwirkung als Folge der dreidimensionalen Ausrichtung der Freistrahlsstrukturen führt auch zu einer Beeinflussung der Sekundärquellen auf den Oberflächen der Rotorschaukeln. Dadurch wird die spektrale Zusammensetzung des abgestrahlten Sekundärschallfeldes beeinflusst.

A.3 Aerodynamisches Verhalten der Fan-Stufe bei Einblasung zwischen Rotor und Stator

Bei der vorgestellten Methode zur aktiven Minderung der tonalen Komponenten eines Axialventilators wird Druckluft zwischen Rotor und Stator über wandbündige am Gehäuseumfang verteilte Düsen mit Einblasmengen von bis zu 0,7% des vom Ventilator geförderten Massenstroms eingeblasen. In den Arbeiten von Neuhaus und Neise [108] und [109] erfolgt zur Erweiterung des Kennlinienbereiches für Ventilatoren mit großen Kopfspaltweiten ebenfalls die Einblasung von Druckluft, jedoch über Schlitzdüsen in den Blattspitzenbereich des Rotors. Auch in der vorliegenden Arbeit wird neben der Akustik die Aerodynamik der Ventilatorstufe durch die veränderte Strömung im Blattspitzenbereich beeinflusst.

In Lemke et al. [115] und [77] wurden Hitzdrahtmessungen zwischen Rotor und Stator bei einer Düsenkonfiguration mit einem Einblaswinkel von $\alpha = 45^\circ$ und einer Einblasrichtung von $\beta = 117^\circ$ durchgeführt. Nähere Information zur verwendeten Messtechnik und zum Messaufbau finden sich in Lemke [116]. Die Abbildung A.7 zeigt die zeitlich gemittelten Radialprofile der Axialkomponente c_x in Zu- (1) und Abströmung (2) des Rotors, die Drallkomponente Δc_u sowie den Abströmwinkel α_2 im Vergleich zwischen der Basiskonfiguration und dem beeinflussten Fall. Die Messungen wurden bei einer Drehzahl von $n = 3.000 \text{ min}^{-1}$ und einer Lieferzahl von $\varphi = 0,216$ durchgeführt. Dies entspricht zwar nicht dem diskutierten Betriebspunkt, jedoch können die wesentlichen Ergebnisse auch für die vorliegende Arbeit abgeleitet werden.

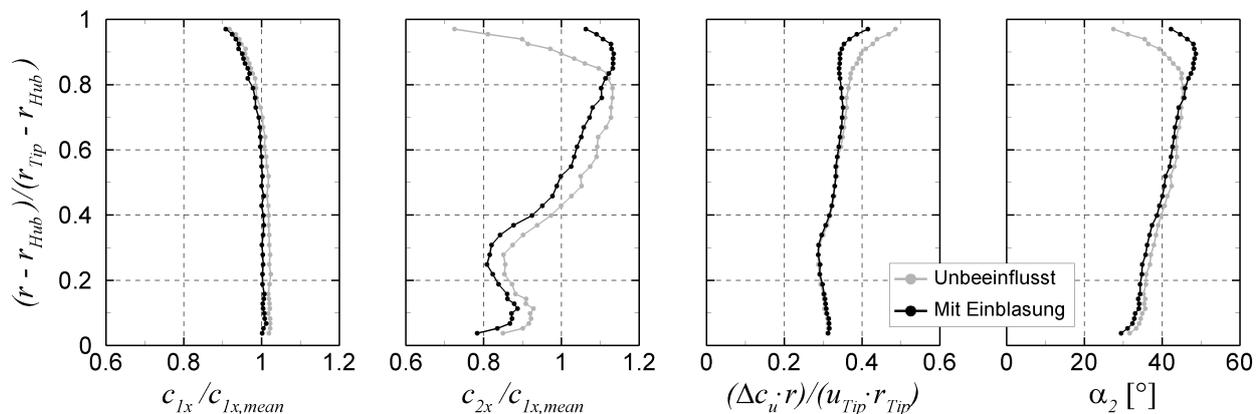


Abb. A.7: Vergleich der radialen Strömungsprofile ohne und mit Einblasung. Darstellung der Axialkomponente von Zu- und Abströmung, Drallkomponente und Abströmwinkel im Absolutsystem gemessen zwischen Rotor und Stator. Ergebnisse der Hitzdrahtmessung aus Lemke et al. [115] und [77].

Für die untersuchte Düsenkonfiguration ist eine Abnahme der Drallkomponente Δc_u bzw. eine Zunahme im Abströmwinkel α_2 des Absolutsystems im Bereich der Gehäusewand bei Drucklufteinblasung zu beobachten (vgl. Abbildung 2.1 aus Abschnitt 2.1.2 zu den Geschwindigkeitsdreiecken). Damit wirken die Einblasstrahlen mit ihrem Impuls dem durch den Rotor umgesetzten Drall entgegen, da die Einblasung eine Strömungskomponente entgegen der Drehrichtung des Rotors hat. Dies führt zu einer Abnahme im Druckanstieg der Ventilatorstufe und zu einer Minderung des Wirkungsgrades von ca. 1% gegenüber der Basiskonfiguration ohne Einblasung. Ebenso erfolgt eine Verblockung des Strömungskanals durch die

Düsenfreistrahlen, so dass die Axialgeschwindigkeit im Absolutsystem c_x über die gesamte Kanalhöhe leicht reduziert wird, was zu einer Minderung im geförderten Volumenstrom führt.

In der vorliegenden Arbeit wurden die integralen aerodynamischen Kennzahlen der Ventilatorstufe parallel zu den akustischen Messdaten aufgezeichnet. Detaillierte Hitzdrahtmessungen liegen hier nicht vor. Für die globale Beurteilung der Auswirkungen der Einblasung auf die Strömung kann der integrale Wirkungsgrad ϵ herangezogen werden. Dieser ist unabhängig von der Umfangsposition der Düsen. Die Abbildung A.8 zeigt dessen Verlauf in Abhängigkeit der Einblasmenge für die variierten Einblasrichtungen β bei einem Einblaswinkel von $\alpha = 45^\circ$ der zylindrischen Düsen. Die aufgewendete Einblasleistung ist in der Bestimmung des Wirkungsgrads nicht berücksichtigt.

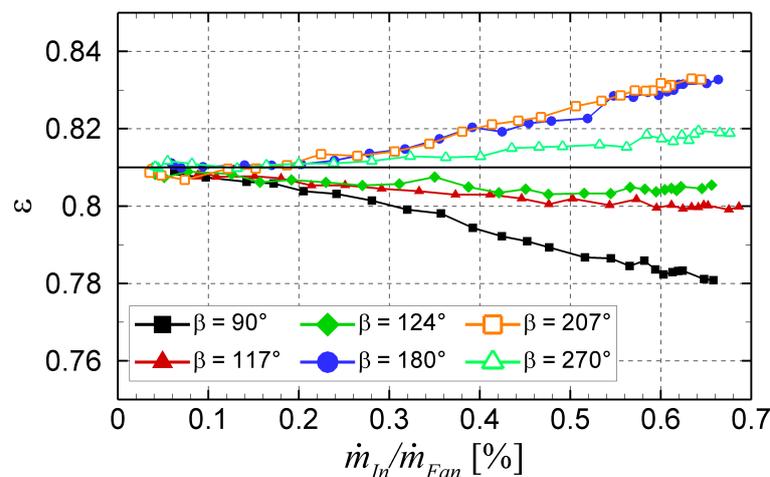


Abb. A.8: Wirkungsgrad ϵ in Abhängigkeit von der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ für verschiedene Einblasrichtungen β bei einem Einblaswinkel von $\alpha = 45^\circ$ und einem Axialabstand von $\Delta x/c = 0,13$.

Für Einblasrichtungen, deren Umfangskomponenten entgegen der Drehrichtung der Rotors ausgerichtet sind ($0 < \beta < 180^\circ$), erfolgt eine Abnahme im Wirkungsgrad, wobei für $\beta = 90^\circ$ bei maximaler Einblasmenge eine Minderung um 3% zu beobachten ist. Die akustischen Ergebnisse der Arbeiten von Lemke et al. [106] und [107] zeigen für diesen Fall hohe Pegelminderungen bei sehr geringen Einblasmengen. Im Fall von $\beta = 207^\circ$ kann der Wirkungsgrad auf Grund der Einblasung in Richtung der Abströmung im Absolutsystem um ca. 2% angehoben werden. Allerdings wurden für diese Winkel nur geringe Pegel im Sekundärschallfeld erreicht. Die Einblasrichtung von $\beta = 270^\circ$ stellt einen guten Kompromiss zwischen aerodynamischem und akustischem Verhalten dar. Hier werden, wie in Lemke et al. [106] und [107] gezeigt, die nötigen Pegel im Sekundärschallfeld generiert und es findet eine Zunahme im Wirkungsgrad um etwa 1% statt.

A.4 Einblasung vor dem Rotor – Beeinflussung mit einem Düsenring

Ein Teil der durchgeführten Arbeiten während der Projektlaufzeit beschäftigte sich mit der Einblasung stromauf des Rotors. Die Motivation lag darin, durch die direkte Interaktion des

Rotors mit den Freistahlstrukturen der Einblasdüsen Sekundärquellen an den Vorderkanten bzw. auf den saugseitigen Schaufeloberflächen anzuregen, welche ohne eine Transmission durch den Rotor in den Ansaugkanal abstrahlen. Damit sollten höhere Pegelminderungen im Ansaugkanal für die *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} gegenüber der Einblasung zwischen Rotor und Stator aus Abschnitt 8.1 erzielt werden. Die Einblasung vor dem Rotor wurde bereits in der Dissertation von Schulz [66] diskutiert, jedoch nur für Pegelminderungen der *RSI*-Mode $m = 2$ bei der *BPF*. Bei der Interpretation der folgenden Ergebnisse ergeben sich weitere Fragestellungen, die ebenso eine Basis für zukünftige Arbeiten auf diesem Gebiet sein könnten.

