

Physikalische Modellierung der Richtcharakteristik der Schallabstrahlung von Nebenstromtriebwerken¹

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt

Institut für Strömungsmechanik
Abteilung Meßverfahren und Strömungsanalyse
Bunsenstr. 10
D-37073 Göttingen

Göttingen, im November 1999

Institutsleiter:
Prof. Dr. rer. nat. G.E.A. Meier

Verfasser:
Rainer Schmid

Abteilungsleiter:
Dr. rer. nat. K.A. Bütetfisch

¹ Diese Arbeit erscheint gleichzeitig als von den Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fachbereichen der Georg-August-Universität zu Göttingen zur Erlangung des Doktorgrades genehmigte Dissertation D7.

Nebenstromtriebwerke, Freistahlquellen, Richtcharakteristik, Schallimmission, Triebwerksprobeläufe, Flugzeugstandläufe

Physikalische Modellierung der Richtcharakteristik der Schallabstrahlung von Nebenstromtriebwerken

Übersicht

In dieser Arbeit wird ein halbempirisches physikalisches Modell erarbeitet, das die Schallabstrahlung von heutzutage häufig verwendeten Nebenstromtriebwerken modelliert. Mit Hilfe eines relativ kleinen, physikalisch begründeten Satzes von triebwerksspezifischen Parametern kann die Schallimmission von Triebwerksprobeläufen und Flugzeugstandläufen im gesamten Winkelbereich um das Triebwerk herum für alle relevanten Betriebszustände durch Eingabe der Drehzahl des Triebwerks (Fans), der Umgebungstemperatur und der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung berechnet werden. Mit Berücksichtigung der sogenannten *flight effects*, die auf die Schallenstehung einwirken, kann das Modell auch zur Schaffung von Datengrundlagen für Simulationsverfahren herangezogen werden.

turbofan engines, sources of jet noise, directional characteristics, soundimmission, engine tests, aircraft runups

Half-empirical, physical model for the directional characteristic of sound radiated by modern turbofan engines

Summary

This report describes a half-empirical model dealing with the sound radiation of modern turbofan engines. The soundimmission of engine tests and aircraft runups can be calculated by a relative small - but based on physical laws - set of parameters. The model determines the soundimmission for all angles and all relevant operating conditions by feeding in the number of the fan's revolutions, the ambient temperature and the relative humidity. Considering the flight effects which have effects on the generation of sound the model can also be taken to generate acoustic databases for aircraft noise calculation procedures.

Inhaltsverzeichnis

	Symbolliste	7
1	Einleitung	11
2	Modellierung von Schallausbreitungsvorgängen	15
3	Aufbereitung von Richtcharakteristiken - Separation der Triebwerksgeräusche in Teilschallquellen	18
3.1	Allgemeine Anmerkungen	18
3.2	Quellenmodell für tieffrequente Freistrahlergeräusche	20
3.3	Separation der Drehtongeräusche aus Triebwerksprobeläufen.....	28
3.4	Separation der Restgeräusche aus Triebwerksprobeläufen	29
4	Halbempirisches Emissionsmodell für Nebenstromtriebwerke	31
4.1	Problemstellung.....	31
4.2	Allgemeine Bemerkungen zu Nebenstromtriebwerken.....	33
4.2.1	Funktionsprinzip.....	33
4.2.2	Triebwerksspezifische Kenngrößen	35
4.3	Modellierung von Freistrahlergeräuschen	38
4.3.1	Charakterisierung.....	38
4.3.2	Lage der Quellzentren.....	38
4.3.3	Referenzspektren der Freistrahlergeräusche	45
4.3.4	Richtcharakteristik der Freistrahlergeräusche.....	51
4.3.4.1	Allgemeines	51
4.3.4.2	Das <i>eddy</i> -Modell	52
4.3.4.3	Das Wellenmodell	55
4.3.4.4	Modell zur Beschreibung der Richtcharakteristik	57
4.4	Modellierung von Restgeräuschen	62
4.4.1	Charakterisierung.....	62
4.4.2	Lage der Quellen der Restgeräusche	63
4.4.3	Referenzspektren der Restgeräusche	63
4.4.4	Richtcharakteristik der Restgeräusche.....	67
4.5	Modellierung von Drehtongeräuschen	72
4.5.1	Charakterisierung.....	72
4.5.2	Fan- und Verdichtergeräusche	73
4.5.3	Turbinengeräusche.....	76
4.6	Brechung der Schallwellen im Freistrahler	82

5	Erste Anwendungen des Modells	84
5.1	Übersicht	84
5.2	Spektrale Richtcharakteristiken von Triebwerken	84
5.3	Bewertete Richtcharakteristiken	94
5.4	Vergleich der Modellrechnungen mit den Daten der Triebwerkshersteller	97
6	Zusammenfassung	99
7	Ausblick	100
	Literaturverzeichnis	101
	Danksagung	106

Symbolliste

a_n	[dB]	atmosphärische Dämpfung im n -ten Frequenzband
A	[m ²]	Fläche des Fans bzw. des idealisierten Triebwerks
A_n	[dB]	Bewertungskonstante für die A-Bewertung im n -ten Frequenzband
Ab_n		Abstandskonstante des Quellzentrums für das n -te Frequenzband
$\overline{Ab_n}$		über den Schub gemittelte Abstandskonstante der Quellzentren für das n -te Frequenzband
$\overline{\overline{Ab_n}}$		über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelte Abstandskonstante der Quellzentren für das n -te Frequenzband
b_n	[dB]	Bodenzusatzdämpfung im n -ten Frequenzband
B		trigonometrische Funktion zur Beschreibung der Brechung der Schallwellen im Freistrah
BPR		Nebenstromverhältnis (<i>bypass ratio</i>)
c	[m/sec]	Schallgeschwindigkeit außerhalb des Freistrahls
C_{mw}		Verstärkungsfaktor für Freistrahleräusche der m -ten Komponente der Frequenz w nach Michalke
C_F		Verstärkungsfaktor für Freistrahleräusche nach der Theorie von Ffowcs Williams
$C_{J,n}$		Verstärkungsfaktor für Freistrahleräusche des n -ten Frequenzbandes
$C_{R,n}$		Verstärkungsfaktor für Restgeräusche des n -ten Frequenzbandes
d_n	[dB/m]	atmosphärischer Dämpfungskoeffizient für das n -te Frequenzband
D	[m]	Durchmesser des Fans bzw. des idealisierten Triebwerks
D_f		Dopplerfaktor nach Gleichung (3-1)
e	[dB]	Brechungsfaktor
f	[Hz]	Frequenz
f_E	[Hz]	Frequenz beim Empfänger
f_m	[Hz]	Mittelfrequenz
f_Q	[Hz]	Frequenz an der Quelle
F	[kN]	Schub
F_{max}	[kN]	maximaler Schub
Fr	[%]	relative Feuchte der umgebenden Luft
g	[dB]	geometrische Dämpfung
$G(f)$		Gewichtungsfunktion
G_n	[dB]	Dämpfungskonstante der Bodenzusatzdämpfung nach AzB für das n -te Frequenzband
h_n	[dB]	Polynomkoeffizient zur Modellierung der Turbinengeräusche im n -ten Frequenzband
i_n	[dB]	Polynomkoeffizient zur Modellierung der Turbinengeräusche im n -ten Frequenzband

I	[W/m ²]	Schallintensität
I_0	[W/m ²]	Schallintensität, die senkrecht zur Triebwerksachse (90°) abgestrahlt wird
$\overline{\overline{\Delta_{10} I_{J,n}}}$	[W/m ²]	über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelte und durch die Frequenzbandbreite geteilte Schallintensität der Freistrahlergeräusche im n -ten Frequenzband
j_n	[dB]	Polynomkoeffizient zur Modellierung der Turbinengeräusche im n -ten Frequenzband
$k_{m\omega}$	[1/m]	Wellenzahl der m -ten Komponente der Frequenz ω
K_n	[dB]	Pegelkorrektur des modellierten Falls gegenüber dem unmodellierten Fall im n -ten Frequenzband
$Kp_{J,n}$		Korrekturparameter der Freistrahlergeräusche für das n -te Frequenzband
$Kp_{R,n}$		Korrekturparameter der Restgeräusche für das n -te Frequenzband
$\overline{Kp_{R,n}}$		über den Schub gemittelter Korrekturparameter der Restgeräusche für das n -te Frequenzband
$\overline{\overline{Kp_{R,n}}}$		über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelter Korrekturparameter der Restgeräusche für das n -te Frequenzband
$Kz_{J,n}$		Korrekturzahl der Freistrahlergeräusche für das n -te Frequenzband
$\overline{Kz_{J,n}}$		über den Schub gemittelte Korrekturzahl der Freistrahlergeräusche für das n -te Frequenzband
$\overline{\overline{Kz_{J,n}}}$		über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelte Korrekturzahl der Freistrahlergeräusche für das n -te Frequenzband
l	[m]	Länge des Triebwerks
L	[dB]	Schallpegel
L_A	[dB]	A-bewerteter Gesamtschallpegel
L_n	[dB]	Schallpegel im n -ten Frequenzband
$L_{J,n}$	[dB]	Schallpegel eines Freistrahlergeräuschs im n -ten Frequenzband
$L_{R,n}$	[dB]	Schallpegel eines Restgeräuschs im n -ten Frequenzband
L_0	[dB]	Schallpegel, der senkrecht zur Triebwerksachse (90°) abgestrahlt wird
$L_{0,J,n}$	[dB]	Schallpegel, der senkrecht zur Triebwerksachse (90°) vom Quellzentrum im n -ten Frequenzband abgestrahlt wird
$L_{0,R,n}$	[dB]	Schallpegel, der senkrecht zur Triebwerksachse (90°) vom Triebwerk im n -ten Frequenzband abgestrahlt wird
${}_8L_J$	[dB]	Referenzpegel der Freistrahlergeräusche nach Gleichung (4-7)
${}_8L_R$	[dB]	Referenzpegel der Restgeräusche nach Gleichung (4-26)
${}_{10}L_J$	[dB]	Referenzpegel der Freistrahlergeräusche nach Gleichung (4-9) bzw. Gleichung (4-13)
ΔL	[dB]	Schallpegeldifferenz zum Pegel L_0
ΔL_B	[dB]	Schallpegeldämpfung auf der Freistrahlerachse

ΔL_D	[dB]	Schallpegeldämpfung im Freistrah
$\Delta L_{F,n}$	[dB]	Schallpegeldifferenz zum Pegel $L_{0,R,n}$ eines Fangeräuschs im n -ten Frequenzband
ΔL_J	[dB]	Schallpegeldifferenz zum Pegel eines Freistrahleräuschs
$\Delta L_{J,n}$	[dB]	Schallpegeldifferenz zum Pegel $L_{0,J,n}$ eines Freistrahleräuschs im n -ten Frequenzband
$\Delta L_{R,n}$	[dB]	Schallpegeldifferenz zum Pegel $L_{0,R,n}$ eines Restgeräuschs im n -ten Frequenzband
$\Delta L_{T,n}$	[dB]	Schallpegeldifferenz zum Pegel $L_{0,R,n}$ eines Turbinengeräuschs im n -ten Frequenzband
$\overline{\Delta L_{T,n}}$	[dB]	über alle untersuchten Triebwerke gemittelte Schallpegeldifferenz zum Pegel $L_{0,R,n}$ eines Turbinengeräuschs im n -ten Frequenzband
$\Delta_8 L_{J,n}$	[dB]	Differenzpegel der Freistrahleräusche im n -ten Frequenzband nach Gleichung (4-8)
$\Delta_8 L_{R,n}$	[dB]	Differenzpegel der Restgeräusche im n -ten Frequenzband nach Gleichung (4-27)
$\overline{\Delta_8 L_{R,n}}$	[dB]	über den Schub gemittelter Differenzpegel der Restgeräusche im n -ten Frequenzband
$\overline{\overline{\Delta_8 L_{R,n}}}$	[dB]	über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelter Differenzpegel der Restgeräusche im n -ten Frequenzband
$\Delta_{10} L_{J,n}$	[dB]	Differenzpegel der Freistrahleräusche im n -ten Frequenzband nach Gleichung (4-10) bzw. Gleichung (4-14)
$\overline{\Delta_{10} L_{J,n}}$	[dB]	über den Schub gemittelter Differenzpegel der Freistrahleräusche im n -ten Frequenzband
$\overline{\overline{\Delta_{10} L_{J,n}}}$	[dB]	über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelter Differenzpegel der Freistrahleräusche im n -ten Frequenzband
\dot{m}	[kg/sec]	Massenfluß
\dot{m}_{\max}	[kg/sec]	maximaler Massenfluß
$\dot{m}_{N,\max}$	[kg/sec]	maximaler Massenfluß des Nebenstroms
Ma		Machzahl, gebildet mit der Schallgeschwindigkeit außerhalb des Freistrahls
$Ma_{m,\omega}$		Machzahl für die m -te Mode der Frequenz ω
Ma_n		Machzahl für das Quellzentrum des n -ten Frequenzbandes
Ma_Q		Machzahl bewegter Quellen
N	[RPM]	Drehzahl des Fans
N_{\max}	[RPM]	maximale Drehzahl des Fans
NI	[RPM]	<i>corrected rotorspeed</i> (festgelegte Drehzahl des Fans)
P	[W]	Schalleistung
r	[m]	Abstand des Immissionsorts von der Quelle
r_0	[m]	Abstand des Meßpunkts von der Quelle

s	[kN/m ²]	Proportionalitätskonstante zur Berechnung des Schubs
St		Strouhalzahl, gebildet mit dem Durchmesser des Triebwerks
T	[K]	Umgebungstemperatur
T_F	[K]	Freistrahlttemperatur
U	[m/sec]	Strömungsgeschwindigkeit
U_{max}	[m/sec]	maximale Strömungsgeschwindigkeit
x	[m]	Abstand des Quellzentrums von der Düse
x_n	[m]	Abstand des Quellzentrums des n -ten Frequenzbandes von der Düse
y		Exponent in der Gleichung (4-1) - Näherungsbeziehung $F(N)$
a		repräsentiert die Zerfallsstrecke der Turbulenzballen im Freistrah
b	[°]	Emissionsgrenzwinkel der Brechung im Freistrah
d	[dB]	Pegelkorrektur der hochfrequenten Turbinengeräusche
l	[m]	Länge des Kohärenzgebiets
q	[°]	Emissions- bzw. Ausbreitungswinkel des Schalls bezogen auf das Triebwerk
q'	[°]	Emissions- bzw. Ausbreitungswinkel des Schalls bezogen auf die Lage der tatsächliche Quelle
r	[kg/m ³]	Dichte
w	[Hz]	Frequenz im Wellenmodell von Michalke

1 Einleitung

Bei den meisten derzeit angewandten Fluglärmrechnungsverfahren wird der Schallpegel an einem vorgegebenen Immissionsort für den kleinsten Vorbeiflugabstand ermittelt. Hierzu wird in Pegel-Entfernungstabellen interpoliert, die als Funktion der Triebwerksleistung definiert sind (*Noise-Power-Distance-Curves*). Diese konventionellen Berechnungsverfahren liefern am Immissionsort kein Zeitsignal, sondern lediglich einen Maximalpegel und eine Einwirkzeit bzw. einen zeitintegrierten Pegel. In der Regel werden Effekte der Richtcharakteristik und ihr Einfluß auf die Geräuschkdauer nur pauschal berücksichtigt. Deshalb sind mit derartigen Verfahren Immissionsberechnungen, besonders im Bereich von gekrümmten Flugstrecken oder hinter dem Startrollpunkt, nur näherungsweise mittels empirischer Korrekturen durchführbar. Auch bei der Modellierung von Standläufen, für die die Richtcharakteristik eine entscheidende Rolle spielt, stoßen die konventionellen Berechnungsverfahren an ihre Grenzen.

Als bessere Lösung bieten sich Simulationsverfahren an. Bei diesen wird die Flugbahn in einzelne Punkte diskretisiert, an denen Fluggeschwindigkeit und Triebwerksschub (und damit auch Richtcharakteristik und Spektrum) sowie die räumliche Orientierung des Flugzeugs bekannt sein müssen. Im Idealfall liefern Simulationsverfahren einen meßtechnisch nachvollziehbaren Schallpegelverlauf am Immissionsort. Die bei klassischen Verfahren auftretenden Probleme können hier verfahrensbedingt nicht auftreten.

Allerdings stellen Simulationsverfahren hohe Anforderungen an die zur Beschreibung der Quelle benötigten Daten. Diese sind - obwohl bei den Herstellern vorhanden - nicht ohne weiteres verfügbar und prinzipiell nur mit hohem meßtechnischen Aufwand zu ermitteln. Mit numerischen Verfahren sind die gesamten Schallemissionsvorgänge von einzelnen Nebenstromtriebwerken bzw. Flugzeugen - selbst bei Kenntnis aller zur Schallentstehung beitragenden Triebwerksparameter - derzeit noch nicht hinreichend genau zu berechnen. Insbesondere beim Start sind die Triebwerke jedoch nach wie vor noch die dominierenden Quellen von Fluglärm. Bei Flugzeugstandläufen sind die Triebwerke sogar die einzigen Quellen. Beim Anflug moderner Flugzeuge können dagegen auch Umströmungsgeräusche eine zusätzliche Rolle spielen.

Soweit die Hersteller Richtcharakteristiken veröffentlicht haben, stammen diese von Flugzeugstandläufen bzw. Triebwerksprobeläufen. Diese Richtcharakteristiken sind meist in einem so geringen Abstand gemessen (etwa 40 bis 60 m), daß das Flugzeug nicht als Punktquelle angesehen werden kann. Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, ein physikalisches Modell zu erarbeiten, das es ermöglicht, aus den wenigen verfügbaren Meßdaten Richtcharakteristiken abzuleiten, die zur Weiterverwendung im Rahmen von Immissionsprognoseverfahren geeignet sind. Dieses Modell soll die wesentlichen physikalischen Vorgänge bei der Schallerzeugung und Abstrahlung von Nebenstromtriebwerken berücksichtigen. Es hat somit halbempirischen Charakter.

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen stellen Schallausbreitungsrechnungen ein wesentliches Hilfsmittel dar. Die diesen Rechnungen zugrundeliegenden Gesetzmäßigkeiten und Berechnungsformalismen werden in Kapitel 2 der vorliegenden Arbeit einführend beschrieben.

Bei der Schallerzeugung durch Nebenstromtriebwerke spielen verschiedenste Mechanismen eine Rolle. Neben der Schallerzeugung durch den turbulenten Triebwerksstrahl ist hier die Schallerzeugung durch die rotierenden Triebwerkskomponenten von Bedeutung. In Kapitel 3 wird gezeigt, daß diese Mechanismen an verschiedenen Orten ablaufen – nämlich zum einen im Bereich des Freistrahls und zum anderen im Triebwerk selbst. Im Hinblick auf eine Anwendung des Modells für den Flugzustand ist wichtig, daß die Mechanismen unterschiedlich von der Fluggeschwindigkeit beeinflußt werden. Daher ist eine separate Modellierung der verschiedenen Mechanismen notwendig.

Gemessene spektrale Richtcharakteristiken von Triebwerksprobeläufen oder Flugzeugstandläufen können also durch eine derartige Separierung in Teilschallquellen für Immissionsprognosen nutzbar gemacht werden und somit als Datengrundlage dienen. Dabei werden folgende Komponenten getrennt modelliert:

- niederfrequenter Schall des Freistrahls
- tonale Komponenten durch rotierende Triebwerksteile
- hochfrequenter breitbandiger Schall

Bei der Modellierung des Freistrahllärms ist zu beachten, daß die verschiedenen Frequenzen in unterschiedlichen Bereichen des Freistrahls (im folgenden als Quellzentren

bezeichnet) erzeugt werden. Dies ist insbesondere dann von Bedeutung, wenn in kurzen Entfernungen gemessene Richtcharakteristiken unter der Annahme des Flugzeugs als Punktschallquelle auf größere Abstände umgerechnet werden sollen. Bei der Ermittlung einer für Immissionsprognoseverfahren nutzbaren Richtcharakteristik müssen derartige gemessene Richtcharakteristiken in geeigneter Weise transformiert werden, damit die Lage der Quellzentren sachgerecht berücksichtigt wird. Für die restlichen Komponenten des Triebwerkslärms kann demgegenüber in guter Näherung das Triebwerkszentrum als Ort der Schallerzeugung betrachtet werden.

Eine Separierung in Teilschallquellen kann aber nicht vollständig in dem für Immissionsprognosen benötigten Umfang durchgeführt werden, da die derzeit veröffentlichten Richtcharakteristiken in der Regel nicht alle Betriebszustände umfassen, sondern nur für einige charakteristische Triebwerksleistungen ausgewiesen sind. In Kapitel 4 wird deshalb ein physikalisch sinnvolles Modell zur Beschreibung der Schallabstrahlung von typischen, heutzutage eingebauten Nebenstromtriebwerken erarbeitet, das auf einem begrenzten Satz von bekannten spektralen - aber physikalisch sinnvoll aufgearbeiteten - Richtcharakteristiken beruht. Dieses Modell nutzt die Ähnlichkeiten von charakteristischen Abstrahleigenschaften von Nebenstromtriebwerken aus. Auf diese Weise kann die Schallabstrahlung von solchen Triebwerken mit einem relativ kleinen Satz von triebwerksspezifischen, charakteristischen Parametern modelliert werden.

Das vorgestellte Modell soll und kann kein umfassendes, allgemeingültiges Modell für die Beschreibung jeglicher Art von Nebenstromtriebwerken sein. Es beschreibt zunächst nur vier in der zivilen Luftfahrt häufig benutzte Triebwerke, die alle ein vergleichbares Nebenstromverhältnis von ca. 4 bis 6 haben. Darüber hinaus können mit dem Modell für ähnliche Triebwerke, für die keine Meßdaten vorliegen, auch standardisierte spektrale Richtcharakteristiken definiert werden.

Für die vier untersuchten Triebwerke wird mit dem in Kapitel 4 vorgestellten Modell eine für Immissionsprognosen ausreichende Genauigkeit erzielt. Bei einem Vergleich der von den Herstellern ausgewiesenen Gesamtschallpegel mit den Modellrechnungen ergeben sich typische Differenzen von weniger als 1 dB. Dies ergibt sich aus ersten Modellanwendungen, die in Kapitel 5 beschrieben werden. Dabei werden sowohl

spektrale Richtcharakteristiken von Triebwerken als auch A-bewertete Richtcharakteristiken von stehenden Flugzeugen untersucht. Insbesondere deuten diese ersten Anwendungen des Modells darauf hin, daß bei der Vermessung der Schallabstrahlung von Triebwerken oder Standläufen eine Meßentfernung von mindestens 300 m eingehalten werden sollte, wenn das Triebwerk bzw. das Flugzeug als Punktschallquelle betrachtet werden soll - was die grundlegende Voraussetzung für die Einarbeitung in Immissionsprognoseverfahren ist. Das Modell kann später auch zur Erstellung von Datengrundlagen für Simulationsverfahren herangezogen werden, wenn die sogenannten *flight effects* und weitere im Flugzustand auftretende Geräusche (*airframe noise*) mit berücksichtigt werden.

2 Modellierung von Schallausbreitungsvorgängen

In der vorliegenden Arbeit sind an verschiedenen Stellen Schallausbreitungsrechnungen notwendig. Im folgenden soll kurz auf das Ausbreitungsmodell eingegangen werden, das diesen Rechnungen zugrunde liegt.

Das verwendete Ausbreitungsmodell basiert auf der Annahme, daß die Schallquelle punktförmig ist, und daß sich die Schallwellen als Kugelwellen fortpflanzen. Bei der Ausbreitung von der Quelle zum Immissionsort werden folgende Effekte berücksichtigt:

- geometrische Dämpfung
- atmosphärische Dämpfung
- Bodenzusatzdämpfung.

Im Bereich des Freistrahls werden bei der Ausbreitung des Schalls folgende weitere Effekte in pauschaler Weise berücksichtigt (siehe Kapitel 4.6):

- Gradienten in der Schallgeschwindigkeit aufgrund von Dichte-, Temperatur- und Geschwindigkeitsgradienten
- Streueffekte.

Folgende Effekte werden bei den Ausbreitungsrechnungen vernachlässigt:

- Laufzeiteffekt
- Windeinflüsse
- nichtlineare Effekte (z.B. Aufsteilung der Schallwelle).

Sei

$L_n(r_0)$ der im Abstand r_0 von der Quelle gemessene Schallpegel im n -ten Frequenzband (Referenzschallpegel) und
 r der Abstand des Immissionsorts von der Schallquelle (Ausbreitungsentfernung),

dann ergibt sich am Immissionsort der Pegel $L_n(r)$ im n -ten Frequenzband aufgrund der Effekte (1) bis (3) als

$$L_n(r) = L_n(r_0) - g(r, r_0) - a_n(r, r_0, d_n) - b_n(r, r_1, G_n) . \quad (2-1)$$

Die einzelnen Terme haben folgende Bedeutung:

$$g(r, r_0) = 20 \cdot \log_{10}(r / r_0) \quad (2-2)$$

ist die geometrische Dämpfung für die Ausbreitung von Kugelwellen.

$$a_n(r, r_0, d_n) = d_n \cdot (r - r_0) \quad (2-3)$$

ist die atmosphärische Dämpfung. Sie beschreibt die Einflüsse von Dissipation und Absorption durch molekulare Effekte. Der Koeffizient d_n der atmosphärischen Dämpfung im n -ten Frequenzband ist eine Funktion der Umgebungstemperatur T und der relativen Luftfeuchte der Umgebung Fr . Die diesem Dämpfungseffekt zugrundeliegenden Mechanismen sind sehr gut erforscht. Vorschriften zu seiner Berechnung liegen in mehreren internationalen Normen vor (SAE ARP 866A (1975), ISO 3891 (1979)).

$$b_n(r, r_1, G_n) = G_n \cdot \frac{r/r_1}{\sqrt{1 + (r/r_1)^2}} \quad \text{mit } r_1 = 700 \text{ m} \quad (2-4)$$

ist die asymptotische Zusatzdämpfung für bodennahe Schallausbreitung (Bodenzusatzdämpfung). Für die Berechnung dieses Effekts gibt es eine Reihe von verschiedenen Näherungsbeziehungen. Stellvertretend für viele Forschungsgruppen, die sich mit bodennaher Schallausbreitung beschäftigen, sei hier auf Wempen et al. (1985), Mellert et al. (1986) und Nocke et al. (1996), sowie auf Attenborough (1985 und 1988) hingewiesen. Die obige Gleichung ist der „Anleitung zur Berechnung von Lärmschutzbereichen – AzB“ (1975 und 1984) entnommen. Dieses zur Berechnung von Lärmschutzbereichen in Deutschland vorgeschriebene Verfahren hat sich über Jahre in der praktischen Anwendung gut bewährt. Die Koeffizienten G_n sind für die Oktavbänder mit den Mittenfrequenzen 63 bis 8000 Hz in der AzB definiert. Sofern in der vorliegenden Arbeit Terzbänder untersucht werden, werden für diese Terzbänder jeweils linear interpolierte Koeffizienten G_n aus den Koeffizienten G_n der AzB (1975 und 1984) zugrunde gelegt.

Der Einfluß der Bodenzusatzdämpfung nimmt mit zunehmendem Höhenwinkel zwischen Flugzeug und Immissionsort ab (Isermann (1982)). Konfigurationsbedingt kommt für ein stehendes Flugzeug der Bodeneffekt voll zum Tragen.

In der Regel werden bei Immissionsberechnungen Gesamtschallpegel ermittelt, wobei meistens als Frequenzbewertung die A-Bewertung zugrunde gelegt wird. Der A-bewertete Gesamtschallpegel für die Ausbreitungsentfernung r ergibt sich aus den Pegeln $L_n(r)$ der einzelnen Frequenzbänder nach Gleichung (2-1) als

$$L_A(r) = 10 \cdot \log_{10} \sum_n 10^{(L_n(r)+A_n)/10} \quad (2-5)$$

Die Filterkonstanten A_n für die einzelnen Frequenzbänder können der IEC-Norm 651 (1979) entnommen werden.

3 Aufbereitung von Richtcharakteristiken - Separation der Triebwerksgeräusche in Teilschallquellen

3.1 Allgemeine Anmerkungen

Richtcharakteristiken sind ein essentieller Bestandteil der Datengrundlagen für die auf einem Simulationsansatz beruhenden Immissionsberechnungsverfahren. Nur mit Kenntnissen über die Richtwirkung der Schallquelle ist es mit derartigen Verfahren möglich, zeitliche Schallpegelverläufe zu ermitteln oder spezielle Effekte der Flugbahngeometrie auf die Schallimmission am Boden zu modellieren.

Gemessene Richtcharakteristiken von Verkehrsflugzeugen sind allerdings in der Regel - obwohl bei den Herstellern vorhanden - nicht ohne weiteres zugänglich. Ihre meßtechnische Ermittlung ist mit hohem apparativen und personellen Aufwand verbunden und somit sehr kostspielig. Die wenigen frei verfügbaren Richtcharakteristiken stammen von Flugzeugstandläufen und Triebwerksprobeläufen. Sie sind in der Regel in sehr geringen Abständen gemessen (ca. 40 bis 60 m). Da die von Triebwerken und deren Freistrahlen erzeugten Geräusche aber in einem relativ großen Gebiet entstehen, müssen Richtcharakteristiken, die für Fluglärmberechnungsverfahren benutzt werden sollen, in einem ausreichend großen Abstand gemessen werden. Nur so ist die bei derartigen Verfahren gestellte Forderung, daß das Flugzeug bzw. das Triebwerk als Punktquelle aufgefaßt werden kann, zu erfüllen.

Bild 3.1 verdeutlicht diese Problematik (im folgenden wird ein flugzeugfestes bzw. triebwerksfestes Koordinatensystem benutzt, in dem der Winkel $q = 0^\circ$ die Flugzeugnase und der Winkel $q = 180^\circ$ das Flugzeugheck bezeichnet).

Am Punkt O sei ein Pegelwert aufgenommen worden. In der Annahme, daß sich das Flugzeug durch eine Punktquelle im Flugzeugschwerpunkt beschreiben läßt, wird diesem Pegelwert der Richtungswinkel q zugeordnet. In Wirklichkeit befindet sich das Quellgebiet, in dem der Schall entsteht, aber im Bereich des Freistrahls. Bezüglich der Lage dieses realen Quellzentrums müßte dem Pegelwert aber der Richtungswinkel q' zugeordnet werden.

Bei einer Ausbreitungsrechnung für größere Entfernungen wirkt sich diese Winkeldifferenz aus: Am Punkt O wird ein Pegel für eine Richtcharakteristik gemessen.

Für eine Ausbreitungsentfernung r ergibt sich daraus am Punkt P ein Pegelwert, wenn als Quelle der Flugzeugschwerpunkt angenommen wird. Bezieht man sich allerdings auf das reale Quellgebiet, so liegt in der Ausbreitungsentfernung r der Punkt P'. In beiden Fällen wird aber aus der am Punkt O gemessenen Richtcharakteristik extrapoliert. So ergeben sich zwangsläufig Fehler beim Umrechnen von Richtcharakteristiken auf größere Entfernungen. Diese sind um so größer, je näher der Punkt O am Flugzeug liegt und je weiter die eigentlichen Quellgebiete vom Flugzeugschwerpunkt entfernt sind.

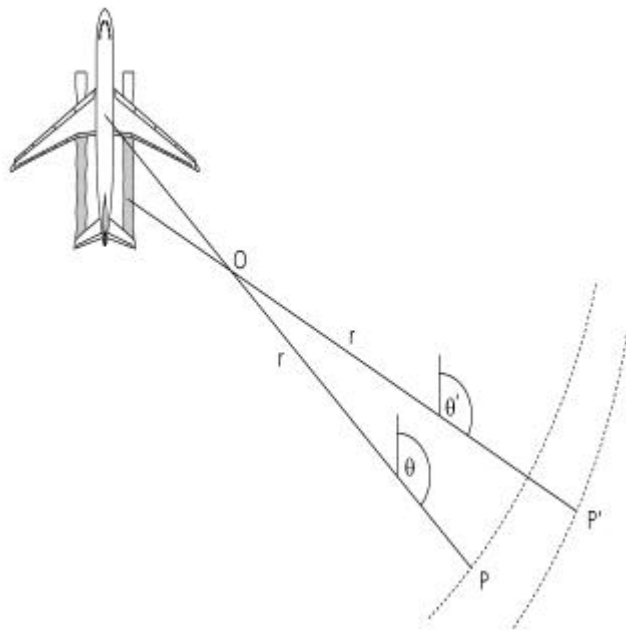


Bild 3.1: Unterschiedliche Richtungswinkel θ und θ' , die sich für einen am Punkt O gemessenen Schallpegel ergeben, wenn für eine Ausbreitungsentfernung r einmal der Flugzeugschwerpunkt und einmal die tatsächliche Lage des Quellzentrums (hier im Freistrahle) zugrundegelegt wird.

Eine Aufgabe der vorliegenden Arbeit ist es, eine Möglichkeit zu finden, in kurzer Entfernung und im Stand gemessene Richtcharakteristiken so aufzuarbeiten, daß sie für Immissionsprognosen nutzbar werden. Durch Einarbeitung der bereits bekannten geschwindigkeitsabhängigen Einflüsse auf die Richtcharakteristik (*flight effects* (Isermann (1988))) können die so für das stehende Flugzeug ermittelten Richtcharakteristiken auch auf Flugsituationen übertragen werden und damit in Simulationsprogrammen zum Einsatz kommen.

Es ist nicht möglich, aus Gesamtschallpegeln auf spektrale Eigenschaften der ursprünglichen Quelle zurückzurechnen. Daher eignen sich in kurzen Entfernungen

aufgenommene (bewertete oder unbewertete) Gesamtschallpegel nicht als Ausgangspunkt für die Berechnung der Richtcharakteristik. Falls jedoch ein Schallspektrum und eine Richtcharakteristik für (bewertete) Gesamtschallpegel zur Verfügung stehen, kann mit der von Isermann (1988) vorgeschlagenen Methode (Separation der Schallerzeugungsmechanismen) eine - wenn auch vereinfachte - Richtcharakteristik sowohl für Freistrahlg- als auch für Drehtongeräusche berechnet werden.

In Terz- bzw. Oktavspektren aufgenommene Richtcharakteristiken von Flugzeugstandläufen oder Triebwerksprobeläufen können jedoch auch trotz geringer Meßentfernungen als Datenbasis für ein Schallimmissionsmodell genutzt werden. Dazu ist es aber notwendig, die gemessenen, auf das gesamte Quellgebiet bezogenen Daten in einzelne Teilschallquellen mit eigenem Spektrum und eigener Richtcharakteristik zu separieren. Die Beiträge dieser einzelnen Teilschallquellen müssen an einem Immissionsort dann wieder zu einem Gesamtschallpegel superponiert werden.

Freistrahlg- und Drehtongeräusche werden an verschiedenen Orten (Freistrahlggeräusche hinter dem Triebwerk, Drehtongeräusche im Triebwerk) und durch verschiedene Mechanismen erzeugt. Daher unterscheiden sie sich sowohl hinsichtlich der spektralen Zusammensetzung als auch in der Richtwirkung. Deshalb kann eine Separation der Geräuschkomponenten in aus Terz- bzw. Oktavspektren aufgenommenen Richtcharakteristiken durchgeführt werden. Dabei muß allerdings angenommen werden, daß die Teilschallquellen nicht miteinander korreliert sind. Breitbandige Richtcharakteristiken von Triebwerksprobeläufen eignen sich besonders gut, um eine derartige Separierung durchzuführen, da keine weiteren Quellen bzw. Reflexionen die Separation behindern.