Als Konfiguration für die nachfolgenden Untersuchungen dient die zylindrische Düse mit radialer Einblasung (Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$). Der Axialabstand der Düsen stromauf der Rotorvorderkante beträgt $\Delta x/c = -0,30$. Auch in dieser Konfiguration ist die Umfangsposition innerhalb einer Statorpassage $\Delta\Theta = 22,5^\circ$ mit einer Auflösung von $\Delta\gamma = 0,5^\circ$ abgetastet worden, d.h. 46 Punkte in Umfangsrichtung. Die Variation der Einblasmenge erfolgte in den üblichen 26 diskreten Messpunkten.

Der Wirkmechanismus für die Einblasung von Druckluft durch wandbündige Düsen vor dem Rotor unterscheidet sich maßgeblich von der Einblasung zwischen Rotor und Stator. In Abschnitt 4.1 sind diese Unterscheide ausgearbeitet worden. Die Einblasung vor dem Rotor führt zu einer inhomogenen, jedoch über den Umfang periodischen Zuströmung des Rotors. Die lokalen Übergeschwindigkeiten in der Anströmung sind stationär, führen aber auf dem sich drehenden Rotor zur Anregung instationärer Oberflächenkräfte, die als Sekundärquellen verwendet werden können. Es ist leicht vorstellbar, dass auch hier die Amplitude durch die Einblasmenge und die Phase durch die Umfangsposition variiert wird.

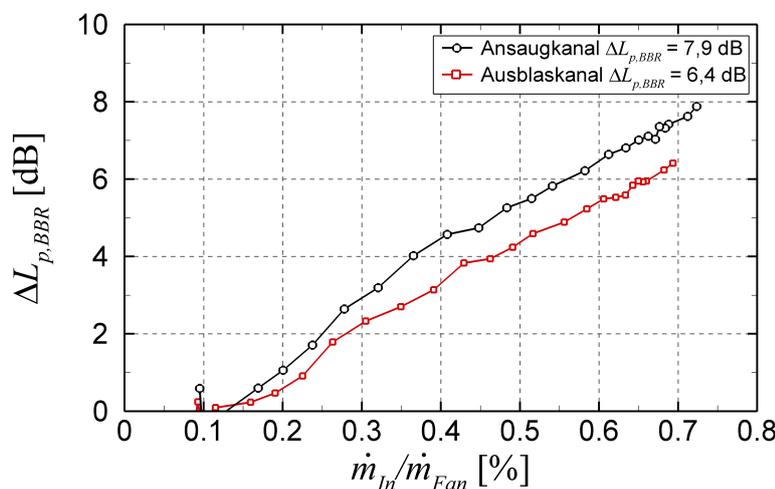


Abb. A.9: Anstieg im Breitbandrauschen $\Delta L_{p,BBR}$ über der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ im Vergleich zwischen Ansaug- und Ausblaskanal. Axialabstand der Düsen stromauf der Rotorvorderkante $\Delta x/c = -0,30$ bei einem Einblaswinkel von $\alpha = 90^\circ$.

Allerdings befindet sich der Rotor immer in der turbulenten Scherschicht der Einblasstrahlen oder wird von den Kernstrahlen getroffen. Daher kommt es, anders als im Fall der Einblasung zwischen Rotor und Stator, für jede Umfangsposition der Düsen zu einer drastischen Zunahme im Breitbandrauschen $\Delta L_{p,BBR}$ mit steigender Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$ wie in Abbildung A.9 dargestellt. Die Pegelverläufe für den Ansaug- und Ausblaskanal liegen un-

abhängig von der Umfangsposition vor. Im Ansaugkanal ist das maximale Breitbandgeräusch um 1,5 dB höher als im Ausblaskanal. Die Daten wurden aus den gemittelten Schalldruckspektren durch eine Integration über den gesamten Frequenzbereich bei Vernachlässigung der *BPF*-Harmonischen bestimmt. Beide Messungen wurden nicht gleichzeitig durchgeführt, so dass auch die maximalen Einblasmengen auf Grund von Variationen im Vordruck des Druckreservoirs unterschiedlich ausfallen.

A.4.1 Ergebnisse im Ansaugkanal

In Abbildung A.10 sind die Änderungen des Schalleistungspegels ΔL_w gegenüber der Basisconfiguration für die *RSI*-Moden (m, n) der ersten vier *BPF*-Harmonischen im Ansaugkanal aufgetragen. Für die *RSI*-Moden (m, n) bei der *BPF*-Harmonischen f_{4BPF} ist der Bereich geringer Einblasmengen in den Bildern vergrößert worden. Das generierte Sekundärschallfeld ist für diese Komponente so stark, dass die Amplitudenanpassung nur für geringe Einblasmengen stattfindet. Eine zusätzliche Messung mit einer detaillierten Auflösung der Einblasmenge in diesem Bereich wurde nicht durchgeführt.

Auch für die Ergebnisse im Ansaugkanal bei der Einblasung vor dem Rotor gibt es im Allgemeinen ebenso Gebiete, in denen es zu Pegelminderungen bzw. Pegelanhebungen abhängig von Umfangsposition und Einblasmenge kommt. Im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} sind Pegelminderungen nahezu über die gesamte Statorpassage möglich. Das globale Minimum mit einer Minderung von $\Delta L_{w,(2,0)} = -12,0$ dB wird bei der Umfangsposition $\gamma/\Delta\Theta = 0,91$ mit der maximal betrachteten Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,70\%$ erreicht. Die Amplitude im generierten Sekundärschallfeld ist für diese Komponente zur vollständigen Auslöschung nicht ausreichend. Jedoch ist die Minderung für den Ansaugkanal um 6,3 dB höher als im Fall der Einblasung zwischen Rotor und Stator (vgl. Abbildung 8.1).

Für die *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} gibt es zwei ausgeprägte Gebiete mit Pegelminderungen. Anders als im Fall der Einblasung zwischen Rotor und Stator für den Ansaugkanal (vgl. Abbildung 8.1) ist die Ordnungszahl h der *BPF*-Harmonischen hier gleich der Anzahl der Minima innerhalb einer Statorpassage. Der Abstand zwischen beiden Minima in Umfangsrichtung entspricht ungefähr der Hälfte der Statorpassage, so dass hier der Zusammenhang $\Delta\gamma_{Min}/\Delta\Theta \approx 0,5 = 1/h$ nach Gl. (5.3) gilt. Jedoch können keine klaren $\Delta\phi = 180^\circ$ -Isolinien eingezeichnet werden. Ebenso gibt es auch nicht zwei klar voneinander getrennte globale Maxima in den Pegeländerungen. Für weite Bereiche in Umfangsrichtung, z.B. $0,2 \leq \gamma/\Delta\Theta \leq 0,4$ ist die Pegeländerung für konstante Einblasmengen nahezu unabhängig von der Umfangsposition der Düsen.

Im Fall der *RSI*-Moden bei der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} kann eine eindeutige Abwechslung zwischen Gebieten mit Pegelminderungen und Anhebungen beobachtet werden. Allerdings ist die Anzahl der Minima hier $nb_{Min} = 4$, entgegen der getroffenen Aussage im Ausblaskanal für die Einblasung zwischen Rotor und Stator, und damit nicht gleich der Ordnungszahl $h = 3$ der *BPF*-Harmonischen. Eine von der Umfangsposition der Düsen abhängige Stromaufwirkung des Stators, die zu einer Verschmierung der Gebiete wie im Fall der Einblasung zwischen Rotor und Stator führt, liegt für die Einblasung vor dem Rotor nicht vor. Sicherlich führen die rotierenden hydrodynamischen Druckschwankungen des Ro-