3.2 Quellenmodell für tieffrequente Freistrahlggeräusche

Freistrahlggeräusche sind nicht tonhaltig, sondern breitbandig und haben aufgrund der Konvektion im Freistrahlg eine ausgeprägte Richtcharakteristik. Dieser Konvektionseffekt bewirkt eine Pegelverstärkung in Freistrahlgrichtung und eine Pegelabschwächung gegen die Freistrahlgrichtung. Eine Frequenzverschiebung durch Konvektionseffekte konnte dagegen experimentell noch nicht eindeutig nachgewiesen werden (Drevet et al. (1977)).

Die im Freistrahle entstehenden Geräusche sind sehr niederfrequent. Da Drehtongeräusche aus dem Triebwerk für Frequenzen unterhalb von etwa 500 Hz um ca. 3 dB pro Oktave zu niedrigeren Frequenzen hin abnehmen (Blankenship et al. (1977)), spielen sie in den tieferen Frequenzbändern nur eine untergeordnete Rolle. Sie können daher - zumindest für Immissionsprognosen - vernachlässigt werden.

Eine Arbeit von Ribner (1964) zeigt, daß die einzelnen Frequenzen im Freistrahle nur in bestimmten lokalen Bereichen entstehen: Direkt am Düsenaustritt bilden sich keine Wirbel bzw. Turbulenzballen, die stromab immer größer werden. Je größer ein Turbulenzballen ist, um so niederfrequenter ist der von ihm abgestrahlte Schall. In einem lokalen Bereich können die vorhandenen Turbulenzballen zu einem Gesamtquellgebiet (einem „Quellzentrum“) zusammengefaßt werden. Je weiter ein solches Quellzentrum von der Düse entfernt ist, desto niederfrequenter ist der von ihm abgestrahlte Schall. Die Separation der Freistrahlergeräusche bereitet eine besondere Schwierigkeit, da die örtlichen Lagen dieser einzelnen Quellzentren zunächst nicht bekannt sind.

Messungen von Michalke et al. (1975) zeigen, daß die größten Druck- und Geschwindigkeitsschwankungen (also die potentiellen Produzenten von Freistrahlergeräuschen) auf der Freistrahlachse erst in einer Entfernung von ca. 8 bis 10 Düsendurchmessern zu erwarten sind. Erst bei diesen Abständen kann von einer voll ausgeprägten turbulenten Strömung ausgegangen werden (siehe Ribner (1964) und Michalke et al. (1975)). Bei Düsendurchmessern von 1.5 bis 2.5 m, die für moderne Nebenstromtriebwerke typisch sind, liegen demnach die Quellzentren der maßgeblichen Frequenzen in einem Abstand von ca. 18 m hinter der Düse. Dies führt in Immissionsprognosen zu erheblichen Fehlern, wenn die zugrundeliegende Referenzrichtcharakteristik in einem Meßabstand von etwa 50 m gewonnen und auf den Triebwerks- oder Flugzeugmittelpunkt bezogen wird (siehe Bild 3.1). Die Quellzentren der tiefsten Frequenzen, die einen besonders großen Abstand vom Triebwerk aufweisen, müssen daher lokalisiert und durch eine eigene Richtcharakteristik beschrieben werden. Für Messungen einer spektralen Richtcharakteristik in kurzen Meßentfernungen bietet es sich daher an, durch einen geeigneten Meßaufbau die Lage der Quellzentren der tiefen Frequenzbänder gleich mitzubestimmen. Dadurch kann die

gemessene Richtcharakteristik sinnvoll als Datenbasis für Immissionsprognosen nutzbar gemacht werden.

Da die Abstände der Quellzentren von der Düse bisher bei Messungen jedoch noch nicht mitbestimmt werden und daher auch nicht allgemein bekannt sind, wird in dieser Arbeit eine Methode entwickelt, mit deren Hilfe dieser Abstand aus den gemessenen breitbandigen Richtcharakteristiken selbst ermittelt werden kann. Um die Lage der Quellzentren zu lokalisieren, wird der Konvektionseffekt innerhalb des Freistrahls ausgenutzt.

Bild 3.2 zeigt eine gemessene Richtcharakteristik für die Oktavbänder mit den Mittenfrequenzen von 63 bis 250 Hz:

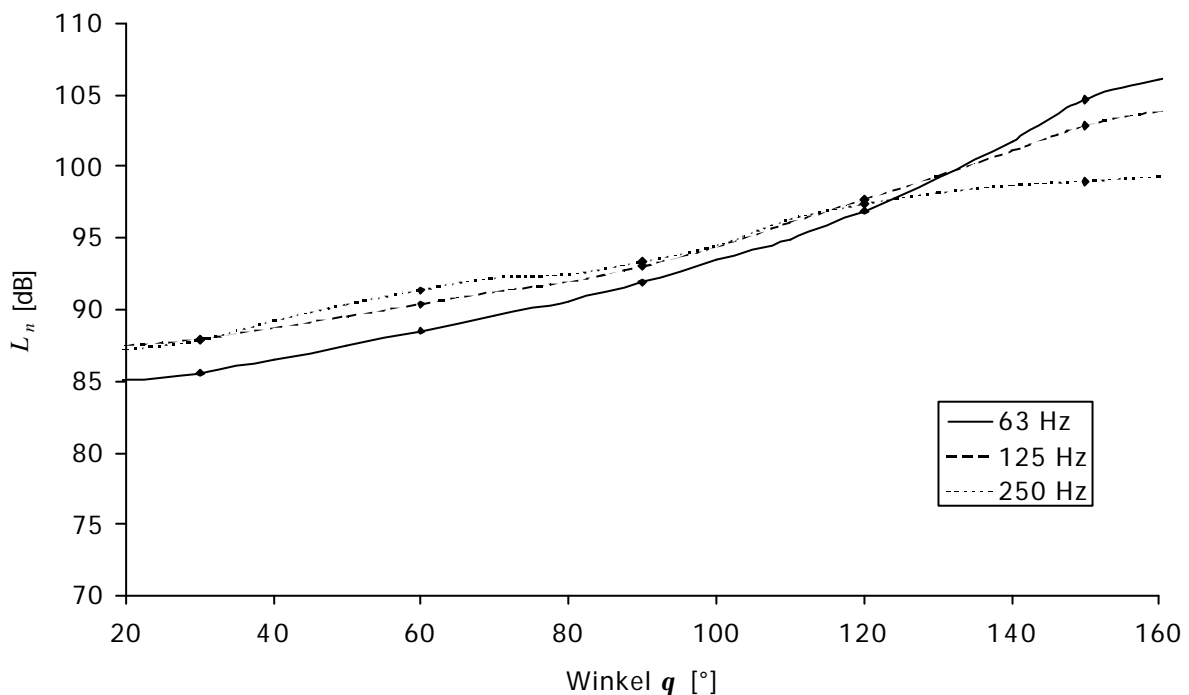


Bild 3.2: In einem Abstand von 46 m gemessene und zwischen den Meßpunkten interpolierte Richtcharakteristiken eines typischen Triebwerks für die Oktavbänder mit den Mittenfrequenzen von 63 bis 250 Hz.

Nach Goldstein (1976) wird die Frequenzverschiebung von bewegten Quellen (nicht für die Quellzentren im Freistrah) in Abhängigkeit vom Emissionswinkel durch den Dopplerfaktor

$$D_f = 1 - Ma_Q \cdot \cos(180^\circ - q') \quad (3-1)$$

beschrieben. Dabei bezeichnet Ma_Q die Machzahl der Quelle und \mathbf{q}' den Emissions- bzw. Ausbreitungswinkel (Bewegungsrichtung der Quelle ist 180°). Die Frequenz f_E beim Empfänger ergibt sich als

$$f_E = \frac{f_Q}{D_f} \quad (3-2)$$

mit f_Q als Frequenz der Quelle. Für eine bewegte Monopolquelle erhält man nach Lighthill eine Pegelverstärkung von

$$\Delta L(\mathbf{q}') = 10 \cdot \log_{10}(D_f^{-1}) \quad (3-3)$$

gegenüber dem Pegel L_0 einer ruhenden Schallquelle.

Der Schall eines Freistrahls wird nach dem Modell von Lighthill (1952) von Quadrupolquellen erzeugt. Während die Ordnung einer Schallquelle keinen Einfluß auf die Frequenzverschiebung hat, steigt der Exponent des Dopplerfaktors für die Pegelverstärkung von Quadrupolquellen bei Freistrahlen auf 5 (Ffowcs Williams (1960)). Weiterhin zeigen die Arbeiten von Ffowcs Williams (1963), daß während des Zerfalls der Freistrahlsquellen der zurückgelegte Weg einen Einfluß auf die Pegelverstärkung hat. Die Pegelverstärkung $\Delta L_J(\mathbf{q}')$ von Freistrahlen kann danach als

$$\Delta L_J(\mathbf{q}') = 10 \log_{10}(C_F^{-5}) \quad (3-4)$$

mit

$$C_F^{-5} = \left[(1 - Ma_Q \cdot \cos(180^\circ - \mathbf{q}'))^2 + \mathbf{a}^2 \cdot Ma_Q^2 \right]^{-5/2} \quad (3-5)$$

beschrieben werden. Dabei ist von einer statistischen Gleichverteilung der Ausrichtung der Quadrupolquellen im Raum auszugehen. \mathbf{a} repräsentiert eine Zerfallsstrecke, die von Ribner (1964) für kalte Freistrahlen als $\mathbf{a} = 0.33$ und für heiße Freistrahlen als $\mathbf{a} = 0.55$ bestimmt wurde.

Bild 3.3 zeigt die Pegelverstärkung bei Freistrahleräuschen nach der Theorie von Ffowcs Williams (siehe Ribner (1964)). Hier wird angenommen, daß der Gradient der Pegelverstärkung ein Maximum senkrecht zur Bewegungsrichtung hat. Die Pegelverstärkung hat also einen Wendepunkt beim Ausbreitungswinkel $\mathbf{q}' = 90^\circ$. Wird die Machzahl erhöht, verschiebt sich dieser Wendepunkt zu etwas größeren Winkeln. Dieser Effekt wird aber in der vorliegenden Arbeit vernachlässigt. Da der Freistrahlschall rotationssymmetrisch ist, liegen die Mittelpunkte der Quellzentren der einzelnen Frequenzen auf der Freistrahlschallachse. Wenn die Frequenzverschiebung über den

Ausbreitungswinkel q' vernachlässigt wird (Drevet et al. (1977)), kann - unter Berücksichtigung der in Kapitel 2 beschriebenen geometrischen und atmosphärischen Schallausbreitung - für jedes einzelne Frequenzband die Lage der Quellzentren berechnet werden. Dazu wird der Wendepunkt bzw. der Punkt der maximalen Zunahme der Pegelverstärkung über den Winkel q bestimmt.

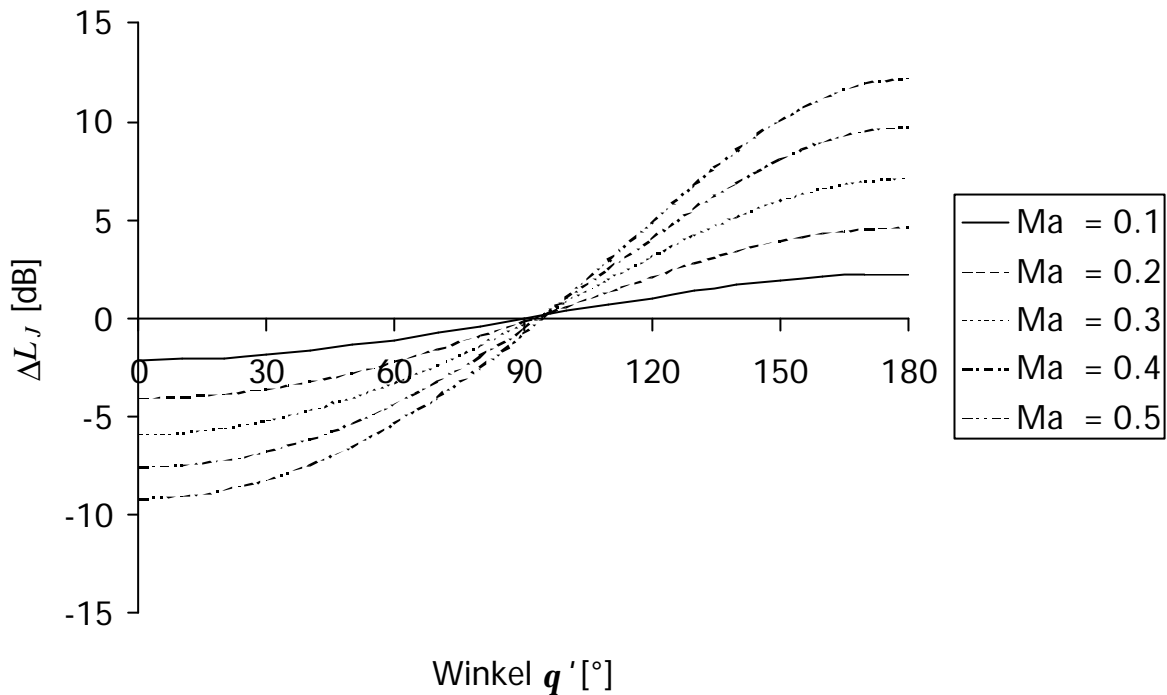


Bild 3.3: Einfluß der Machzahl Ma_Q der Quellen auf die Pegelverstärkung ΔL_J der Geräusche eines heißen Freistrahls nach der Theorie von Ffowcs Williams in Abhängigkeit vom Ausbreitungswinkel q' . Mit zunehmender Machzahl wird die Pegelverstärkung für Winkel $q' > 90^\circ$ und die Pegelabnahme für Winkel $q' < 90^\circ$ stärker.

Die hohen Dichte-, Temperatur- und Geschwindigkeitsgradienten im Freistrahls haben einen großen Gradienten der Schallgeschwindigkeit zur Folge. Dieser bewirkt eine Brechung der Schallwellen. Daher breitet sich der Schall im Freistrahls selbst nicht auf geraden, sondern auf gekrümmten Bahnen aus (siehe Bild 3.4). Da diese von der Freistrahlsachse weggerichtete Krümmung bei der vorgeschlagenen Methode nicht mitberücksichtigt wird, wird nicht die reale Lage, sondern vielmehr die scheinbare Lage der Quellzentren bestimmt, wie sie von einem ruhenden Beobachter außerhalb des Freistrahls wahrgenommen wird. Die realen Lagen der Quellzentren sind näher an der Düse zu erwarten (siehe Bild 3.4). Für Immissionsberechnungen außerhalb des Freistrahls sind aber die scheinbaren Lagen maßgebend. Im folgenden wird daher unter der Lage der Quellzentren immer die scheinbare (akustisch maßgebliche) Lage verstanden.

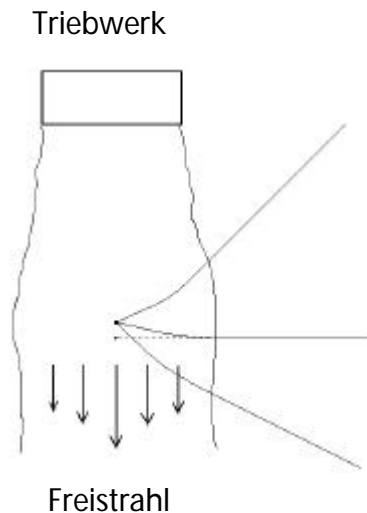


Bild 3.4: Abstrahlung einer Schallquelle aus einem Freistrahler. Wegen des großen Gradienten der Schallgeschwindigkeit werden die Schallwellen im Freistrahler gebrochen. Ein ruhender Beobachter nimmt deshalb eine größere Entfernung der Schallquelle von der Düse wahr als tatsächlich gegeben.

Wie aus Bild 3.2 zu entnehmen ist, kann bei einem Triebwerk für die drei Oktavbänder mit den Mittenfrequenzen von 63 bis 250 Hz eine Lokalisierung der Quellzentren mit der oben vorgestellten Methode vorgenommen werden, da in diesen Oktavbändern die Freistrahlergeräusche von anderen Geräuschen nicht maßgeblich überlagert werden.

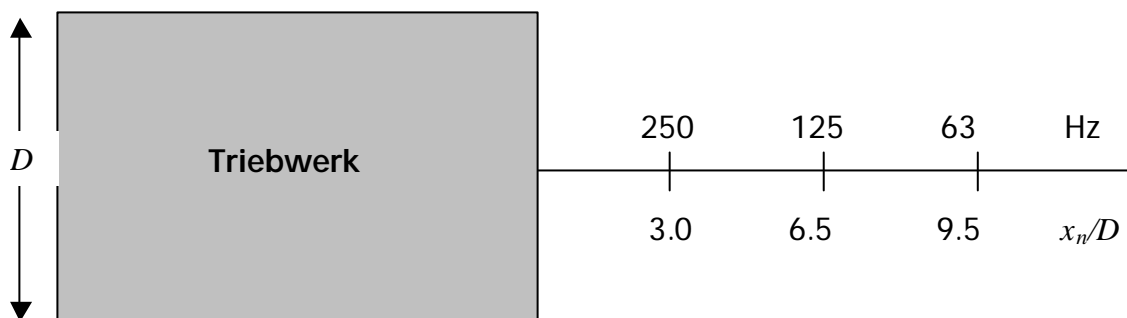


Bild 3.5: Schematische Darstellung der Lage der Quellzentren im Triebwerksfreistrahler für verschiedene Frequenzen (D Durchmesser des idealisierten Triebwerks, x_n Abstand des Quellzentrums für das n -te Frequenzband vom Düsenaustritt).

In Bild 3.5 sind die für Bild 3.2 berechneten Abstände der Quellzentren von der Düse dargestellt. Aufgetragen sind die dimensionslosen Abstände x_n/D . Dabei ist D der Durchmesser des idealisierten Triebwerks (siehe Kapitel 4.2.2) und x_n der Abstand des Quellzentrums für das n -te Frequenzband vom Düsenaustritt.

Das Quellzentrum für das 63 Hz-Band hat – wie zu erwarten war - den größten Abstand mit 9.5 Durchmessern. Das Quellzentrum für das Oktavband mit der Mittenfrequenz von 250 Hz hat den geringsten Abstand mit 3.0 Durchmessern. Dieser Abstand von 3.0 Durchmessern legt nahe, daß für Nebenstromtriebwerke - zumindest für die Frequenzbänder bis zu etwa 350 Hz - eine Lokalisierung der Quellzentren vorgenommen werden sollte, wenn die ermittelten Richtcharakteristiken für Immissionsprognosen genutzt werden sollen (siehe Bild 3.1 und Bild 3.7).

Sind die Lagen der Quellzentren ermittelt, muß für jedes Quellzentrum eine eigene Richtcharakteristik bestimmt werden. Dies geschieht durch Rückrechnung von den Meßpunkten anhand der in Kapitel 2 vorgestellten Schallausbreitungsvorgängen. In Bild 3.6 sind die berechneten Richtcharakteristiken als Differenzpegel $\Delta L_{J,n}(\mathbf{q}') = L_{J,n}(\mathbf{q}') - L_{0,J,n}$ zu dem senkrecht zum Quellzentrum berechneten Pegelwert $L_{0,J,n} = L_{J,n}(90^\circ)$ aufgetragen. Die tieferen Frequenzbänder zeigen eine geringfügig größere Pegelverstärkung als die höheren Frequenzbänder.

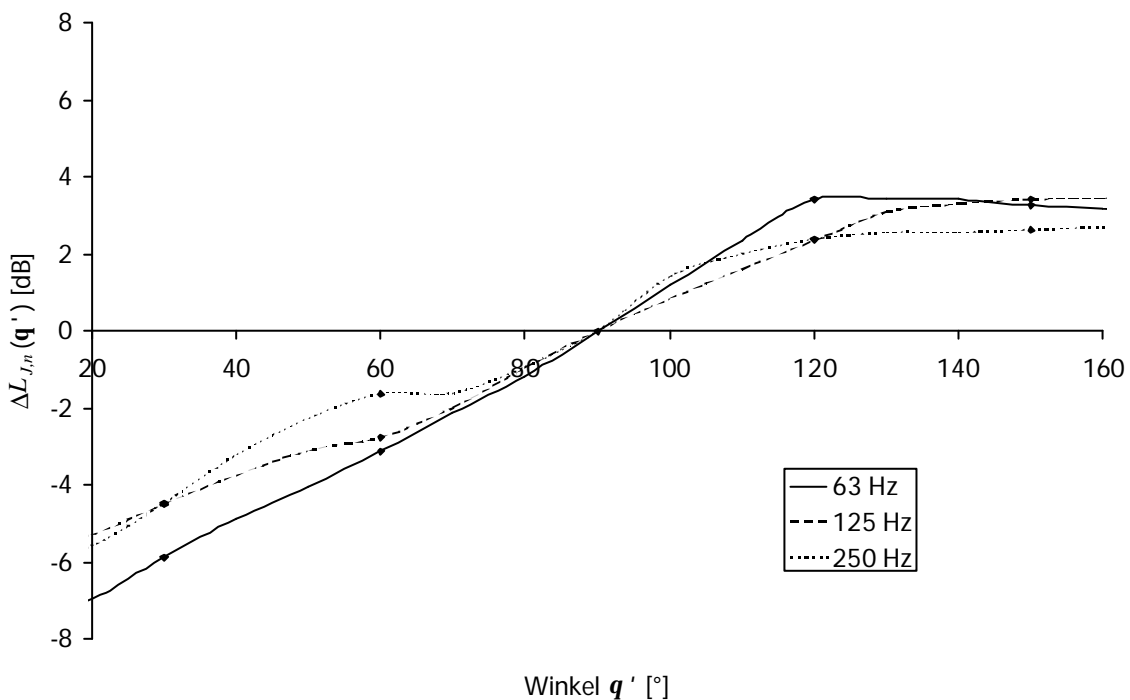


Bild 3.6: Modellierte Richtcharakteristiken der Freistrahlergeräusche für die in Bild 3.5 aufgetragenen Lagen der Quellzentren als Differenzpegel $\Delta L_{J,n}(\mathbf{q}') = L_{J,n}(\mathbf{q}') - L_{0,J,n}$.

In Bild 3.7 ist für einen (für Immissionsprognosen relevanten) Abstand von 2000 m eine Pegelkorrektur K_n aufgetragen. Diese muß zu einer auf das Triebwerk bezogenen Richtcharakteristik addiert werden, um die auf die Quellzentren bezogene Richtcharakteristik (modellierter Fall) wiederzugeben (siehe auch Abbildung 3.1). Durch

die unterschiedlichen Entfernungen der Meßpunkte zu den Quellzentren im Freistrahle ergeben sich durch die Rückrechnung unterschiedliche geometrische Dämpfungen und somit auch unterschiedliche Pegel. Da sich die Quellzentren in einem Abstand hinter dem Triebwerk befinden, erzeugt der Schall, der zu niedrigen Winkeln abgestrahlt wird, in großer Entfernung einen höheren Pegel aus einer Rückrechnung auf die Quellzentren als aus einer auf das Triebwerk bezogenen Rückrechnung. Umgekehrt erzeugt der Schall, der zu hohen Winkeln abgestrahlt wird, aufgrund der geringeren Ausbreitungsentfernung in großer Entfernung einen niedrigeren Pegel. Je größer der Abstand der Quellzentren vom Triebwerk ist, desto größer sind die berechneten Pegeldifferenzen.

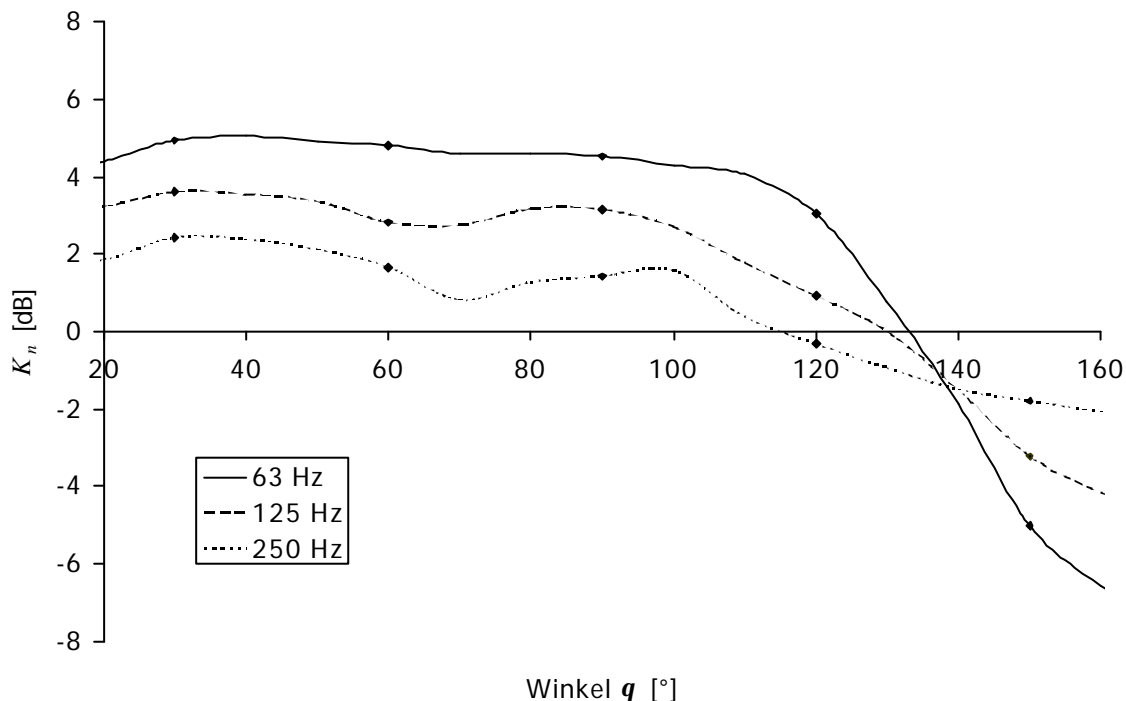


Bild 3.7: Pegelkorrektur K_n für eine Ausbreitungsentfernung von 2000 m. K_n ist die bei einer Modellierung der Teilschallquellen gegenüber dem unmodellierten Fall auftretende Pegeldifferenz für das n -te Frequenzband.

Für die Freistrahlergeräusche in den Frequenzbändern $f \leq 350$ Hz konnte die oben vorgestellte Methode bei allen untersuchten Nebenstromtriebwerken angewendet werden. Die tieffrequenten, reinen Freistrahlergeräusche von Nebenstromtriebwerken können daher einfach aus den verfügbaren Richtcharakteristiken separiert werden, da sie im betrachteten Frequenzbereich nicht von anderen Geräuschkomponenten überlagert werden. Für diese Frequenzbänder müssen in einer kurzen Meßentfernung gewonnene Richtcharakteristiken allerdings auf die Quellzentren im Freistrahle

zurückgeführt werden, um für Zwecke der rechnerischen Immissionsprognose geeignet zu sein. Ansonsten würden die in Bild 3.7 aufgezeigten Pegeldifferenzen in immissionsrelevanten Entfernungen zu Abweichungen der berechneten Pegel führen. Genauere Untersuchungen zur Lage der Quellzentren und daraus resultierende Richtcharakteristiken werden in Kapitel 4.3 vorgestellt.

3.3 Separation der Drehtongeräusche aus Triebwerksprobeläufen

Als Drehtongeräusche werden im folgenden alle Geräusche bezeichnet, die durch die Wechselwirkung der Strömung durch das Triebwerk mit dessen verschiedenen Komponenten (Rotor, Stator, Verdichter und Turbine) erzeugt werden. Da das Triebwerk ummantelt ist, können sich zusätzlich zu den direkt erzeugten Geräuschen auch akustische Moden im Triebwerksgehäuse ausbilden. Alle diese Geräusche haben eine tonale Charakteristik. Messungen von Blankenship et al. (1977) zeigen, daß derartige Drehtongeräusche für Frequenzen unterhalb von etwa 500 Hz um ca. 3 dB pro Oktave zu niedrigeren Frequenzen hin abnehmen. Die ausgewerteten Terzspektren der Triebwerkshersteller zeigen außerdem, daß Drehtongeräusche für Frequenzen $f \leq 350$ Hz vernachlässigbar sind. Deshalb werden sie in der vorliegenden Arbeit nur für die Frequenzen über 350 Hz bestimmt.

Die von Rotor, Stator und Verdichter erzeugten akustischen Moden werden in den Winkelbereich $0^\circ < \mathbf{q} < 90^\circ$ abgestrahlt. Dagegen werden die Turbinengeräusche in den Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 180^\circ$ emittiert. Senkrecht zur Triebwerkslängsachse werden also keine Drehtongeräusche direkt abgestrahlt.

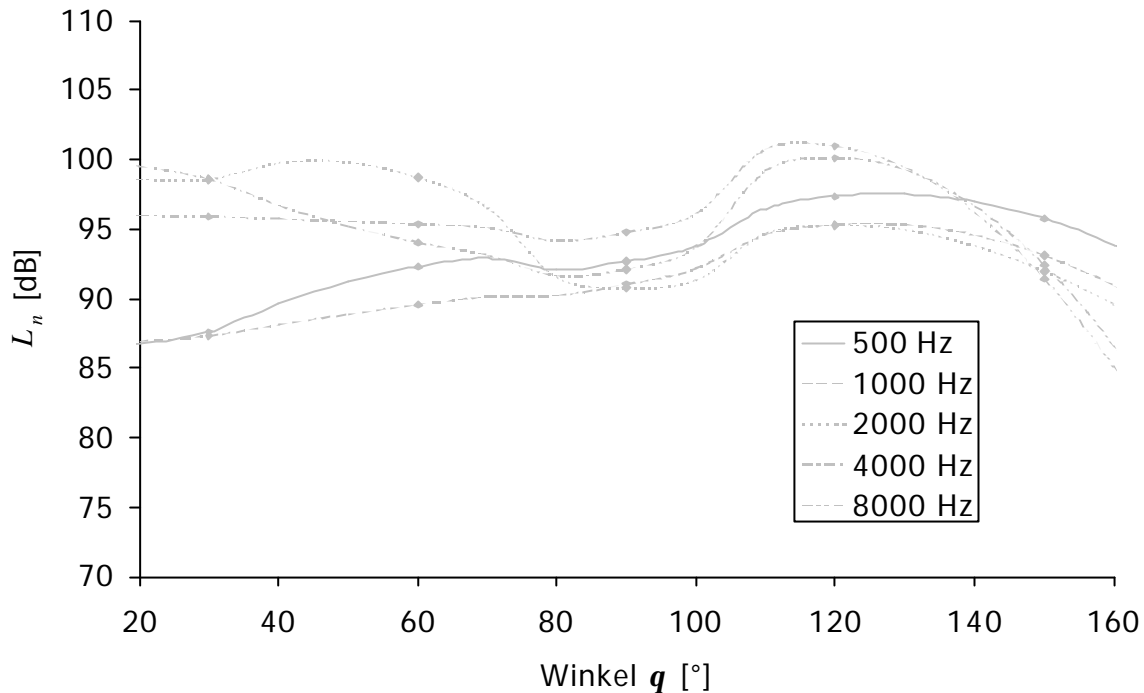


Bild 3.8: In einem Abstand von 46 m gemessene und zwischen den Meßpunkten interpolierte Richtcharakteristiken eines typischen Triebwerks für die Oktavbänder mit den Mittenfrequenzen von 500 bis 8000 Hz.

In Bild 3.8 sind die Drehtongeräusche im Winkelbereich $0^\circ < q < 90^\circ$ als erhöhte Pegel gegenüber dem Pegel L_n (90° zur Triebwerksachse) in den Oktavbändern mit den Mittenfrequenzen 2000 Hz, 4000 Hz und 8000 Hz leicht zu identifizieren. Die Geräusche der Turbine sind im Winkelbereich $90^\circ < q < 150^\circ$ als erhöhte Pegel gegenüber dem Pegel L_n (90° zur Triebwerksachse) in den Oktavbändern mit den Mittenfrequenzen 4000 Hz und 8000 Hz auszumachen. Alle diese in den Frequenzbändern oberhalb von 350 Hz gefundenen Pegelerhöhungen werden den Drehtongeräuschen zugeordnet, als deren Quelle das Triebwerk selbst angenommen wird. Durch diese Zuordnung können Ausbreitungsrechnungen der als Drehtöne identifizierten Pegel vorgenommen werden.

3.4 Separation der Restgeräusche aus Triebwerksprobeläufen

Neben den reinen Freistrahlgereuschen in den tiefen Frequenzbändern ($f \leq 350$ Hz) und den tonalen Drehgeräuschen in den Frequenzbändern oberhalb von 350 Hz sind bei allen Nebenstromtriebwerken noch weitere breitbandige Geräusche in den Frequenzbändern oberhalb von 350 Hz zu beobachten. Aus den Daten der

Triebwerkshersteller lassen sich diese Pegel weder Drehton- noch Freistrahlgereuschen zuordnen. Sie k6nnen aber trotzdem aus beiden bestehen. Weiterhin sind in ihnen auch Maschinengerusche aller Art enthalten.

Alle diese Gereusche, die nicht eindeutig zugeordnet werden k6nnen, werden in der vorliegenden Arbeit nicht weiter differenziert und als Restgereusche zusammengefaßt. Da den Restgereuschen keine Quelle zugeordnet werden kann, wird wie bei den Drehtongereuschen das Triebwerk selbst als Quelle angenommen. Genauere Untersuchungen der Restgereusche und deren Richtcharakteristiken werden in Kapitel 4.4 vorgestellt.

4 Halbempirisches Emissionsmodell für Nebenstromtriebwerke

4.1 Problemstellung

Mit dem in Kapitel 3 vorgestellten Verfahren zur Aufbereitung von Richtcharakteristiken können einzelne Messungen von Nebenstromtriebwerken so aufgearbeitet werden, daß sie für rechnerische Immissionsprognosen nutzbar werden. Die für derartige Prognosen benötigten Richtcharakteristiken sind aber in der Regel nicht für einen kompletten Satz von Betriebszuständen vorhanden. Sollen Leistungszustände von Triebwerken dargestellt werden, für die keine gemessenen Richtcharakteristiken existieren, kann jedoch zwischen bekannten vermessenen Triebwerksleistungen interpoliert werden. Dies kann aber vor allem dann zu großen Fehlern führen, wenn es in einzelnen Bereichen (z.B. durch eine Drehzahländerung) zum Auftreten oder Verschwinden von akustischen Moden des Fans kommt.

Aus diesem Grund wird ein einfaches Schallemissionsmodell erarbeitet, das auf einem sehr begrenzten Satz von bekannten, aufgearbeiteten, breitbandigen Richtcharakteristiken beruht. Solche stehen derzeit für typische Nebenstromtriebwerke von modernen Flugzeugen zur Verfügung. Das Modell ist nicht für alle Betriebszustände gleichermaßen geeignet, da lediglich die Schallemissionen im hohen Drehzahlbereich (mit den Betriebszuständen Landung und Start) modelliert werden. Der Einsatzbereich des Modells reicht daher von etwa der halben bis zur maximalen Drehzahl des jeweiligen Triebwerks.

Im Modell werden die drei bereits in Kapitel 3 untersuchten Hauptgeräuschquellen von Nebenstromtriebwerken unterschieden:

- Freistrahlgерäusche
- Restgeräusche
- Drehtongeräusche.

Maschinen- und Verbrennungsgeräusche sowie alle übrigen Triebwerksgeräusche sind in diesen drei Komponenten enthalten. Für jede dieser Hauptgeräuscharten wird - für jedes relevante Terzband - folgende Information vorgegeben:

- die Lage der Quellgebiete (soweit benötigt)
- der Pegel L_0 in Richtung $\mathbf{q}' = 90^\circ$ und im Bezugsabstand $r = 1\text{m}$ und

- die Richtcharakteristiken (als additiver Pegelzuschlag ΔL zum Pegel L_0).