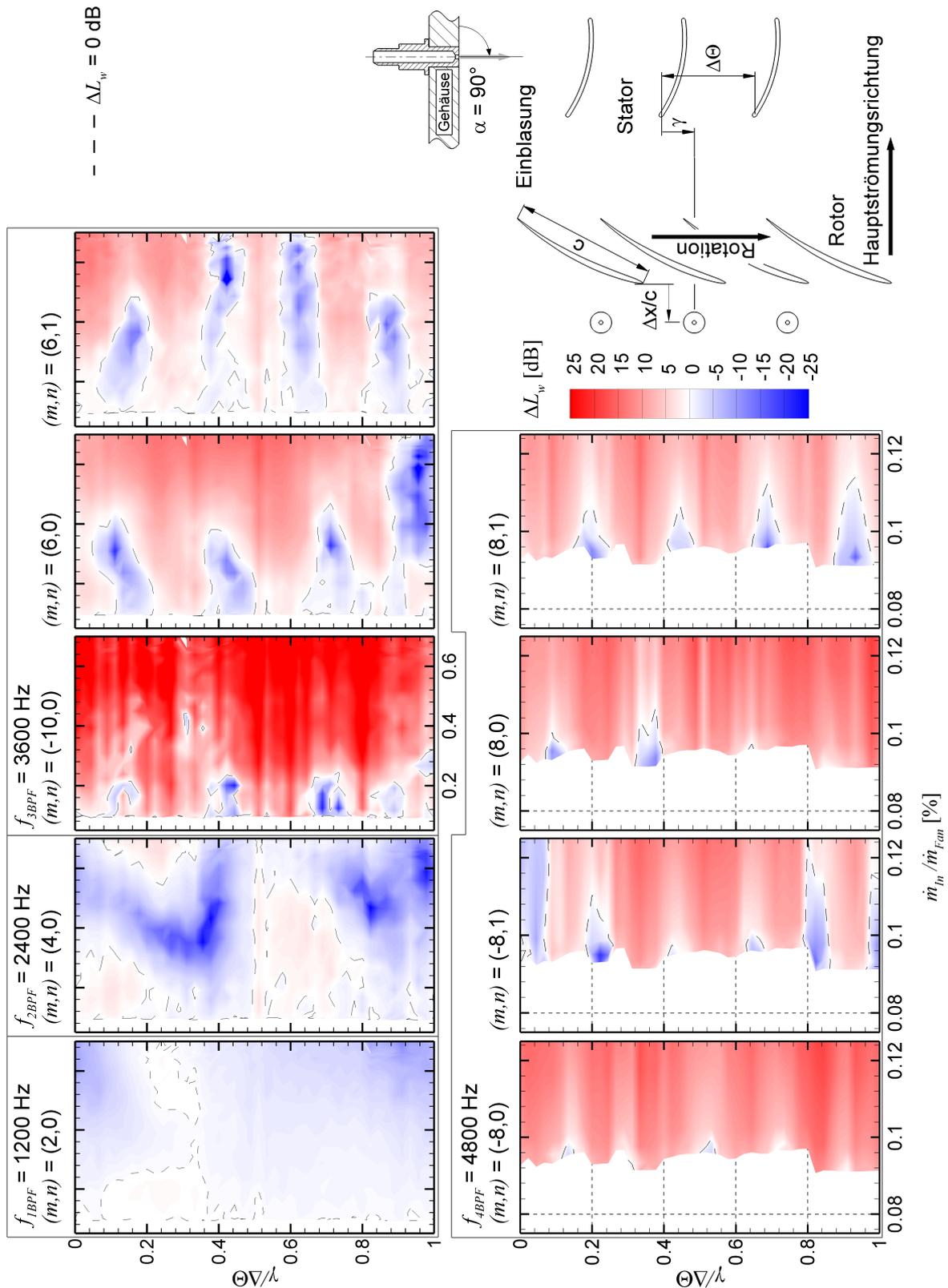


Abb. A.10: Einblasung vor dem Rotor. Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der RSI-Moden (m, n) für die ersten vier BPF-Harmonischen im Ansaugkanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\Theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Konfiguration: Axialabstand der Düsen stromauf der Rotorvorderkante $\Delta x/c = -0,30$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

tors auch zu einer Rückwirkung auf die Einblasstrahlen. Diese findet aber immer statt und ist unabhängig von der Umfangsposition der Düsen.

Die Ursache dieses Verhaltens könnte in der Strömungsstruktur der Einblasstrahlen liegen. Die Windkanalversuche der Arbeiten von Fuchs [101] und Schulz [66] zur Untersuchung der Wirkmechanismen der Drucklufteinblasung zeigten, dass die viskosen Scherschichten zwischen den Einblasstrahlen und der umgebenden Strömung zu einem Aufrollen der Einblasstrahlen führt. Dabei entstehen gegensinnig rotierende Längswirbelpaare im Freistrah. Mit zunehmender Entfernung von der Düsenöffnung weiten sich diese Strukturen auf, so dass die Wirbelkerne einen größeren Abstand voneinander haben. Beim Durchgang einer Rotorschaukel durch einen Düsenfreistrah kommt es somit zu zwei Wechselwirkungen mit den Wirbelkernen und der Vorderkante des Rotors. Im Fall der *RSI*-Moden bei den *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} führt dies zu einer Verschmierung der Gebiete mit Pegelminderungen, wohingegen für die *RSI*-Moden der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} separate Gebiete vorliegen. Ebenso ist es möglich, dass das Abschneiden der Freistrahlen durch den Rotor an der Vorderkante und der Hinterkante jeder Rotorschaukel zu einer zeitlich versetzten Wechselwirkung führt. Sicherlich beeinflussen beide Effekte die Anregung der Sekundärquellen auf den Oberflächen der Rotorschaukeln, wobei die Auswirkungen auf die jeweiligen Frequenzen verschieden sind.

Im Fall der *RSI*-Moden bei der *BPF*-Harmonischen f_{4BPF} scheint die Anzahl der Minima innerhalb der Statorpassage abhängig von der Drehrichtung der Moden zu sein. Für die entgegen der Rotordrehrichtung rotierenden Moden beträgt die Anzahl der Minima $nb_{Min} = 5$ und entspricht damit nicht der Ordnung $h = 4$ der *BPF*-Harmonischen. Im Fall der mit dem Rotor drehenden *RSI*-Moden gilt die Annahme, dass die Anzahl der Minima gleich der Ordnung der *BPF*-Harmonischen ist. Insgesamt ist jedoch ein deutliches Abwechseln der Gebiete mit Pegelminderung und Pegelanhebung zu betrachten.

A.4.2 Ergebnisse im Ausblaskanal

Die oben diskutierte Düsenkonfiguration wurde ebenso für den Ausblaskanal vermessen. Die Änderungen des Schalleistungspegels der *RSI*-Moden für die ersten vier *BPF*-Harmonischen sind in Abbildung A.11 aufgeführt. Die Ergebnisse ähneln in ihrer Topologie denen der Einblasung zwischen Rotor und Stator. Eine mögliche akustische Verblockung bzw. Transmissionsseffekte des stromauf generierten Sekundärschallfeldes über den Rotor scheinen zunächst hier nicht stattzufinden oder sich nicht in der beobachteten Weise auszuwirken. Es sind deutlich getrennte Gebiete mit Pegelminderungen und Anhebungen zu erkennen, die in Umfangsrichtung abwechselnd vorliegen. Ebenso scheint die Anzahl der Minima $nb_{Min} = h$ der Ordnung der *BPF*-Harmonischen zu entsprechen. Nur für die *RSI*-Moden $(m, n) = (-10, 0)$ und $(m, n) = (6, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} liegen vier Minima vor. Dieser Effekt könnte über das Abschneiden der Düsenfreistrahlen und der damit verbundenen Interaktion an Vorder- und Hinterkante des Rotors erklärt werden. Ebenso ist die doppelte Interaktion der Rotorvorderkanten mit den beiden Wirbelkernen im Freistrah möglich.

Für die *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} wird das globale Minimum für die Umfangsposition $\gamma/\Delta\Theta = 0,13$ bei einer Einblasmenge von nur

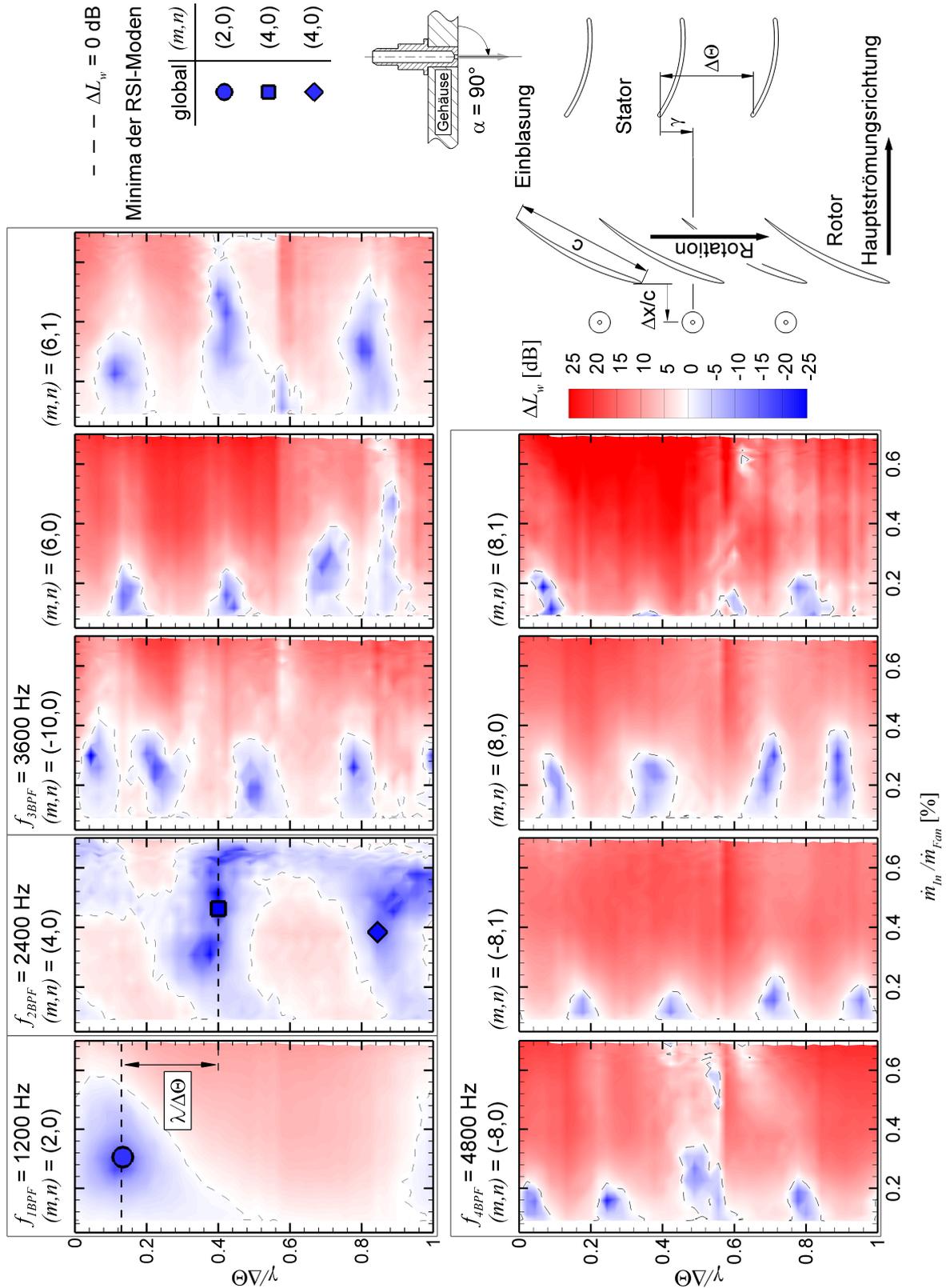


Abb. A.11: Einblasung vor dem Rotor. Änderung des Schalleistungspegels ΔL_w der RSI-Moden (m, n) für die ersten vier BPF-Harmonischen im Ausblaskanal in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen $\gamma/\Delta\theta$ und der Einblasmenge $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}$. Für die RSI-Moden $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ sind die globalen Minima eingetragen, Zuordnung siehe Legende. Konfiguration: Axialabstand der Düsen stromauf der Rotorvorderkante $\Delta x/c = -0,30$; Einblaswinkel $\alpha = 90^\circ$.