Alle diese Informationen werden für jedes Terzband durch charakteristische Größen und triebwerksspezifische Konstanten ausgedrückt. Da das Modell für Immissionsberechnungen genutzt werden soll und daher praktisch handhabbar bleiben muß, wird die Anzahl der charakteristischen Größen und Konstanten auf einen aus physikalischer Sicht sowohl notwendigen als auch ausreichenden Umfang begrenzt. Außerdem werden über die untersuchten Triebwerke gemittelte charakteristische Größen angegeben. Dies geschieht, um für Triebwerke oder Flugzeuge, für die keine Meßdaten vorliegen, zumindest standardisierte Datensätze ableiten zu können.

Für das Modell sind vier gängige Nebenstromtriebwerke untersucht worden. Prinzipiell können auf der Basis der Daten für diese Triebwerke die meisten der heute gebräuchlichen Triebwerkstypen modelliert werden. Die untersuchten Triebwerke werden im folgenden mit den Buchstaben A, B, C und D gekennzeichnet und in Diagrammen stets mit Hilfe der gleichen Symbole dargestellt. Obwohl das Nebenstromverhältnis (*bypass-ratio*) *BPR* nicht als charakteristische Größe in das Modell eingeht, ist es in Tabelle 4.1 für die untersuchten Triebwerke angegeben. Die Untersuchungen dieser Arbeit basieren im wesentlichen auf Terzspektren von Triebwerksprobeläufen der Triebwerkshersteller. Diese Spektren wurden in einem Winkelbereich $30^\circ \leq \alpha \leq 150^\circ$ und einem Meßabstand von 46 m (150 ft) ermittelt.

Typ	Symbol	<i>BPR</i>
A	■	4.3
B	◆	5.1
C	▲	5.0
D	×	6.0
Gemittelt	●	

Tabelle 4.1: Für die vier untersuchten Triebwerke in den Diagrammen verwendete Symbole. Für jedes Triebwerk ist zur Information das Nebenstromverhältnis *BPR* angegeben.

4.2 Allgemeine Bemerkungen zu Nebenstromtriebwerken

4.2.1 Funktionsprinzip

Die heutzutage in Verkehrsflugzeugen eingebauten Nebenstromtriebwerke arbeiten alle nach dem gleichen Prinzip. Stellvertretend für die große Menge an Literatur sei hier auf drei Bücher hingewiesen, in denen die Funktionsweise und das Arbeitsverhalten von Nebenstromtriebwerken, sowie die zugrundeliegenden thermodynamischen Mechanismen sehr gut verdeutlicht werden: Kerrebrock (1977), Urlaub (1991) und Müller (1997). Eine exakte rechnerische Modellierung der strömungsphysikalischen und akustischen Erscheinungen in Nebenstromtriebwerken ist in der Regel nicht möglich, da die dazu nötigen Eingabeparameter nicht vollständig frei verfügbar sind. Eine solche Modellierung ist aber für die vorliegende Arbeit auch nicht nötig, da im zu erstellenden Modell stets gemessene Schallpegel auf einen begrenzten Satz von Parametern abgebildet werden sollen.

Moderne Nebenstromtriebwerke funktionieren schematisch nach folgendem Prinzip (siehe Bild 4.1): Von einem großen Fan wird Luft in das Triebwerk beschleunigt. Ein kleiner Teil des Massenstroms wird in das Kerntriebwerk, die restliche Luft an diesem vorbei durch den Nebenstromkanal geleitet. Die in das Kerntriebwerk geleitete Luft wird vom Kompressor verdichtet und in die Brennkammer gedrückt. Zusätzlich wird Brennstoff in die Brennkammer gespritzt und mit der komprimierten Luft gezündet. Mit dem Verbrennungsprozeß bildet sich ein Abgasgemisch, das mehr innere und kinetische Energie besitzt als die zugeführte Luft. Dadurch bildet sich aus dem Abgasgemisch ein heißer, schneller Kernstrahl, der sich am Triebwerksaustritt mit dem langsameren Nebenstrom zu einem Koaxialstrahl verbindet. Der Kernstrahl wird auf dem Weg zur Düse über die Turbine expandiert, damit soviel wie möglich von der inneren Energie in kinetische Energie umgewandelt wird. In der Turbine wird anteilig kinetische Energie aus dem Kernstrahl ausgekoppelt, um Kompressor und Fan anzutreiben. Bei den heutigen Nebenstromtriebwerken sitzt der Fan noch auf der gleichen Welle wie der Kompressor und die Turbine, und hat somit die gleiche Drehzahl wie diese.

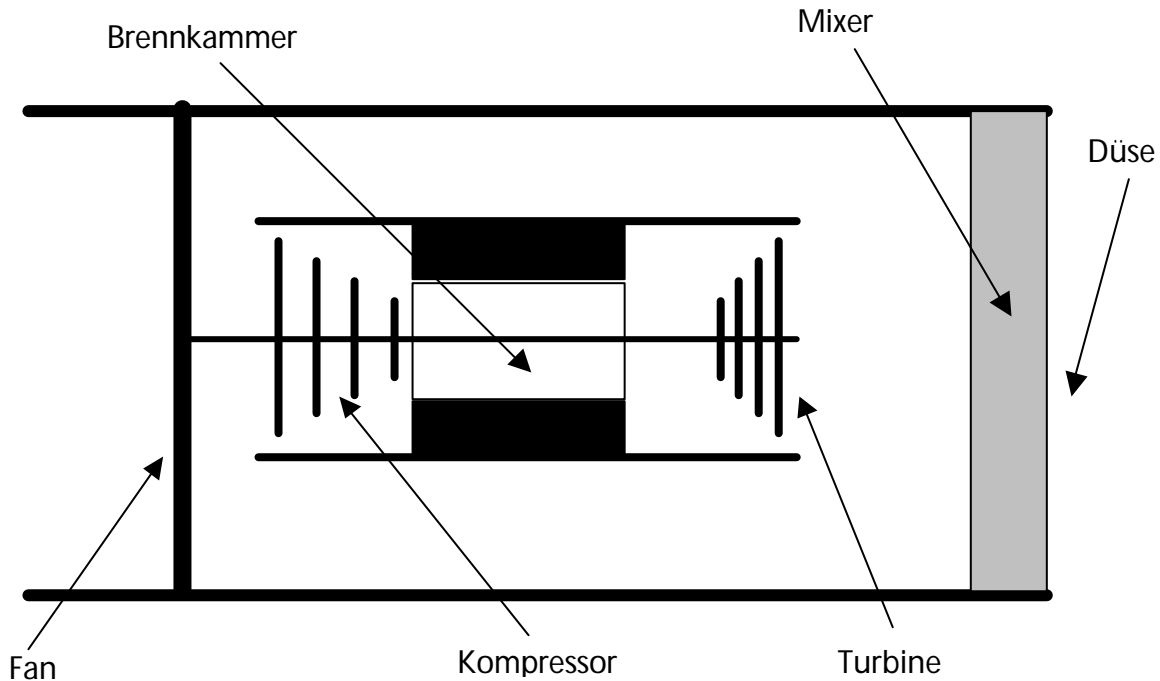


Bild 4.1: Schema eines Nebenstromtriebwerks

Der Wirkungsgrad eines Triebwerks nimmt für steigenden Massenfluß bei abnehmender Geschwindigkeit des Gasgemischs zu. Daher werden Triebwerke mit immer größeren Nebenstromverhältnissen gebaut. Damit der von ihnen erzeugte Lärm nicht steigt, darf sich aber die Umlaufgeschwindigkeit der Blattspitzen des Fans nicht zu weit erhöhen. Wird die Drehzahl demgegenüber aber zu weit gesenkt, so reicht sie bei modernen Niederdruckverdichtern nicht mehr aus, um genügend große Kompressionsraten zu erzeugen. Deshalb müssen Triebwerke mit niedrigeren Drehzahlen des Fans gegenüber dem Kompressor und Turbine gebaut werden. Obwohl dadurch das Gewicht des Triebwerks erhöht wird, kann dies nur durch den Einbau eines Getriebes gelöst werden. Beim Nebenstromtriebwerk PW8000 ist dieses moderne Prinzip bereits verwirklicht.

Im Idealfall hat die Luft, die am Kerntriebwerk vorbei geführt wird, in der Düse die gleiche Geschwindigkeit wie das Gasgemisch aus dem Kerntriebwerk selbst. Dies wird aber in der Realität nicht erreicht. Damit das schnellere Gasgemisch aus dem Kerntriebwerk noch „abgebremst“ wird, sind in einigen Triebwerken Mixer eingebaut, in denen die beiden Massenströme noch vor dem Verlassen des Triebwerks vermischt werden.

Das Verhältnis des Massenstroms durch den Nebenstromkanal zu dem des Kernstrahls wird als Nebenstromverhältnis (*bypass ratio*) *BPR* bezeichnet. Die heute gebräuchlichen

Nebenstromtriebwerke haben alle ein vergleichbares Nebenstromverhältnis in der Größenordnung von 4 bis 6. Bei Nebenstromtriebwerken der neuesten Bauart werden Nebenstromverhältnisse von bis zu 9 erreicht.

4.2.2 Triebwerksspezifische Kenngrößen

Ein weiteres Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, eine relativ einfache, aber für eine Schallimmissionsprognose hinreichend genaue akustische Beschreibung eines Nebenstromtriebwerks zu finden. Dazu wird das Triebwerk als eine Art *black box* angesehen, über deren Inhalt und Funktionsprinzip nur wenig bekannt sein muß.

Zur Beschreibung der Drehtongeräusche ist es nötig, zumindest die Drehzahl des Fans und dessen Blattzahl zu kennen. Demgegenüber sind zur Beschreibung des Freistrahlergeräuschs sowohl der Massenfluß als auch die Strömungsgeschwindigkeit (sowie deren Verteilung über die durchströmte Fläche in der Düse) nötig. Da aber selbst diese Daten nicht ohne großen meßtechnischen Aufwand zu erhalten sind, werden in der vorliegenden Arbeit Ersatzgrößen konstruiert, mit denen die Beschreibung des Freistrahlergeräuschs durch Anpassung an Schallpegelmessungen hinreichend genau vorgenommen werden kann.

Für die gebräuchlichen Triebwerke sind folgende Größen frei verfügbar (Jane's (1998-1999)):

- die Länge l des Triebwerks,
- der Durchmesser D und die Fläche A des Fans,
- die Blattzahl des Fans,
- das Nebenstromverhältnis BPR ,
- der maximale Schub F_{max} ,
- der maximale Massenfluß des Nebenstroms $\dot{m}_{N,max}$.

Die Leistung moderner Triebwerke wird meist als Prozentsatz der sogenannte *corrected rotorspeed* NI des Fans angegeben. Dabei bezeichnet der Wert von 100% NI eine willkürlich festgelegte Drehzahl des Fans, die in der Regel in der Nähe der maximalen Drehzahl liegt. Der tatsächliche Schub F des Triebwerks muß erst aus der Drehzahl abgeleitet werden. Für die meisten Triebwerke existieren jedoch Tabellen oder Graphen, in denen der Schub in Abhängigkeit von der Drehzahl aufgetragen ist. Eine derartige

Abhängigkeit ist für den statischen Fall in Bild 4.2 beispielhaft für das Nebenstromtriebwerk D dargestellt. Zusätzlich ist eine Näherungsfunktion eingezeichnet, mit der der Schub F als Funktion der Drehzahl N ausgedrückt werden kann

$$F = s \cdot A \cdot (N / N_0)^y. \quad (4-1)$$

Dabei bezeichnet A die Fläche des Fans (das Nebenstromtriebwerk wird schematisch als Zylinder mit dem Durchmesser des Fans aufgefaßt). s ist eine Proportionalitätskonstante, N die Fandrehzahl und N_0 ein Normierdrehzahl von 1 RPM (Umdrehung pro Minute).

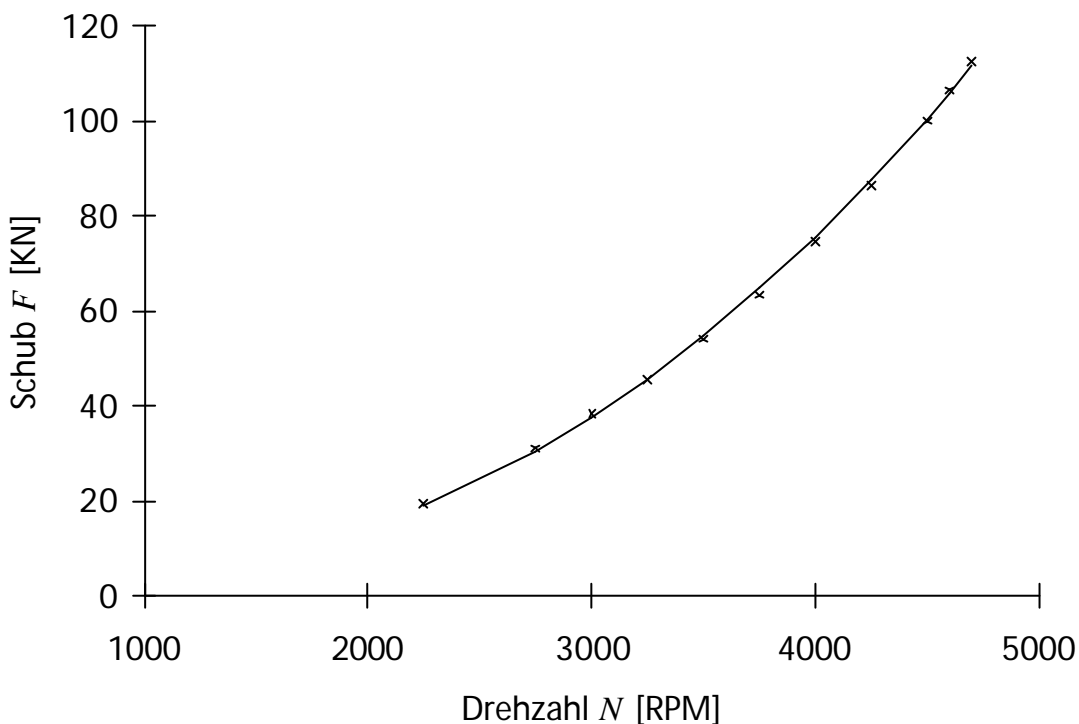


Bild 4.2: Schub F des Nebenstromtriebwerks D in Abhängigkeit von der Drehzahl N des Fans für den statischen Fall. Die Symbole repräsentieren Herstellerwerte, die Linie ist nach der Gleichung (4-1) angepaßt.

Bei allen untersuchten Nebenstromtriebwerken konnte der Schub mit dieser einfachen Funktion dargestellt werden, wobei sich nur geringfügig abweichende Exponenten y ergeben. Die berechneten Proportionalitätskonstanten s und die Exponenten y sind in Tabelle 4.2 eingetragen. Die Exponenten y sind nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate an die Messungen angepaßt.

Triebwerk	$s \cdot 10^8$ [kN/m ²]	y	BPR
A	3.0614	2.594	4.3
B	6.3186	2.503	5.1
C	3.4587	2.491	5.0
D	6.4462	2.414	6.0

Tabelle 4.2: Angepaßte Proportionalitätskonstanten s und Exponenten y nach Gleichung (4-1) für die vier untersuchten Nebenstromtriebwerke. (Zum Vergleich: das Nebenstromverhältnis BPR)

Es fällt auf, daß für die Triebwerke B und C, die nahezu das gleiche Nebenstromverhältnis haben, fast gleich große Exponenten y ermittelt wurden. Das Triebwerk A, welches das kleinste Nebenstromverhältnis besitzt, hat den höchsten, das Triebwerk D, welches das größte Nebenstromverhältnis besitzt, hat den niedrigsten Exponenten. Wie zu erwarten, hängt also der Exponent y vom Nebenstromverhältnis ab. Für gleiche Nebenstromverhältnisse können somit Exponenten y von etwa gleicher Größe erwartet werden.

Das Nebenstromverhältnis moderner Triebwerke kann als konstant über alle Triebwerksleistungen angenommen werden. Aus ihm und dem maximalen Massenstrom des Nebenstroms $\dot{m}_{N,max}$ kann daher der gesamte maximale Massenstrom \dot{m}_{max} als

$$\dot{m}_{max} = \dot{m}_{N,max} + \dot{m}_{N,max} / BPR \quad (4-2)$$

berechnet werden. Hier wird angenommen, daß sowohl die Strömungsgeschwindigkeit U als auch die Dichte ρ und die Freistrahlttemperatur T_F konstant über den Düsenquerschnitt sind. Der Schub eines ruhenden Triebwerks kann nach dem Impulssatz durch

$$F = \dot{m} \cdot U = \rho \cdot A \cdot U^2 \quad (4-3)$$

berechnet werden. Somit kann für den Koaxialstrahl des schematisch vereinfachten Zylindertriebwerks eine maximale Geschwindigkeit U_{max} und eine Dichte ρ berechnet werden. Da außerdem die Freistrahlttemperatur T_F und die Dichte ρ von Kernstrahl und Nebenstrom mit der Drehzahl nahezu konstant bleiben, wird hier angenommen, daß sich die für den maximalen Schub berechnete Dichte ρ in erster Näherung auch auf die übrigen Arbeitspunkte der Triebwerke übertragen läßt. Somit können mit der Gleichung (4-3) ein Massenstrom \dot{m} und eine Geschwindigkeit U für jede Drehzahl des

idealisierten Zylindertriebwerks aus dem Triebwerksschub F , der Dichte ρ und der Fläche A des idealisierten Zylindertriebwerks berechnet werden.

In der Realität können allerdings sowohl die hier berechneten Massenströme als auch die Geschwindigkeiten weder im Triebwerk selbst noch in der Düse erwartet werden. Sie bieten aber die für das Modell geforderten Ersatzgrößen, auf die die auszuwertenden Pegelmessungen bezogen werden können.

4.3 Modellierung von Freistrahlgereuschen

4.3.1 Charakterisierung

Freistrahlgereusche sind breitbandig und sehr tieffrequent. Für den Fall, daß lediglich Richtcharakteristiken für kleine Meßentfernungen zur Verfügung stehen, wurde bereits in Kapitel 3.2 gezeigt, daß für Frequenzen unter 350 Hz zunächst die Lage der Quellen lokalisiert werden muß. Da die Quellzentren für diese Frequenzen schon so große Abstände vom Triebwerk haben, kann dies bei Ausbreitungsrechnungen zu nicht unbeträchtlichen Fehlern führen.

Zunächst wird daher mit Hilfe der in Kapitel 3 vorgestellten Methode die Lage der Quellzentren für die neun Terzbänder mit den Mittenfrequenzen von 50 bis 315 Hz aus Schallpegeln von Triebwerksprobeläufen bestimmt. Dann werden die Pegel $L_{0,J,n}$ (Richtung $q' = 90^\circ$, Bezugsabstand $r = 1$ m) der n -ten Terzbänder ermittelt, und die Richtcharakteristik wird als additiver Pegelzuschlag $\Delta L_{J,n}$ zum n -ten Terzband berechnet. Abschließend werden die Lage der Quellzentren (bzw. der Abstand von der Düse x_n), die Pegel $L_{0,J,n}$ und die Richtcharakteristik $\Delta L_{J,n}$ durch charakteristische Größen und Konstanten ausgedrückt, die nur noch vom jeweiligen n -ten Terzband abhängen.

4.3.2 Lage der Quellzentren

Die Freistrahlgereusche bestimmter Frequenzen entstehen in bestimmten lokalen Bereichen im Freistrahlselbst (Ribner (1964)). Mit der in Kapitel 3 vorgestellten Methode wird jeweils der Abstand x_n des Quellzentrums des n -ten Terzbandes von der Düse (im folgenden als Quellzentrenabstand x_n bezeichnet) für die neun Terzbänder mit den Mittenfrequenzen 50 bis 315 Hz aus den vorliegenden Meßdaten bestimmt.

Bei den zur Verfügung stehenden Daten der Hersteller sind nur Messungen für eine begrenzte Anzahl von Abstrahlwinkeln vorhanden. Deshalb konnte der Quellzentrenabstand mit der in Kapitel 3 vorgeschlagenen Methode nur mit einigem numerischen Aufwand ermittelt werden. Dabei kann zum einen der Quellzentrenabstand nur ungenau bestimmt werden, zum anderen können durch das numerische Verfahren selbst systematische Fehler entstehen. Durch den geringen Meßabstand von 46 m existiert bei der numerischen Methode außerdem eine natürliche Obergrenze von ca. 32 m für berechnete Quellzentrenabstände. Diese ist abhängig vom Triebwerkstyp. Oberhalb dieser Grenze werden die Quellzentrenabstände mit der numerischen Methode nicht erfaßt und bereits knapp unterhalb dieser Obergrenze fehlerhaft bestimmt. Daher könnten die Quellzentrenabstände für die tieffrequenten Terzbänder bei den größeren Triebwerken zu niedrig bestimmt sein.

Der Einfluß der Quellzentrenabstände x_n ist für die geplanten Modellrechnungen - die sich ja auf sehr große Ausbreitungsabstände beziehen - im Prinzip nicht von Bedeutung. Wenn aber Richtcharakteristiken aus den in kurzen Entfernungen durchgeführten Messungen gewonnen werden sollen, müssen die Quellzentrenabstände x_n berücksichtigt werden, da sie – wie bereits erwähnt - einen großen Einfluß auf die aus den Messungen berechneten Richtcharakteristiken haben.

Die Quellzentrenabstände x_n hängen von der Größe des Triebwerks ab. In Bild 4.3 sind die berechneten Quellzentrenabstände daher mit dem Durchmesser D des idealisierten Zylindertriebwerks entdimensionalisiert und (für zwei Triebwerksleistungen des Triebwerkes B) über der Frequenz aufgetragen.

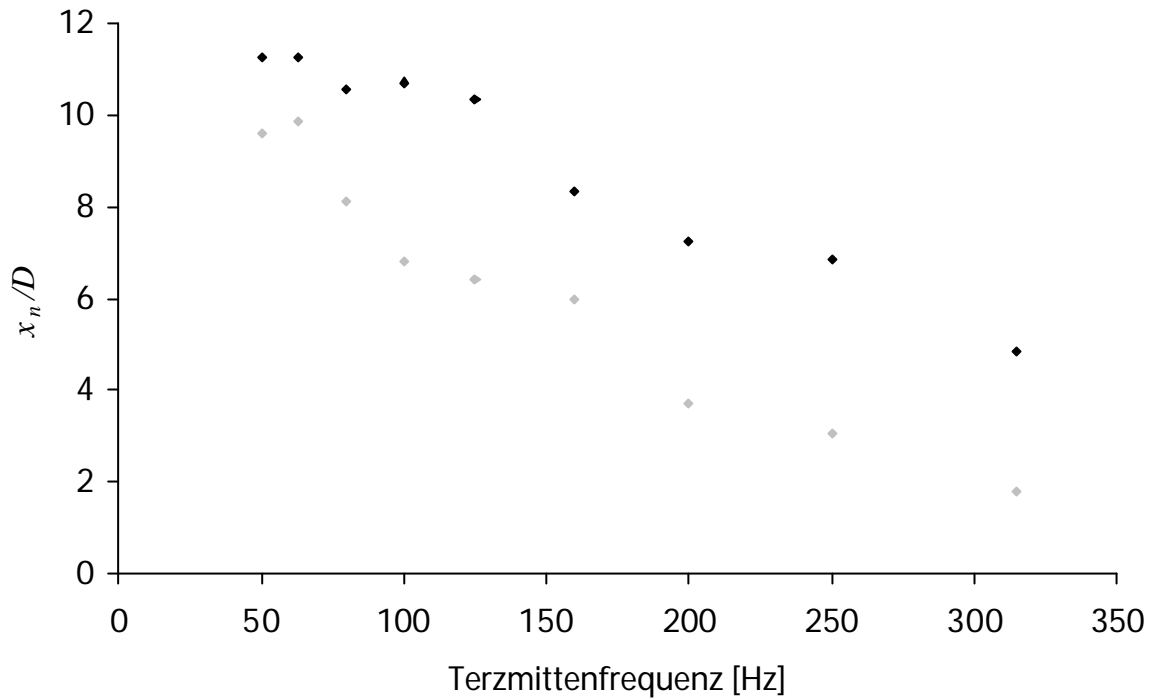


Bild 4.3: Dimensionslose Quellzentrenabstände x_n/D (Quellzentrenabstand x_n , idealisierter Durchmesser des Zylindertriebwerks D) als Funktion der Terzmittenfrequenzen für zwei Triebwerksleistungen des Triebwerks B. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz dargestellt.

In Bild 4.3 fällt auf, daß für den höheren Schub deutlich größere Quellzentrenabstände als für den niedrigeren Schub berechnet werden. x_n hängt also vom Schub F und damit auch von der Geschwindigkeit U des Freistrahls ab. Je höher die Geschwindigkeit ist, desto größer wird der Quellzentrenabstand von der Düse. Die Geschwindigkeit U muß deshalb bei der Beschreibung von x_n mitberücksichtigt werden. Zunächst wird mit U und der Schallgeschwindigkeit außerhalb des Freistrahls c eine Machzahl

$$Ma = \frac{U}{c} \quad (4-4)$$

gebildet. Für alle untersuchten, idealisierten Zylindertriebwerke ist diese Machzahl kleiner als 1. Wird angenommen, daß sowohl Ma als auch der idealisierte Triebwerksdurchmesser D direkt proportional zu den Quellzentrenabständen x_n ist, so kann eine nur noch vom Terzband n abhängige „Abstandskonstante“

$$Ab_n = \frac{x_n}{D \cdot Ma} \quad (4-5)$$

eingeführt werden. In Bild 4.4 ist Ab_n für das Triebwerk B in Abhängigkeit von den Terzmittenfrequenzen aufgetragen.

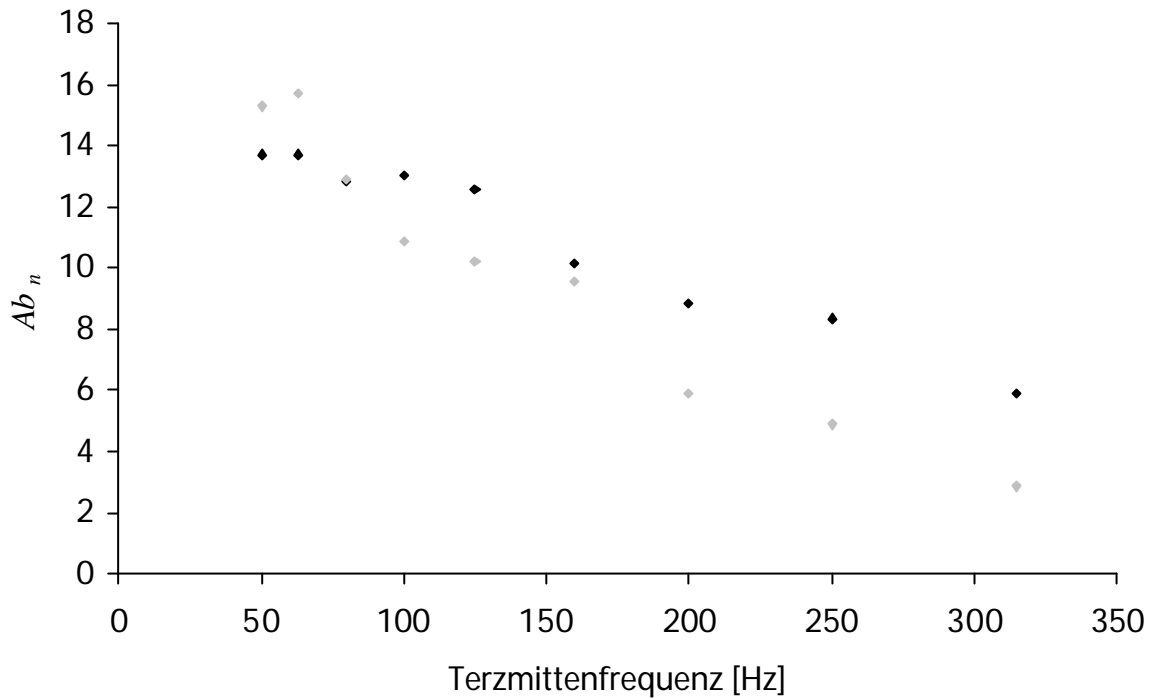


Bild 4.4: Nach Gleichung (4-5) berechnete Abstandskonstanten Ab_n für das Triebwerk B als Funktion der Terzmittenfrequenz. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Die nach Gleichung (4-5) berechneten Abstandskonstanten Ab_n liegen für das Triebwerk B in den meisten Terzbändern für unterschiedliche Schübe näher zusammen als die dimensionslosen Quellzentrenabstände x_n/D (siehe Bild 4.3). Betrachtet man die Abstandskonstanten Ab_n von allen untersuchten Triebwerken, so ergeben sich auch dort für unterschiedliche Triebwerksleistungen nahezu gleich große Werte. Werden die verschiedenen Abstandskonstanten für ein bestimmtes Triebwerk über den Schub gemittelt, kann so im Modell der Quellzentrenabstand x_n des n -ten Terzbandes mit den gemittelten Abstandskonstanten $\overline{Ab_n}$ als charakteristische Konstante durch

$$x_n = \overline{Ab_n} \cdot D \cdot Ma \tag{4-6}$$

hinreichend genau bestimmt werden.

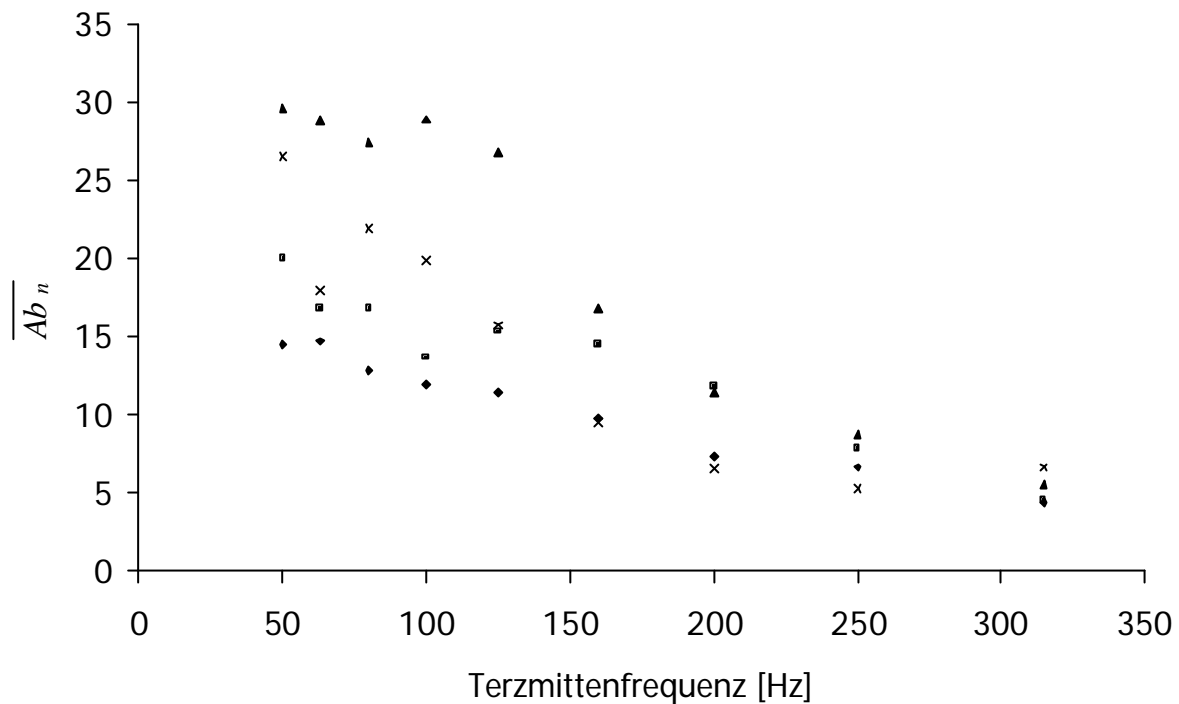


Bild 4.5: Über den Schub gemittelte Abstandskonstanten $\overline{Ab_n}$ zur Bestimmung des Quellzentrenabstands nach Gleichung (4-6) als Funktion der Terzmittenfrequenz für die vier untersuchten Triebwerke (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

Die über den Schub gemittelten Abstandskonstanten $\overline{Ab_n}$ sind für alle vier untersuchten Triebwerke in Bild 4.5 aufgetragen. Vergleicht man die berechneten Abstandskonstanten eines dieser Terzbänder der untersuchten Triebwerke miteinander, so sind sehr große Unterschiede dieser charakteristischen Größe zu erkennen. Das bedeutet, daß andere, bisher noch nicht erfaßte Parameter ebenfalls einen Einfluß auf den Quellzentrenabstand haben. Vor allem durch die Düsenform, aber auch durch unterschiedliche Massenstromverhältnisse, ergeben sich unterschiedliche Profile der Ausströmgeschwindigkeit, die den Quellzentrenabstand beeinflussen. Da aber weder detaillierte Informationen über die Gestaltung der Düse noch über Ausströmprofile allgemein bekannt sind, werden diese Einflüsse im vorliegenden, vereinfachten Modell nicht erfaßt. Deshalb müssen die Abstandskonstanten als triebwerksspezifische Parameter in das Modell eingehen.

Auffällig bei der Betrachtung von Bild 4.5 ist weiterhin, daß das Triebwerk C (mit Dreiecken gekennzeichnet) für die tiefen Terzbänder wesentlich höhere Abstandskonstanten liefert als die anderen untersuchten Triebwerke.

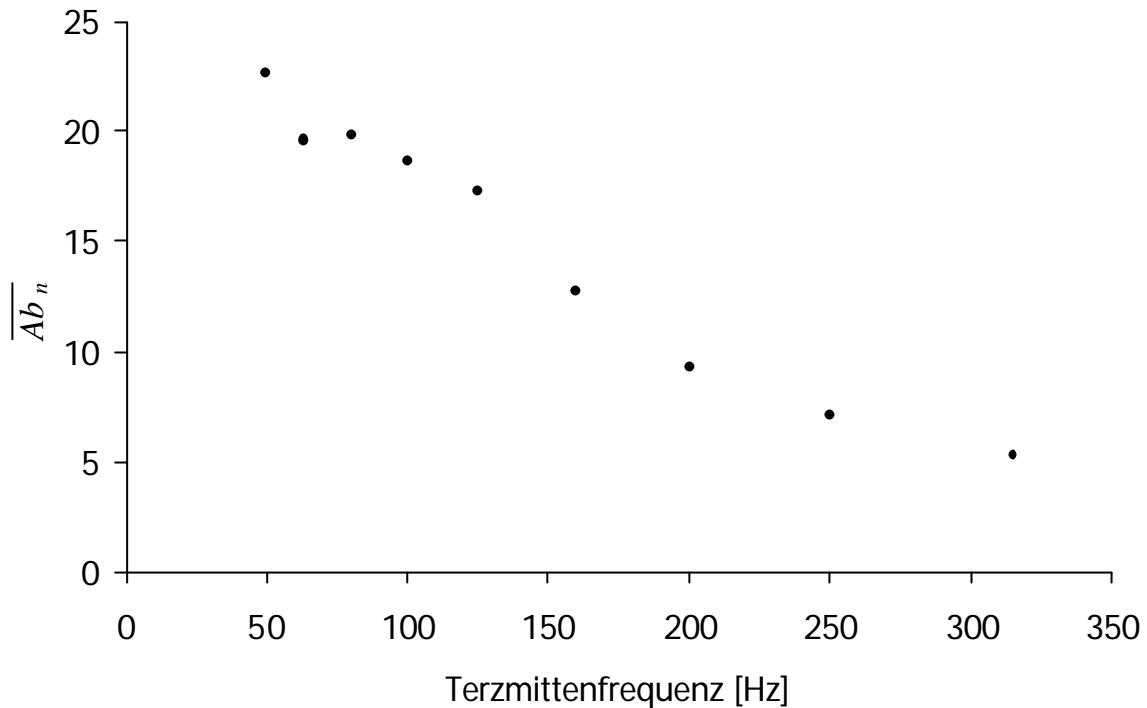


Bild 4.6: Über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelte Abstandskonstanten \overline{Ab}_n als Funktion der Terzmittenfrequenz.