$\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,31\%$ erreicht. Gegenüber der vergleichbaren radialen Düsenkonfiguration bei Einblasung zwischen Rotor und Stator wird eine wesentlich geringere Einblasmenge zur vollständigen destruktiven Überlagerung benötigt.

Im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{2BPF} wird das erste Minimum bei der Umfangsposition $\gamma_1/\Delta\Theta = 0,4$ und einer Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,46\%$ erreicht. Die Minderung der Schalleistung beträgt $\Delta L_{w,(4,0)} = -31,4$ dB. Das zweite Minimum mit einer Pegelminderung von $\Delta L_{w,(4,0)} = -20,7$ dB befindet sich bei $\gamma_2/\Delta\Theta = 0,84$ und wird mit einer Einblasmenge von $\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan} = 0,38\%$ erreicht. Der Abstand zwischen beiden beträgt $\Delta\gamma/\Delta\Theta = 0,44$ und entspricht damit ungefähr dem theoretischen Wert von $\Delta\gamma/\Delta\Theta = 1/h = 0,5$ nach Gl. (5.3). Obwohl es hier keine stationäre, von der Umfangsposition abhängige Stromaufwirkung des Stators gibt, zeigt die Lage der Minima zueinander eine gewisse Unsymmetrie.

Für hohe Einblasmengen gibt es weite Bereiche über die Umfangsposition der Düsen, in denen Pegelminderungen der *RSI*-Mode $(m, n) = (4, 0)$ möglich sind. Die beiden Gebiete mit Pegelminderung gehen hier ineinander über. Dies widerspricht dem Verhalten der Modellvorstellung, da es nach dem Erreichen des globalen Minimums mit weiter ansteigender Amplitude (Einblasmenge) nicht zu einer Pegelanhebung kommt (vgl. Abbildung 4.7, Abschnitt 4.3). Die Ursachen für dieses Verhalten könnten auch hier im Abschneiden der Freistrahlen und der damit doppelten Interaktion an Vorder- und Hinterkante des Rotors bzw. in der doppelten Interaktion mit den Wirbelkernen an der Rotorvorderkante liegen. Durch die zeitlich versetzte Wechselwirkung werden evtl. zwei Sekundärschallfelder von unterschiedlicher Amplitude angeregt, die sich überlagern. Dieser Effekt ist dann abhängig von der Einblasmenge und so entscheidet die Überlagerung beider Sekundärschallfelder über die wirkliche Amplitude des gesamten Sekundärschallfeldes².

Mit der Einblasung vor dem Rotor wird die spektrale Zusammensetzung innerhalb des Sekundärschallfeldes und damit die Lage der Minima verschiedener tonaler Komponenten zueinander verändert. Im direkten Vergleich zur Düsenkonfiguration zwischen Rotor und Stator zeigt sich, dass der Abstand zwischen den Minima der *RSI*-Mode $(m, n) = (2, 0)$ und $(4, 0)$ von $\lambda/\Delta\Theta = 0,12$ (Einblasung zwischen Rotor und Stator) auf $\lambda/\Delta\Theta = 0,27$ ansteigt. Für den Fall $\lambda/\Delta\Theta = 0$ würden beide Minima aufeinander fallen. Im Fall von $\lambda/\Delta\Theta = 0,25$ liegt das eine Minimum im Maximum der jeweils anderen Komponente. Damit ist die Lage der Minima beider Komponenten hinsichtlich einer simultanen Beeinflussung für die betrachtete Düsenanordnung bei Einblasung vor dem Rotor ungünstiger.

Für die *RSI*-Mode bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} können klare, nahezu symmetrische Minima identifiziert werden, da keine von der Umfangsposition abhängige, stationäre Stromaufwirkung eines Stators vorliegt. Es gibt somit keine Verschmierungen der Gebiete mit Minderung. Die Minima werden auf Grund des stärkeren Sekundärfeldes gegenüber der Einblasung zwischen Rotor und Stator bei geringeren Einblasmengen erreicht. Insbesondere für die *RSI*-Mode $(m, n) = (6, 1)$ und $(8, 1)$ bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} entspricht die Anzahl der globalen Minima der Ordnung der *BPF*-Harmonischen. Im Fall der *RSI*-Mode $(m, n) = (-10, 1)$ und $(m, n) = (6, 0)$ bei der *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} liegen, wie bereits erwähnt, vier statt der erwarteten drei Minima vor. Gründe hierfür könnten

²Hier könnte eine Analogie zur simultanen Kontrolle zweier Drehklangkomponenten mit dem doppelten Drehkanal aus Abschnitt 6 bestehen.

ebenso im oben diskutierten Abschneiden der Einblasstrahlen durch die Vorderkanten des Rotors oder aber in der doppelten Wechselwirkung des Rotors mit den Wirbelkernen zu finden sein.

Hinsichtlich der spektralen Zusammensetzung des Sekundärschallfeldes bei den *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} wirkt sich die betrachtete Düsenkonfiguration für die Einblasung vor dem Rotor ungünstig aus. Bei dieser Frequenz sind mehrere *RSI*-Moden ausbreitungsfähig, deren Minima jeweils für unterschiedliche Umfangspositionen vorliegen. Dies bedeutet, dass mit der betrachteten Düsenkonfiguration bei Einblasung vor dem Rotor der tonale Pegel bei f_{3BPF} und f_{4BPF} kein deutliches Minimum aufweist, da die beteiligten *RSI*-Moden in ihren Sekundärphasen nicht übereinstimmen. Zwar ist das ein ungünstiges Ergebnis, zeigt aber auch, dass eine Beeinflussung der spektralen Zusammensetzung innerhalb einer *BPF*-Harmonischen durch veränderte Einblasbedingungen möglich ist.

Generell scheint die Einblasung vor dem Rotor für die betrachtete Konfiguration hinsichtlich der benötigten Einblasmengen gegenüber der Einblasung zwischen Rotor und Stator effektiver zu sein. Allerdings findet für jede Umfangsposition der Düsen eine Anhebung im Breitbandrauschen statt, da die Rotorschaukeln permanent durch die turbulenten Düsenfreistrahlen laufen. Für eine Modellierung der Phasenlage in Abhängigkeit der Umfangsposition der Düsen müssen die oben angesprochenen Effekte zur Anzahl der Minima näher betrachtet werden.

Zur generellen Klärung des Verhaltens der *RSI*-Moden im Ansaug- und Ausblaskanal bei Beeinflussung vor dem Rotor sind weitere strömungsmechanische Untersuchungen nötig. Hilfreich könnten hier numerische Simulationen sein. Aber auch die Instrumentierung der Vorder- und Hinterkanten der Rotorschaukeln könnte einen tieferen Einblick in die Anregemechanismen bringen. Es ließe sich damit sowohl die Interaktion mit den gegensinnig rotierenden Wirbelpaaren als auch die doppelte Interaktion mit Vorder- und Hinterkante nachweisen.

Eine indirekte Aussage zum Nachweis der Wirbelkerninteraktion könnte durch die Variation der Axialposition der Einblasdüsen stromauf des Rotors getroffen werden, für die ebenfalls die Einflüsse von Umfangsposition und Einblasmenge auf die *RSI*-Moden zu untersuchen sind. Für weiter stromauf gelegene Positionen sollten die Freistrahlsstrukturen besser ausgemischt und die Wirbel evtl. aufgeplatzt sein. Für sehr nahe Positionen an der Rotorvorderkante sind die Wirbelstrukturen noch nicht ausgebildet. Allerdings lässt sich die Interaktion von Vorder- und Hinterkante so nicht nachweisen. Es ist auch davon auszugehen, dass sich die Ergebnisse bzgl. der spektralen Zusammensetzung wesentlich zwischen den Axialpositionen unterscheiden. Anders als für die Axialvariation der Beeinflussung zwischen Rotor und Stator findet hier eine drastische Änderung der interagierenden Freistrahlsstrukturen in Abhängigkeit des Axialabstandes stromauf des Rotors statt.

B Modenanalyse

Im Abschnitt 2.3 wurde gezeigt, dass die Schallfelder in zylindrischen Kanälen sehr komplex sein können. In der Messsektion werden daher eine Vielzahl von Mikrofonen benötigt, um die gemessenen Schalldruckschwankungen in die einzelnen akustischen Modenordnungen (m, n) zu zerlegen. Das in der vorliegenden Arbeit verwendete Messverfahren nutzt zur Bestimmung der Radialmodenordnungen ausschließlich wandbündige Mikrofone, wodurch Störungen in der Strömung nahezu vermieden werden. Dieses Verfahren basiert auf der Abhängigkeit der axialen Wellenzahl $k_{m,n}^{\pm}$ von der Ordnung n der Radialmoden nach Gl. (2.13), vgl. auch Abbildung 2.5 aus Abschnitt 2.3. Durch die Verwendung mehrerer axial gestaffelter wandbündiger Mikrofone lassen sich so die radialen Modenordnungen n bestimmen. Wie in Abschnitt 3.1.1 erwähnt, wurde diese Methode vom *DLR* entwickelt, welche im Folgenden in einem Überblick vorgestellt wird.

B.1 Abschätzung der Modenordnungen in den Messkanälen

Um die Mikrofone auf die nötige Mindestanzahl für die Analyse der relevanten Schallfeldanteile zu reduzieren, ist es sinnvoll, die erwartete Zusammensetzung des Schallfeldes in den Messkanälen abzuschätzen. Zunächst werden die *RSI*-Moden der gegebenen Rotor-Stator Stufe bestimmt. Anschließend erfolgt die Eingrenzung der Ordnungen der *RSI*-Moden mit Hilfe der Randbedingungen des Messkanals durch die maximal ausbreitungsfähigen Moden bei den entsprechenden *BPF*-Harmonischen.

B.1.1 Angeregte *RSI*-Moden der Rotor-Stator Stufe

Für die Auslegung werden im Vorfeld die erwarteten *RSI*-Moden mit der in Abschnitt 2.2.2 von Tyler & Sofrin [16] hergeleiteten Gl. (2.9) berechnet. Die Tabelle B.1 zeigt einige der theoretisch unendlich vielen generierten *RSI*-Moden der ersten vier *BPF*-Harmonischen für den verwendeten Versuchsventilator mit $Z = 18$ Rotor- und $V = 16$ Statorschaufeln.

Tab. B.1: *RSI*-Moden $m = hZ \pm sV$ der ersten vier *BPF*-Harmonischen bei $Z = 18$ Rotor- und $V = 16$ Statorschaufeln für $-5 \leq s \leq 5$.

$h \setminus s$	-5	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5
1	-62	-46	-30	-14	2	18	34	50	66	82	98
2	-44	-28	-12	4	20	36	52	68	84	100	116
3	-26	-10	6	22	38	54	70	86	102	118	134
4	-8	8	24	40	56	72	88	104	120	136	152

B.1.2 Ausbreitungsfähige *RSI*-Moden in den Messkanälen

Die Diskussion von Abschnitt 2.3 zeigte, dass für reelle axiale Wellenzahlen (Gl. (2.13)) eine ungedämpfte Ausbreitung akustischer Moden der Ordnung (m, n) in einem zylindrischen Kanal stattfindet. Mit Hilfe der Gl. (2.15) kann die jeweilige Grenz- bzw. *Cut-On*-Frequenz berechnet werden, ab der die ungedämpfte Ausbreitung einer Mode (m, n) möglich ist. Die *Cut-On*-Frequenzen sind abhängig vom Radius R des Messkanals, der Strömungsmachzahl Ma sowie der Schallgeschwindigkeit a_0 und damit auch abhängig von der statischen Temperatur t der Strömung.

Die Abbildung B.1 zeigt die ausbreitungsfähigen Moden bis 5 kHz, deren *Cut-On*-Frequenzen nach Gl. (2.15) für den verwendeten Messkanal mit einem Radius von $R = 0,192$ m, einer Strömungsmachzahl von $Ma = 0,05$ und einer Temperatur von $t = 20^\circ\text{C}$ bestimmt wurden. Aufgetragen sind die Umfangsmodenordnungen m über der Frequenz f . Die Farbkontur kennzeichnet die radialen Modenordnungen n . Die ebene Welle mit der Modenordnung $(m, n) = (0,0)$ ist ab einer Frequenz von $f_c = 0$, d.h. immer ausbreitungsfähig. Die erste höhere Umfangsmodenordnung $(m, n) = (1,0)$ hat eine *Cut-On*-Frequenz von $f_c = 528$ Hz und die erste höhere radiale Modenordnung $(m, n) = (0,1)$ wird ab $f_c = 1098$ Hz ausbreitungsfähig. Erstellt wurden diese Daten mit dem vom *DLR* entwickelten Programm *pmodal*.

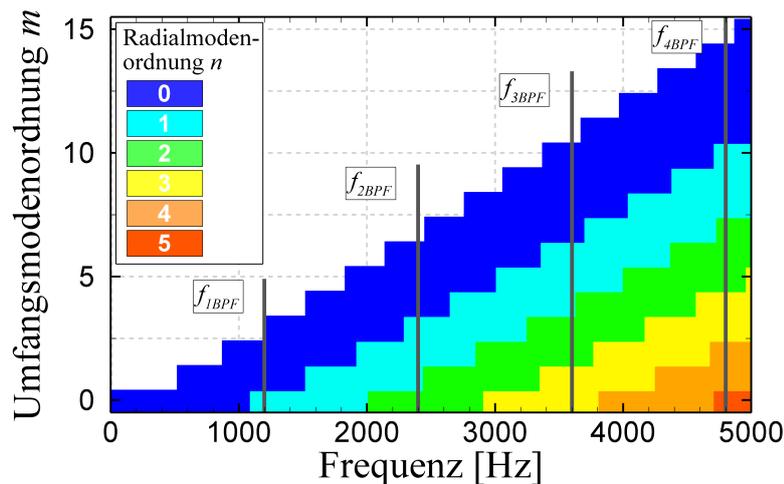


Abb. B.1: *Cut-On*-Frequenzen der Moden (m, n) im Messkanal mit $R = 0,192$ m bei $t = 20^\circ\text{C}$ und $Ma = 0,05$.

Der Versuchsventilator ist bis zu einer maximalen Drehzahl von $n = 4000 \text{ min}^{-1}$ ausgelegt. Damit ergibt sich nach Gl. (1.1) eine obere Grenze für die *BPF* von $f_{1BPF} = 1200$ Hz. Die Frequenzen der zugehörigen ersten vier *BPF*-Harmonischen sind ebenfalls in Abbildung B.1 eingetragen. Innerhalb der gegebenen Grenzen bei den jeweiligen *BPF*-Harmonischen sind nur die entsprechenden *RSI*-Moden kleiner der möglichen Modenordnungen $\pm m_{Max}$ ausbreitungsfähig.

In Tabelle B.2 sind die maximal möglichen Modenordnungen im Messkanal für die Frequenzen der ersten vier *BPF*-Harmonischen aufgeführt. Die letzte Spalte listet die ausbreitungsfähigen *RSI*-Moden m aus Tabelle B.1 sowie die zugehörigen radialen Modenordnungen n innerhalb dieser Grenzen.

Tab. B.2: Maximal ausbreitungsfähige Modenordnungen (m, n) im Messkanal sowie die innerhalb dieser Grenzen auftretenden *RSI*-Modenordnungen m aus Tabelle B.1 mit den zugehörigen radialen Modenordnungen n bei den ersten vier *BPF*-Harmonischen.

h	f_{hBPF} [Hz]	$\pm m_{Max}$	n_{Max}	Cut-On <i>RSI</i> -Mode (m, n)
1	1200	3	1	(2,0)
2	2400	6	2	(4,0)
3	3600	10	3	(-10,0);(6,0);(6,1)
4	4800	19	5	(-8,0);(-8,1);(8,0);(8,1)

B.2 Auslegung der Mikrofonanordnung

Die Mikrofonanordnung der vorliegenden Arbeit ist auf die Analyse der *RSI*-Moden der *BPF*-Harmonischen $h = 1, 2, 3, 4$ aus Tabelle B.2 optimiert.

B.2.1 Analyse der Umfangsmodenordnung m

Für eine Analyse der Umfangsmodenordnung m sind die Mikrofone äquidistant in Umfangsrichtung an der Kanalwand in einem axialen Ring angeordnet. Dabei muss das Nyquist-Kriterium erfüllt sein, d.h. die Anzahl der Mikrofone ni_{Mik} innerhalb eines Rings muss mindestens doppelt so groß sein wie die Ordnung $|\pm m_A|$ der zu analysierenden Umfangsmoden:

$$ni_{Mik} \geq 2 \cdot |\pm m_A|. \quad (B.1)$$

Für die gegebenen Umfangsmodenordnungen der zu analysierenden ausbreitungsfähigen *RSI*-Moden ergibt sich nach Tabelle B.2 mit Gl. (B.1) ein Ring mit $ni_{Mik} = 32$ Mikrofonen, um die maximale Modenordnung bis $|\pm m_A| = 16$ abzubilden.

B.2.2 Analyse der Radialmodenordnungen n

Die komplexe Schalldruckschwankung p' aus Gl. (2.11) kann mit den im Abschnitt 2.3 definierten Randbedingungen für einen zylindrischen Kreiskanal mit schallharten Wänden als Summe über alle Umfangsmoden A_m in der Form:

$$p'(x, r, \theta, t) = \sum_{m=-\infty}^{\infty} A_m(x, r) e^{j(m\theta - \omega t)} \quad (B.2)$$

dargestellt werden. Alternativ zur oben beschriebenen äquidistanten Mikrofonanordnung innerhalb eines Ringes kann die Bestimmung der komplexen Umfangsmoden A_m im Fall von nichtäquidistanten Mikrofonpositionen auch über ein Gleichungssystem erfolgen. Dies lässt sich aus Gl. (B.2) ableiten. Ein entsprechender Ansatz ist in Rademaker et al. [117] zu finden.