Um die Frequenzabhängigkeit des Quellzentrenabstands besser mit bereits veröffentlichten Ergebnissen vergleichen zu können, sind in Bild 4.6 die über alle untersuchten Triebwerke gemittelten Abstandskonstanten \overline{Ab}_n aufgetragen. Aufgrund dieser Abbildung können für Messungen auch Voraussagen dahingehend gemacht werden, in welchen Abständen man die Quellzentren der einzelnen Frequenzen erwarten kann.

Ribner (1964) gibt für die Lage der Quellzentren innerhalb des Freistrahls folgende Abhängigkeit von der Frequenz f an:

- für niedrige Frequenzen verhält sich der Quellzentrenabstand wie $f \sim x^{-2}$
- für hohe Frequenzen verhält sich der Quellzentrenabstand $f \sim x^{-1}$.

In Bild 4.7 sind daher die reziproken, gemittelten Abstandskonstanten \overline{Ab}_n als Funktion der Terzmittenfrequenz aufgetragen. So ist das von Ribner beobachtete Verhalten der Potenzänderung (von einer höheren Potenz auf einen linearen Zusammenhang) eindeutig zu erkennen. Für Triebwerke mit einem Massenstromverhältnis ähnlich dem der untersuchten Triebwerke tritt dieser Übergang bei einer Frequenz von ca. 125 Hz bzw. für Abstandskonstanten von ca. 17.0 ein.

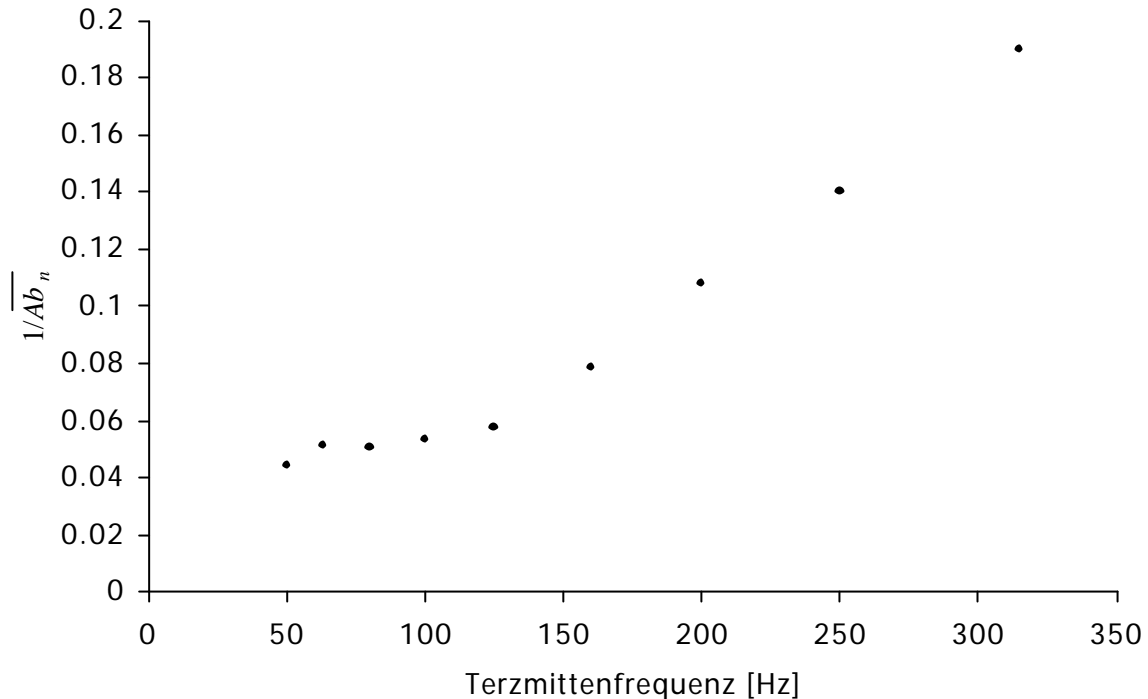


Bild 4.7: Reziproke, gemittelte Abstandskonstanten $\overline{1/Ab_n}$ als Funktion der Terzmittenfrequenz.

Ein Freistrahler kann nach Ribner (1964) und Goldstein (1976) in drei Gebiete eingeteilt werden: in

- ein turbulentes Mischungsgebiet im Bereich $x/D < 4$
- ein Transitionsgebiet im Bereich $4 < x/D < 8$ und
- ein voll entwickeltes turbulentes Gebiet im Bereich $8 < x/D$.

Die in der vorliegenden Arbeit berechneten Lagen der Quellzentren stammen fast alle aus dem Transitionsgebiet und dem voll entwickelten turbulenten Gebiet. Für die untersuchten Triebwerke haben die Quellzentren des Terzbandes mit der Mittenfrequenz 315 Hz einen Abstand von ca. 4 Durchmessern des idealisierten Triebwerks. Sie liegen somit auf der Grenze zwischen dem turbulenten Mischungsgebiet und dem Transitionsgebiet. Die Quellzentren der Terzbänder mit den Mittenfrequenzen von 250 und 315 Hz für das Triebwerk D haben sowohl für einen hohen Schub als auch für einen niedrigen Schub einen berechneten Quellzentrenabstand $x_n/D \approx 4$. Dies könnte darauf hindeuten, daß die Lage von Quellen aus dem turbulenten Mischungsgebiet nicht vom Schub F und der Geschwindigkeit U abhängig sind.

4.3.3 Referenzspektren der Freistrahlergeräusche

Als Pegel $L_{0,J,n}$ der Freistrahlerquellen wird derjenige Pegelwert bezeichnet, der rechtwinklig zur Freistrahlerichtung ($\vartheta = 90^\circ$) im n -ten Terzband von den Quellzentren erzeugt wird. Dies ist der gleiche Pegelwert, den eine ruhende Monopolquelle gleicher Stärke in alle Richtungen abstrahlen würde. Für die im Freistrahler lokalisierten Quellzentren (siehe Kapitel 4.3.2) der neun Terzbänder mit den Mittenfrequenzen von 50 bis 315 Hz wird für die vier untersuchten Triebwerke dieser Pegel aus den Daten der Triebwerkshersteller bestimmt. Durch eine Schallausbreitungsrechnung wird dieser Pegel dann auf den Wert $L_{0,J,n}$ für einen Abstand von 1 m normiert und dann durch triebwerksspezifische, charakteristische Größen ausgedrückt.

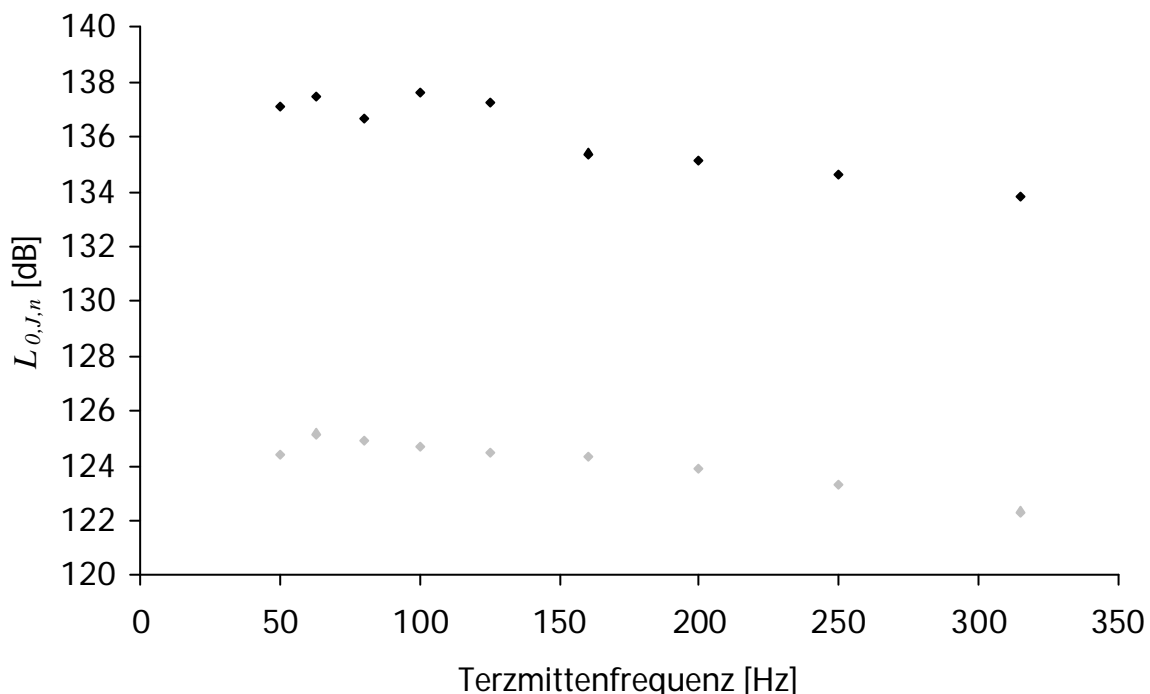


Bild 4.8: Auf einen Abstand von 1 m normiertes Spektrum $L_{0,J,n}$ für die Quellzentren des Triebwerks B für zwei Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

In Bild 4.8 sind die auf einen Abstand von 1 m normierten Spektren $L_{0,J,n}$ für zwei verschiedene Schübe des Triebwerks B dargestellt. Es ist zu beachten, daß die Quellzentren der verschiedenen Frequenzbänder sich nicht am gleichen Ort befinden. Erwartungsgemäß ergeben sich für den höheren Schub deutlich höhere Pegel $L_{0,J,n}$ als für den niedrigeren Schub. Nach Lighthill (1952) ist die Schallintensität von Freistrahler-Quadrupolquellen proportional zu U^8 . Wird mit diesem U^8 -Gesetz, der Geschwindigkeit

U des Freistrahls des gedachten Zylindertriebwerks und einer Referenzgeschwindigkeit $c_1 = 1 \text{ m/sec}$ ein Referenzpegel ${}_8L_J$ mit

$${}_8L_J(U) = 10 \cdot \log_{10}((U / c_1)^8) \quad (4-7)$$

gebildet und dieser von den gemessenen Pegeln $L_{0,J,n}$ subtrahiert, so wäre zu erwarten, daß die Differenzpegel

$$\Delta_8L_{J,n} = L_{0,J,n} - {}_8L_J(U) \quad (4-8)$$

für alle Schübe eines Triebwerks gleich groß sind. In Bild 4.9 sind diese Differenzpegel $\Delta_8L_{J,n}$ für die bereits in Bild 4.8 dargestellten Schübe des Triebwerks B dargestellt.

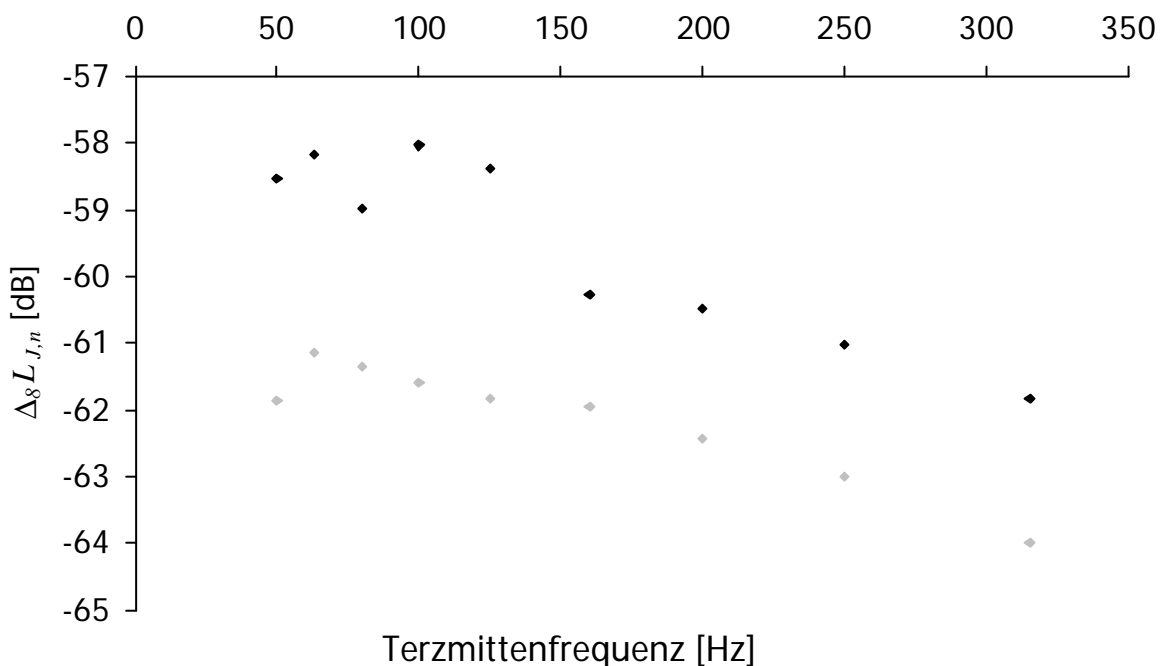


Bild 4.9: Differenzpegelspektrum $\Delta_8L_{J,n}$ nach Gleichung (4-8) für die Quellzentren des Triebwerks B für zwei Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Wie in Bild 4.9 zu sehen ist, sind die Differenzpegel $\Delta_8L_{J,n}$ für den höheren Schub noch immer höher als die Differenzpegel für den niedrigen Schub. Das bedeutet, daß das U^8 - Gesetz für dieses Triebwerk und die Geschwindigkeit U des gedachten Zylindertriebwerks nicht die richtige Relation liefert. Wie in Bild 4.10 zu sehen ist, lassen sich erst annähernd gleiche Differenzpegel berechnen, wenn die Potenz zu einer U^{10} - Relation erhöht wird und der Referenzpegel

$${}_{10}L_J(U) = 10 \cdot \log_{10}((U / c_1)^{10}) \quad (4-9)$$

benutzt wird. Der entsprechende Differenzpegel wird dann mit

$$\Delta_{10}L_{J,n} = L_{0,J,n} -_{10} L_J(U) \quad (4-10)$$

berechnet. Diese U^{10} - Relation steht allerdings im Widerspruch zu dem in der Literatur angegebenen U^8 - Gesetz für Freistrahlen bzw. dem U^6 - Gesetz für reine Strahltriebwerke. Der Hauptgrund dafür dürfte sein, daß im Modell nicht die tatsächlichen Geschwindigkeiten, sondern die in Kapitel 4.2 konstruierten Ersatzgrößen benutzt werden.

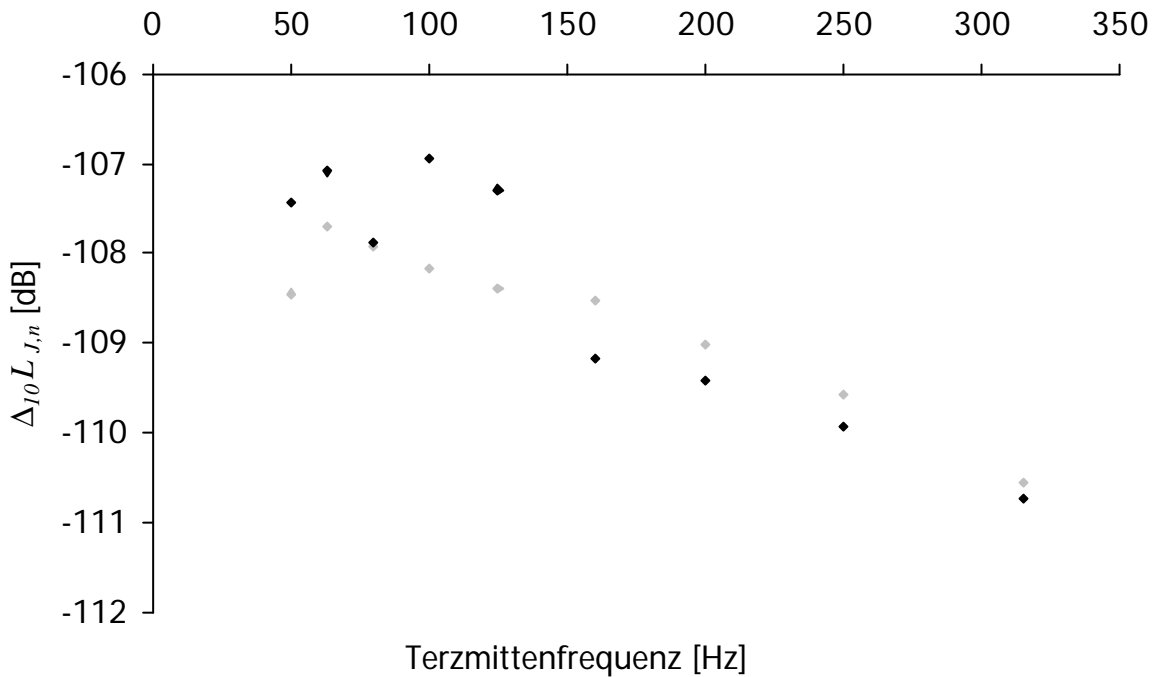


Bild 4.10: Differenzpegelspektrum $\Delta_{10}L_{J,n}$ nach Gleichung (4-10) für die Quellzentren des Triebwerks B für zwei Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Werden die ermittelten Differenzpegelspektren $\Delta_{10}L_{J,n}$ über alle Triebwerksleistungen zu einem für das Triebwerk charakteristischen Spektrum $\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}$ gemittelt, so können für jeden Schub F dieses Triebwerks die Pegel $L_{0,J,n}(F)$ durch

$$L_{0,J,n}(F) = \overline{\Delta_{10}L_{J,n}} +_{10} L_J(U(F)) \quad (4-11)$$

berechnet werden.

Auch für die anderen untersuchten Triebwerke ergeben sich mit der U^{10} - Relation hohe Übereinstimmungen mit den Differenzspektren $\Delta_{10}L_{J,n}$.