Die ermittelten komplexen Umfangsmoden $A_m(x_i)$ für einen Mikrofonring an der Stelle x_i stellen die Summation über alle komplexen Radialmoden $A_{m,n}^\pm$, die sich sowohl mit als auch gegen die Strömung ausbreiten, wie folgt dar:

$$A_m(x_i) = \sum_{n=0}^{\infty} J_{m,n}(\sigma_{m,n}) \left(A_{m,n}^+ e^{jk_{m,n}^+ x_i} + A_{m,n}^- e^{jk_{m,n}^- x_i} \right). \quad (\text{B.3})$$

In Gl. (B.3) ist berücksichtigt, dass die Mikrofone wandbündig im Messkanal bei $r = R$ angeordnet sind. Damit sind als Folge von $r/R = 1$ die Besselfunktionen J_m nur noch eine Funktion der Eigenwerte $\sigma_{m,n}$. Durch die Verwendung mehrerer axialer Mikrofonringe ergibt sich aus Gl. (B.3) ein Gleichungssystem der Form:

$$\mathbf{b} = \mathbf{A} \cdot \mathbf{y} \quad (\text{B.4})$$

mit den komplexen Umfangsmoden $A_m(x_i)$ im Vektor \mathbf{b} :

$$\mathbf{b}^T = (A_m(x_0), A_m(x_1), \dots, A_m(x_{ni})) \quad (\text{B.5})$$

sowie den zu bestimmenden komplexen Radialmoden $A_{m,n}^\pm$ in und gegen Strömungsrichtung, aufgeführt im Vektor \mathbf{y} :

$$\mathbf{y}^T = (A_{m,0}^+, A_{m,0}^-, \dots, A_{m,n}^+, A_{m,n}^-) \quad (\text{B.6})$$

und der Eigenwertmatrix \mathbf{A} :

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} J_{m,0} e^{jk_{m,0}^+ x_0} & J_{m,0} e^{jk_{m,0}^- x_0} & \dots & J_{m,n} e^{jk_{m,n}^+ x_0} & J_{m,n} e^{jk_{m,n}^- x_0} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ J_{m,0} e^{jk_{m,0}^+ x_k} & J_{m,0} e^{jk_{m,0}^- x_k} & \dots & J_{m,n} e^{jk_{m,n}^+ x_k} & J_{m,n} e^{jk_{m,n}^- x_k} \end{pmatrix}. \quad (\text{B.7})$$

Das Gleichungssystem (B.4) ist eindeutig lösbar, wenn die Anzahl der axialen Mikrofonringe x_k gleich der Anzahl der ausbreitungsfähigen Radialmoden n bei Berücksichtigung der hin- und rücklaufenden Moden ist. Bei der Verwendung von reflexionsarmen Abschlüssen an den Messkanälen können die rücklaufenden Wellen auf Grund der angenommenen Dämpfung vernachlässigt werden. Somit verdoppelt sich die Anzahl der zu analysierenden Radialmoden n bei gleich bleibender Anzahl von axialen Mikrofonringen x_k .

Zum Lösen des Gleichungssystems Gl. B.4 muss die Eigenwertmatrix invertiert werden. Damit ergibt sich der gesuchte Radialmodenvektor zu:

$$\mathbf{y} = \mathbf{A}^{-1} \cdot \mathbf{b}. \quad (\text{B.8})$$

In vielen Fällen ist die Eigenwertmatrix \mathbf{A} überbestimmt, d.h. die Anzahl der axialen Messstellen x_k ist größer als die Anzahl der zu bestimmenden Radialmoden n inklusive der hin- und rücklaufenden Wellen. Damit sind mehr Informationen aus den Messungen als unbekannte Variablen vorhanden. Es ist jedoch wünschenswert, dass alle Informationen mit in die Lösung einfließen. In solchen Fällen erfolgt die Invertierung der Eigenwertmatrix mit Hilfe der Singulärwertzerlegung (*Singular Value Decomposition - SVD*), wobei die kleinste Fehlerquadrat-Schätzung in der Lösung gefunden wird. Detaillierte Informationen dazu sind z.B. in den Lehrbüchern für numerische Mathematik von Stoer und Bulirsch [118] sowie Deuffhard und Hohmann [119] zu finden. Zusammenfassend soll kurz das Prinzip beschrieben werden. Dabei wird die Eigenwertmatrix wie folgt in eine orthogonale Matrix \mathbf{U} , eine transponierte orthogonal Matrix \mathbf{V}^T sowie eine nur auf der Diagonalen besetzte Matrix \mathbf{W} zerlegt.

$$\mathbf{A} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{W} \cdot \mathbf{V}^T \quad (\text{B.9})$$

Die Matrix \mathbf{W} enthält die Singulärwerte (*Singular Values*), w_j mit $1 \leq j \leq n$ genannt. Ist die Matrix \mathbf{A} quadratisch, entsprechen die Singulärwerte den Eigenwerten von \mathbf{A} . Die Invertierung ergibt sich zu:

$$\mathbf{A}^{-1} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{W}^{-1} \cdot \mathbf{V}^T, \quad (\text{B.10})$$

wobei dann nur die reziproken Singulärwerte $1/w_j$ zu bilden sind.

B.2.3 Optimierung des Axialabstandes der Mikrofonringe mittels Konditionsanalyse

Für die Auslegung der Mikrofonanordnung werden nur die in Tabelle B.2 aufgeführten Moden der ersten vier *BPF*-Harmonischen berücksichtigt. Damit kann der Aufwand in der eingesetzten Messtechnik durch die Anzahl der nötigen Mikrofone auf ein Mindestmaß begrenzt werden.

Die Bestimmung der radialen Modenordnungen erfolgt über die Messung der axialen Wellenzahl $k_{m,n}^{\pm}$ an der Wand. Es wurde eine Mikrofonanordnung bestehend aus drei Ringen mit jeweils 16 Mikrofonen und einem Ring mit 32 Mikrofonen gewählt. Durch den Ring mit 32 Mikrofonen ist gesichert, dass die Umfangsmodenordnung $m = -10$ nach dem Nyquist-Kriterium aufgelöst werden kann. Die Optimierung des Axialabstandes der Ringe Δx_{Mik} erfolgt über die Konditionsanalyse.

Die Konditionszahl c der Matrix \mathbf{W} ergibt sich aus dem Verhältnis von maximalem und minimalem Singulärwert zu:

$$c = \frac{w_{j,max}}{w_{j,min}}. \quad (\text{B.11})$$

Die Konditionszahl stellt ein Maß für die numerische Stabilität bei der Invertierung der Matrix \mathbf{A} bezüglich der Fehlerfortpflanzung dar. Dabei bedeuten hohe Konditionszahlen c eine

schlechte Konditionierung der Matrix \mathbf{A} und somit sind die Ergebnisse stark fehlerbehaftet. Die Konditionszahl c ist abhängig von der Besselfunktion der jeweiligen Moden (m, n) , von der axialen Wellenzahl $k_{m,n}^{\pm}$ sowie von der Axialposition der Mikrofonringe x_i untereinander. Damit wird die Konditionszahl als Maß zur Optimierung des Axialabstandes Δx_{Mik} der Mikrofonringe herangezogen. Weitere Informationen zur Konditions- bzw. Radialmodenanalyse finden sich z.B. in Enghardt et al. [40] sowie in Tapken et al. [99]

In Voruntersuchungen wurde mit dem Programm *pmodal* die Frequenz f sowie der Ringabstand Δx_{Mik} für die zu untersuchenden ausbreitungsfähigen *RSI* Moden (m, n) aus Tabelle B.2 variiert und die sich ergebenden Konditionszahlen analysiert. Als Ergebnis ergab sich ein Ringabstand von $\Delta x_{Mik} = 0,095$ m als Optimum für die in Abbildung B.2 dargestellte und verwendete Mikrofonanordnung.

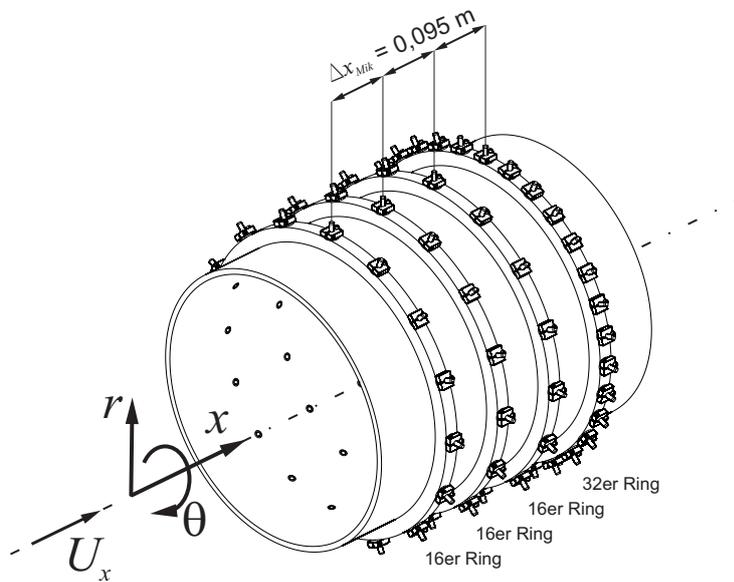


Abb. B.2: Mikrofonanordnung im Messkanal mit einem Radius von $R = 0,192$ m bestehend aus vier Ringen im Abstand von $\Delta x_{Mik} = 0,095$ m. Bestückung der einzelnen Ringe mit 16/16/16/32 wandbündigen Mikrofonen.

Die Abbildung B.3 zeigt die Konditionszahl c als Konturdarstellung in Abhängigkeit der Frequenz f und der ausbreitungsfähigen *RSI*-Moden für den optimierten Axialabstand. Für alle betrachteten *RSI*-Moden (m, n) aus Tabelle B.2 an den entsprechenden *BPF*-Harmonischen h ist die Konditionszahl $c < 10$. Im Fall der Mode $(m, n) = (4, 0)$ liegt die *BPF*-Harmonische f_{2BPF} kurz hinter einem lokalen Maximum in der Konditionszahl. Hier kann eine Variation der Drehzahl und damit der *BPF* sowie der Temperatur einen negativen Einfluss auf die Güte der Lösung haben. Alle anderen *BPF*-Harmonischen befinden sich in ausreichendem Abstand zwischen zwei lokalen Maxima, so dass eine Temperaturänderung nahezu keine Auswirkung auf die Konditionierung hat. Jedoch kann eine erhebliche Drehzahländerung diese Frequenzkomponenten in ein Maximum laufen lassen, so dass die Ergebnisse dann stark fehlerhaft wären.

Die statische Mikrofonanordnung stellt einen Kompromiss dar. Eine Anordnung mit Transversierung, wie diese in den Arbeiten von Tapken et al. [98] oder Enghardt et al. [40] verwendet wurde, führt zu einer besseren Auflösung aller Schallfeldanteile mit sehr gutem

Signal-Rauschabstand, was aber hohe Messzeiten zur Folge hat. In der vorliegenden Arbeit werden die Umfangsposition und die Einblasmenge an insgesamt 1196 Messpunkten für jede Düsenkonfiguration vermessen. Dies ist nur mit einer stationären Anordnung bei geringen Messzeiten möglich.

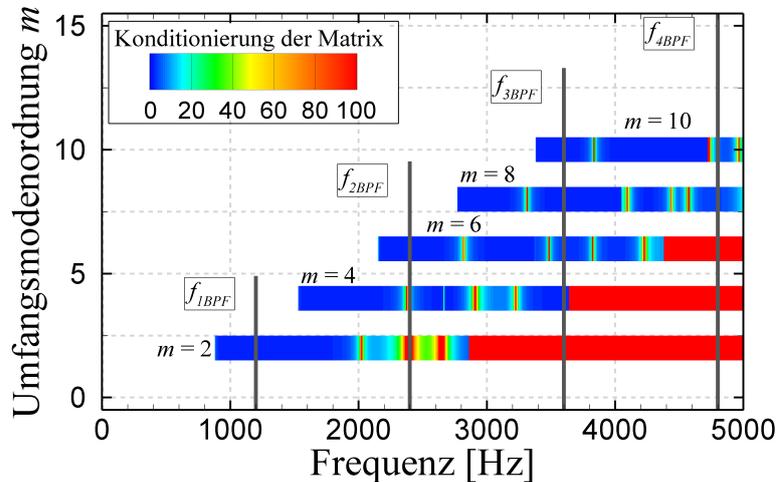


Abb. B.3: Ergebnisse der Konditionsanalyse der in Abbildung B.2 dargestellten Mikrofonanordnung. Analyseparameter: Machzahl im Messkanal $Ma = 0,05$, Temperatur im Messkanal $t = 20^\circ\text{C}$, drallfreie Zu- und Abströmung.

Mit der vorgestellten statischen Mikrofonanordnung können im Fall der *BPF*-Harmonischen f_{1BPF} und f_{2BPF} alle hin- und rücklaufenden Moden bestimmt werden. Für die *BPF*-Harmonischen f_{3BPF} und f_{4BPF} ist nur eine Berücksichtigung der hinlaufenden Wellen möglich, da sonst das Gleichungssystem (B.4) auf Grund der höheren radialen Modenordnungen (vgl. Tabelle B.2) unterbestimmt ist.

B.3 Datenauswertung

Dieser Abschnitt skizziert kurz die Schritte der Datenauswertung, um aus den Zeitrohdaten der einzelnen Mikrofonensignale die akustischen Moden zu bestimmen. Für die Analyse stand ein vom *DLR* entwickeltes Software-Paket zur Verfügung.

B.3.1 Analyse des Triggersignals

Die *RSI*-Moden sind an die Drehzahl des Rotors gekoppelt. Daher erfolgt im ersten Schritt die Analyse des rotorsynchronen Referenzsignals. Dies geschieht mit dem Programm *interp_trigger*, das die Position (*Samples*) der aufgenommenen Pulse pro Rotorumdrehung bei einer vorgegebenen Schwelle aus dem zugehörigen Zeitschrieb bestimmt.

B.3.2 Analyse der Zeitreihen der Mikrofone

Alle Zeitreihen der Mikrofone werden zunächst neu abgetastet (*re-sampling*), d.h. die Messdaten werden interpoliert. Dabei wird die Anzahl der neuen Zeitpunkte (*Samples*) innerhalb eines Triggerintervalls (Rotorumdrehung) so gewählt, dass diese einer ganzzahligen Potenz l_{re} zur Basis 2 entspricht ($2^{l_{re}}$).

Im nächsten Schritt erfolgt die *Fast-Fourier-Transformation* - *FFT*, womit die Mikrofon-signale aus dem Zeit- in den Frequenzbereich transformiert werden. Hierfür werden die Zeitreihen in zusammenhängende Fenster unterteilt. Für die Fensterlänge, ebenfalls angegeben in ganzzahligen Potenzen w zur Basis 2 (2^w), muss gelten: $w \geq l_{re}$. Damit entspricht die Fensterlänge einem ganzzahligen Vielfachen einer Rotorumdrehung. Es ergeben sich so für jede Mikrofonposition auf dem Umfang eines Ringes ein komplexes Schalldruckspektrum, dessen Phasenlage auf das Referenzsignal bezogen ist.

Durch die komplexe Mittelung der Spektren über alle Fenster innerhalb der *FFT*-Analyse werden alle nicht rotorsynchronen Anteile im Spektrum minimiert. Die Frequenzlinien in den Spektren entsprechen den Harmonischen der Drehfrequenz, den sog. *Engine Orders* (*EO*). Ist die *Engine Order* gleich einem ganzzahligen Vielfachen der Anzahl der Rotorschaukeln Z , so entspricht diese Frequenzlinie den *BPF*-Harmonischen h . Es gilt: $EO(h) = h \cdot Z$. Damit sind die Amplituden und Phasen eindeutig zugeordnet und es findet keine Verschmierung der Energie auf Nachbarbänder statt. Die Neuabtastung und Bildung der *FFT* erfolgt mit dem Programm *adaptive_fft*.

Für die weitere Modenanalyse werden dann die komplexen Schalldrücke $p'(h)$ der Frequenzlinien $EO(h) = h \cdot Z$ der ersten vier *BPF*-Harmonischen aus den einzelnen Schalldruckspektren für jedes Mikrofon extrahiert.

B.3.3 Umfangsmodenanalyse

In jedem Mikrofonring erfolgt die Zerlegung der komplexen Schalldrücke $p'(h)$ in komplexe Umfangsmoden A_m der Ordnung m für die Frequenzlinien der ersten vier *BPF*-Harmonischen ($EO(h) = h \cdot Z$). Dies geschieht mittels einer räumlichen *Diskreten-Fourier-Transformation* (*DFT*) über die äquidistanten Umfangspositionen der Mikrofone θ_{Mik} . Als Ergebnis liegen die Schalldruckspektren der Umfangsmoden in Amplitude und Phase für jede *BPF*-Harmonische vor. Für diese Analyse wird das Programm *azi_moden* verwendet.

B.3.4 Radialmodenanalyse

Für die Radialmodenanalyse wird das Programm *rad_mode_all* verwendet. Das eigenständige Programm erfordert die Eingabe der komplexen Schalldrücke $p'(h)$ der *BPF*-Harmonischen ($EO(h) = h \cdot Z$) für alle 80 Mikrofone der vier Ringe sowie die Positionen der Mikrofone in Zylinderkoordinaten. Als Ergebnis stehen dann die Spektren der Schalleistungen der jeweiligen ausbreitungsfähigen Moden (m, n) sowohl für hin- als auch rücklaufende Wellen mit den erwähnten Einschränkungen für jede der ersten vier *BPF*-Harmonischen zur Verfügung. Die Bestimmung der Schalleistung erfolgt nach Arnold [120].

C Berechnung der dimensionslosen Ventilator Kennzahlen und der Einblasmenge

Für die Berechnungen wird eine stationäre, reibungsfreie und inkompressible Strömung angenommen. Grundlegend hierfür sind die Erhaltungsgleichungen der Strömungsmechanik. Für die Erhaltung der Masse ergibt sich unter den aufgeführten Annahmen die Kontinuitätsgleichung entlang einer Stromröhre zu:

$$c_1 \cdot A_1 = c_2 \cdot A_2. \quad (\text{C.1})$$

Dabei sind c_1 und A_1 die Geschwindigkeit und Fläche am Eintritt der Stromröhre. Der Index 2 steht für die entsprechenden Größen am Austritt.

Eine weitere grundlegende Gleichung geht aus der Integration der Euler'schen Bewegungsgleichung entlang einer Stromlinie hervor, der die Impulserhaltung zu Grunde liegt. Mit den oben getroffenen Vereinfachungen und unter Vernachlässigung des Schwerkraftterms ergibt sich damit die Bernoulli-Gleichung zu:

$$\rho \cdot \frac{c_1^2}{2} + p_1 = \rho \cdot \frac{c_2^2}{2} + p_2 = p_t. \quad (\text{C.2})$$

Auch hier stehen die Indizes 1 und 2 für Ein- und Austritt der Stromlinie. Weitere Strömungsgrößen sind die Dichte ρ , der statische Druck p sowie der Gesamt- bzw. Totaldruck p_t , der entlang einer Stromlinie konstant bleibt. Nähere umfangreiche Informationen zu den Erhaltungsgleichungen der Strömungsmechanik können z.B. Schade und Kunze [121] oder Schlichting und Truckenbrodt [122] entnommen werden.

Aus den gemessenen Laborwerten für den Umgebungsdruck p_0 und die Umgebungstemperatur t_0 wird die Labordichte ρ_0 über die ideale Gasgleichung mit R als spezifischer Gaskonstante bestimmt:

$$\rho_0 = \frac{p_0}{t_0 \cdot R}. \quad (\text{C.3})$$

C.1 Bestimmung der Lieferzahl

Die Bestimmung des geförderten Volumenstroms bzw. des Massenstroms erfolgt mittels der statischen Druckmessung p_{EL} in der Einlaufdüse gegenüber dem Umgebungsdruck p_0 . Da aus der ruhenden Umgebung angesaugt wird, erfolgt so die direkte Messung des dynamischen Drucks q_{EL} in der Einlaufdüse mit dem Querschnitt A_{EL} . Der Querschnitt ergibt sich mit dem Durchmesser der Einlaufdüse $d_{EL} = 0,314$ m zu:

$$A_{EL} = \frac{\pi}{4} \cdot d_{EL}^2. \quad (\text{C.4})$$

Die Geschwindigkeit $c_{x,EL}$ in der Einlaufdüse folgt aus der Bernoulli-Gleichung Gl. (C.2) über die gemessene Druckdifferenz bzw. den dynamischen Druck q_{EL} zu:

$$c_{x,EL} = \sqrt{\frac{2 \cdot (p_0 - p_{EL})}{\rho_0}} = \sqrt{\frac{2 \cdot q_{EL}}{\rho_0}}. \quad (C.5)$$

Daraus folgen der vom Ventilator geförderte Volumenstrom Q bzw. Massenstrom \dot{m}_{Fan} zu:

$$Q = A_{EL} \cdot c_{x,EL} \quad (C.6)$$

bzw.:

$$\dot{m}_{Fan} = \rho_0 \cdot Q. \quad (C.7)$$

Mit dem bekannten Volumenstrom Q und dem Durchmesser des Rotors von $D_R = 0,3574$ m lässt sich die Lieferzahl φ nach Gl. (2.1) berechnen:

$$\varphi = \frac{Q}{u_{Tip} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot D_R^2}. \quad (C.8)$$

Dabei bestimmt sich die Umfangsgeschwindigkeit u_{Tip} an der Rotorspitze mit der Drehzahl n in min^{-1} zu:

$$u_{Tip} = \pi \cdot D_R \cdot \frac{n}{60}. \quad (C.9)$$

C.2 Bestimmung der Druckzahl

Nach Gl. (2.2) ergibt sich die Druckzahl zu:

$$\psi = \frac{\Delta p_t}{\frac{\rho_0}{2} \cdot u_{Tip}^2} \quad (C.10)$$

mit:

$$\Delta p_t = p_{t,3} - p_{t,1}. \quad (C.11)$$

Für die Bestimmung des Anstieges im Totaldruck bzw. Gesamtdruck Δp_t über der Rotor-Stator Stufe müssen Annahmen getroffen werden, da der Totaldruck hinter der Stufe $p_{t,3}$ nicht direkt gemessen wird. Durch die Annahme der Reibungsfreiheit entspricht der Gesamtdruck vor der Stufe dem Umgebungsdruck bzw. Labordruck $p_{t,1} = p_0$.

Für Axialventilatoren (inkompressibel) mit drallfreier axialer Zu- und Abströmung kann angenommen werden, dass der dynamische Druck q vor und hinter der Rotor-Stator Stufe für gleiche Querschnitte konstant ist, vgl. Neise [90] oder Eck [83]. Es gilt: $q_1 = q_3$. Damit kann die Druckzahl ψ auch über die Differenz der statischen Drücke bei gleichen Querschnitten bestimmt werden:

$$\psi = \frac{p_3 - p_1}{\frac{\rho_0}{2} \cdot u_{Tip}^2}. \quad (C.12)$$

Der statische Druck p_{AK} wird als Differenzdruck $\Delta p_{AK, Mess}$ über statische Druckbohrungen im Ausblaskanal gegenüber dem Umgebungsdruck (Labordruck) p_0 gemessen und ergibt sich zu:

$$p_3 = p_{AK} = p_0 + \Delta p_{AK, Mess}. \quad (C.13)$$

Ansaug- und Ausblaskanal haben die gleichen Querschnitte A_K mit einem Durchmesser von $d_K = 0,384$ m. Für den Ansaugkanal wird der statische Druck $p_{1, AK}$ über die Kontinuitäts- und Bernoulli-Gleichung aus dem Volumenstrom bestimmt:

$$p_1 = p_{1, AK} = p_0 - \left(\frac{Q}{A_K} \right)^2 \cdot \frac{\rho_0}{2}. \quad (C.14)$$

Die Gln. (C.13) und (C.14) werden in die Gl. (C.12) eingesetzt, so dass schließlich für die Druckzahl ψ aus den bekannten Größen folgt:

$$\psi = \frac{\Delta p_{AK, Mess} + \left(\frac{Q}{A_K} \right)^2 \cdot \frac{\rho_0}{2}}{\frac{\rho_0}{2} \cdot u_{Tip}^2}. \quad (C.15)$$

C.3 Bestimmung des Wirkungsgrades

Für die Bestimmung des Wirkungsgrades ϵ nach Gl. (2.3) muss die Strömungsleistung P_{St} sowie die mechanische Wellenleistung P_{Mech} am Rotor bekannt sein. Die Strömungsleistung für Ventilatoren bestimmt sich aus dem geförderten Volumenstrom Q und dem dabei erzeugten Totaldruckanstieg (Gesamtdruckanstieg) Δp_t nach Neise [90] zu:

$$P_{St} = Q \cdot (p_{t,3} - p_{t,1}) = Q \cdot \Delta p_t. \quad (C.16)$$

Mit den oben getroffenen Annahmen für die Druckzahl ψ kann auch hier der Anstieg im Gesamtdruck Δp_t über die Ventilatorstufe aus dem Anstieg des statischen Drucks $p_3 - p_1$ bei gleichen Querschnittsflächen bestimmt werden:

$$\Delta p_t = p_{3, AK, Mess} + \left(\frac{Q}{A_K} \right)^2 \cdot \frac{\rho_0}{2} \quad (C.17)$$

Da keine Drehmomentenmesswelle vorhanden ist, wird die mechanische Wellenleistung P_{Mech} am Rotor aus der zugeführten elektrischen Leistung P_{el} und der Annahme eines über die Drehzahl des Gleichstrommotors konstanten Wirkungsgrad von $\epsilon_{el} = 0,88$ berechnet:

$$P_{Mech} = \epsilon_{el} \cdot P_{el}. \quad (C.18)$$

Die elektrische Leistung folgt aus dem Produkt der gemessenen Spannung U und dem Strom I am Gleichstrommotor zu:

$$P_{el} = U \cdot I. \quad (C.19)$$

Damit ergibt sich der Wirkungsgrad des Ventilators nach dem Einsetzen der Gleichungen Gl. (C.16) bis Gl. (C.18) in Gl. (2.3) zu:

$$\epsilon = \frac{\left(p_{3, AK, Mess} + \left(\frac{Q}{A_K} \right)^2 \cdot \frac{\rho_0}{2} \right) \cdot Q}{\eta_{el} \cdot P_{el}}. \quad (C.20)$$

C.4 Bestimmung der Einblasmenge

Die Bestimmung der gesamten Einblasmenge über alle Düsen erfolgt über die Messung des statischen Druckabfalls Δp_{MR} in einem hydraulisch glatten Rohr. Die statischen Druckmessstellen sind in einem Abstand von $\Delta x = 1$ m angebracht. Das Messrohr befindet sich im Zulauf des Druckreservoirs, in dem die Aufteilung auf die einzelnen Ventile und Düsen stattfindet. Mit dem gemessenen Druckgradienten lässt sich die Rohrreibungszahl λ näherungsweise bestimmen:

$$\lambda = \frac{\partial p}{\partial x} \cdot \frac{4 \cdot r_{MR}}{\rho_{MR} \cdot u_M^2} \approx \frac{\Delta p_{MR}}{\Delta x} \cdot \frac{4 \cdot r_{MR}}{\rho_{MR} \cdot u_M^2}. \quad (C.21)$$

Nähere Informationen zu Rohrströmungen sind z.B. in Schade und Kunze [121] zu finden. Das verwendete Messrohr hat einen Radius von $r_{MR} = 0,01$ m. Unter der Voraussetzung isothermer Bedingungen ergibt sich die Dichte ρ_{MR} im Messrohr aus dem Labordruck p_0 , der Labordichte ρ_0 und dem gemessenen statischen Druck im p_{MR} über die isotherme Zustandsänderung idealer Gase zu:

$$\rho_{MR} = \frac{p_{MR}}{p_0} \cdot \rho_0. \quad (C.22)$$

Mit dem Rohrradius r_{MR} und der mittleren Geschwindigkeit u_M im Rohr lässt sich eine Reynoldszahl für die Rohrströmung angeben:

$$Re = \frac{2 \cdot r_{MR} \cdot u_M}{\nu}. \quad (C.23)$$

Nach Prantdl gilt der folgende Zusammenhang zwischen Reynoldszahl Re und Rohrreibungszahl λ für ein hydraulisch glattes Rohr:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2 \cdot \log_{10} \left(Re \cdot \sqrt{\lambda} \right) - 0,8. \quad (C.24)$$

Für Reynoldszahlen bis $Re < 2 \cdot 10^5$ kann jedoch für Gl. (C.24) die Näherung nach Blasius angenommen werden:

$$\lambda = 0,316 \cdot Re^{-1/4}. \quad (C.25)$$

Mit den Gln. (C.21), (C.23) und (C.25) berechnet sich die mittlere Strömungsgeschwindigkeit u_M aus dem gemessenen statischen Druckabfall Δp_{MR} zu:

$$u_M = \sqrt[7]{\frac{(4 \cdot \Delta p_{MR} \cdot r_{MR})^4 \cdot 2 \cdot r_{MR}}{(0,316 \cdot \rho_{MR} \cdot \Delta x)^4 \cdot \nu}}. \quad (C.26)$$

Damit ergibt sich der eingeblasene Volumenstrom:

$$Q_{In} = u_M \cdot A_{MR} \quad (C.27)$$

bzw. der Einblasmassenstrom:

$$\dot{m}_{In} = \rho_{MR} \cdot Q_{In}, \quad (C.28)$$

mit der Querschnittsfläche für das Rohr:

$$A_{MR} = r_{MR}^2 \cdot \pi. \quad (\text{C.29})$$

Schließlich kann die Einblasmenge bezogen auf den vom Ventilator geförderten Massenstrom \dot{m}_{Fan} in Prozent [%] ermittelt werden:

$$[\dot{m}_{In}/\dot{m}_{Fan}] \text{ in } [\%] = 100 \cdot \frac{\dot{m}_{In}}{\dot{m}_{Fan}}. \quad (\text{C.30})$$