Die Schallintensität - und damit auch der Pegel - hängt aber nicht nur von der Geschwindigkeit U , sondern auch vom Massenfluß \dot{m} ab. Dieser wird durch die

Multiplikation der Dichte ρ mit der durchströmten Fläche A und der Geschwindigkeit U gebildet:

$$\dot{m} = \rho \cdot A \cdot U . \quad (4-12)$$

Damit die gemittelten Differenzpegelspektren $\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}$ verschiedener Triebwerke miteinander verglichen werden können, müssen die Gleichungen (4-9) und (4-10) zur Berechnung des Referenzpegels um den Massenfluß \dot{m} erweitert werden:

$${}_{10}L_J(\mathbf{r}, A, U) = 10 \cdot \log_{10} \left(\frac{\rho \cdot A}{a_1} \cdot (U/c_1)^{10} \right) = 10 \cdot \log_{10} \left(\frac{\dot{m}}{\dot{m}_1} \cdot (U/c_1)^9 \right) . \quad (4-13)$$

Dabei sind \dot{m}_1 und a_1 Konstanten mit dem Wert 1, die den Massenstrom bzw. das Produkt aus Dichte und Fläche dimensionslos machen. Damit ergibt sich für die Differenzpegelspektren

$$\Delta_{10}L_{J,n} = L_{0,J,n} - {}_{10}L_J(\mathbf{r}, A, U) . \quad (4-14)$$

In Bild 4.11 sind solche über den Schub gemittelten Differenzpegelspektren $\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}$ nach Gleichung (4-14) für die vier untersuchten Triebwerke aufgetragen.

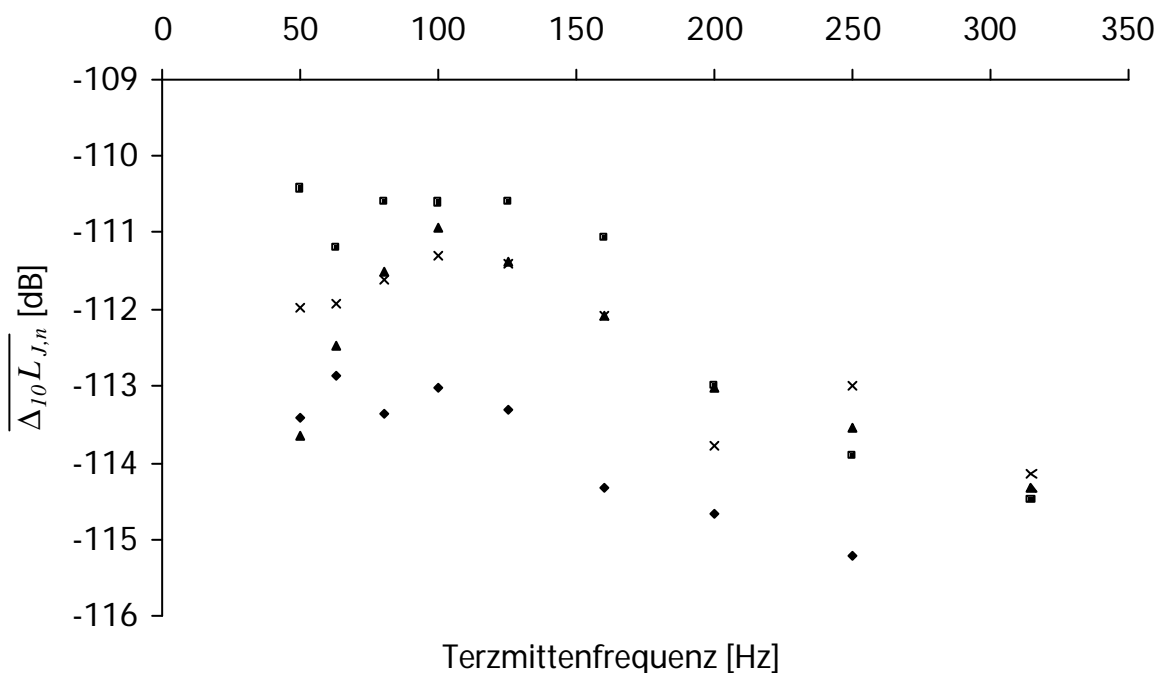


Bild 4.11: Über den Schub gemittelte Differenzpegelspektren $\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}$ nach Gleichung (4-14) für die vier untersuchten Triebwerke (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

Es ergeben sich für die untersuchten Triebwerke Differenzpegel der gleichen Größenordnung. Sie weichen jedoch innerhalb einzelner Terzbänder um bis zu 4 dB voneinander ab. Neben den konstruierten Ersatzgrößen kann ein weiterer Grund hierfür sein, daß die Lagen der Quellzentren aus den benutzten Daten nur ungenau zu bestimmen sind und – wie bereits erwähnt - mit systematischen Fehlern behaftet sein können. Diese beeinflussen dann auch die berechneten Differenzpegel $\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}$. Auch weitere Parameter (wie z.B. die Düsenform) können bei der Beschreibung des Spektrums $L_{0,J,n}$ wichtig sein. Diese werden aber im Modell nicht mitberücksichtigt. Deshalb müssen die in Bild 4.11 dargestellten Differenzpegel in das Modell als triebwerksspezifische, charakteristische Größen eingehen. Aus ihnen können dann nach Gleichung

$$L_{0,J,n}(F) = \overline{\Delta_{10}L_{J,n}} +_{10} L_J(\mathbf{r}, A, U(F)) \quad (4-15)$$

im erarbeiteten Modell die benötigten Referenzspektren $L_{0,J,n}(F)$ berechnet werden.

Um die eigentlichen, triebwerksspezifischen Differenzspektren $\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}$ besser analysieren zu können, sind sie über alle untersuchten Triebwerke zum gemittelten Spektrum $\overline{\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}}$ zusammengefaßt und in Bild 4.12 aufgetragen.

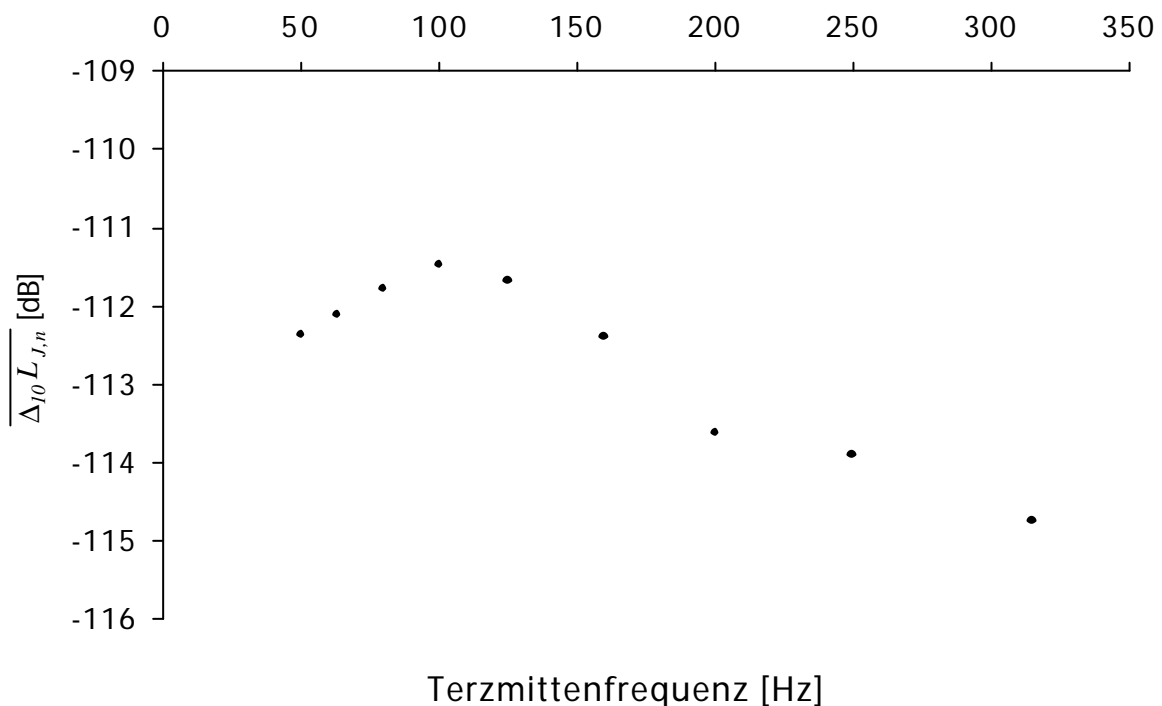


Bild 4.12: Über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemitteltes Differenzpegelspektrum $\overline{\overline{\Delta_{10}L_{J,n}}}$.

Dieses Bild 4.12 hat nicht nur einen analytischen Nutzen. Ist nämlich in einer hinreichend großen Entfernung senkrecht zur Ausbreitungsrichtung des Freistrahls lediglich ein Gesamtpegel für ein Nebenstromtriebwerk bekannt, so kann das in Bild 4.12 dargestellte Spektrum als Referenzspektrum herangezogen werden.

Nach Ribner (1964) gilt für die Frequenzabhängigkeit der Schalleistung P :

- für sehr niedrige Frequenzen $P \sim f^3$
- für höhere Frequenzen $P \sim f^{-1}$.

Michalke et al. (1975) geben das Quadrat des Wechseldrucks im Freistrahls (axiale Position = $3 D$, radiale Position = $0.5 D$) in Abhängigkeit von der Strouhalzahl $St = fD/U$ an. Demnach ist das Verhalten des Wechseldruckquadrats für Strouhalzahlen $St \geq 0.4$ antiproportional zur Frequenz f , für Strouhalzahlen $St \leq 0.4$ proportional zur Frequenz f .

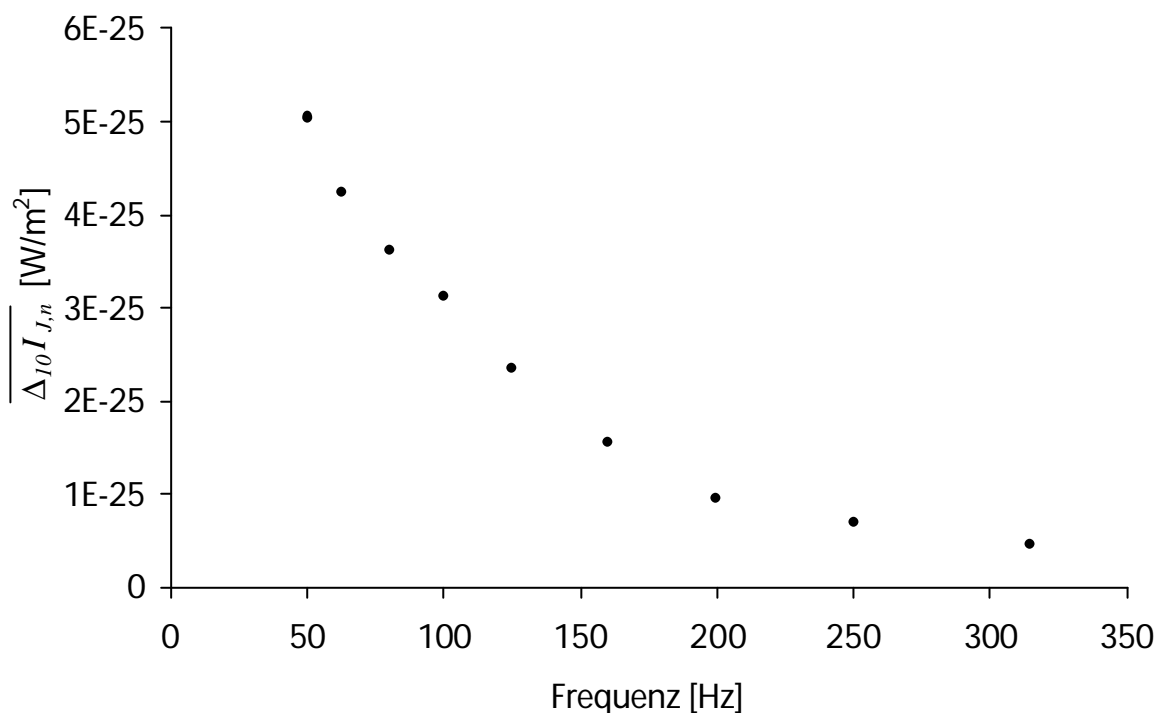


Bild 4.13: Über alle untersuchten Triebwerke sowie über den Schub gemittelt und durch die Frequenzbandbreite geteiltes Schallintensitätsspektrum $\overline{\Delta_{10} I_{J,n}}$.

Damit der Pegelverlauf in Abhängigkeit von den Terzbändern der Triebwerke mit den sowohl von Ribner als auch von Michalke et al. gefundenen Schalleistungs- bzw. Schalldruckverläufen im Freistrahls verglichen werden kann, sind die in Bild 4.12

dargestellten Pegel in Schallintensitäten umgerechnet und durch die Bandbreite geteilt worden. Die so berechneten Schallintensitäten sind in Bild 4.13 dargestellt.

Für die idealisierten Zylindertriebwerke ergeben sich Strouhalzahlen von $0.3 \leq St \leq 4.0$. Wie in Bild 4.13 zu sehen ist, kann für die untersuchten Triebwerke mit diesen Strouhalzahlen festgestellt werden, daß die Schallintensität I mit der Frequenz f abfällt. Weder das von Ribner (1964) angegebene Verhalten für sehr niedrige Frequenzen noch das von Michalke et al. (1975) gefundene Verhalten für Strouhalzahlen $St \leq 0.4$ können für die untersuchten Triebwerke festgestellt werden, da keine niedrigeren Frequenzen als 50 Hz und somit keine kleinen Strouhalzahlen zur Verfügung standen.

4.3.4 Richtcharakteristik der Freistrahlergeräusche

4.3.4.1 Allgemeines

Der von den Quellzentren abgestrahlte Schall hat aufgrund des Konvektionseffekts im Freistrahler eine ausgeprägte Richtcharakteristik. In der vorliegenden Arbeit wird für die im Freistrahler lokalisierten Quellzentren für die Terzbänder mit Mittenfrequenzen von 50 bis 315 Hz für jedes der vier untersuchten Triebwerke mittels einer Schallausbreitungsrechnung eine eigene Richtcharakteristik aus den Daten der Triebwerkshersteller ermittelt.

In Bild 4.14 sind exemplarisch die für das Triebwerk B berechneten Richtcharakteristiken als Pegeldifferenzen $\Delta L_{J,n}(\mathbf{q})$ zum jeweiligen Pegel $L_{0,J,n}$ des entsprechenden Terzbandes aufgetragen. Zwischen den gemessenen Pegelwerten wurde stückweise quadratisch interpoliert. Auch hier ist zu beachten, daß die Quellzentren der verschiedenen Frequenzbänder sich nicht am gleichen Ort befinden. In Bild 4.14 ist im Winkelbereich $60^\circ \leq \mathbf{q}' \leq 120^\circ$ am deutlichsten zu sehen, daß die Pegelverstärkung durch die Konvektion um so größer ist, je tiefer das Frequenzband ist. Im Winkelbereich $\mathbf{q}' > 120^\circ$ ist der Einfluß des Freistrahlers auf die Schallausbreitung zu erkennen. Näheres zu diesem Effekt findet sich in Kapitel 4.6.

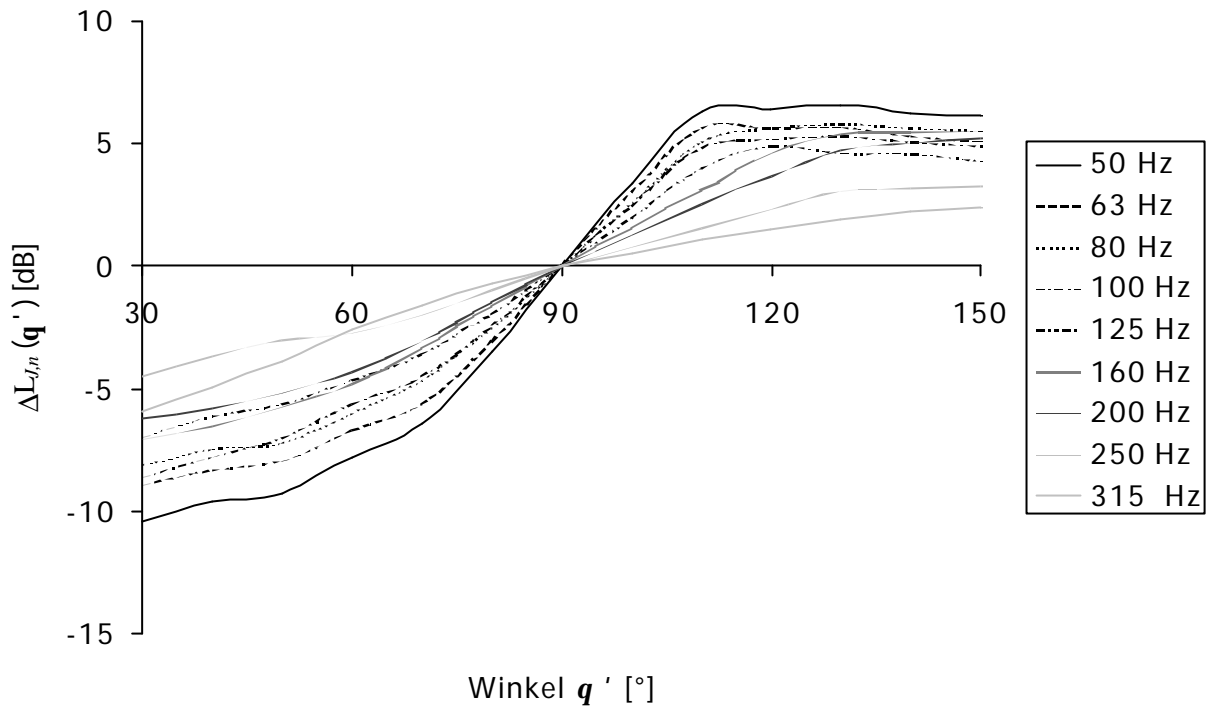


Bild 4.14: Berechnete Richtcharakteristiken als Pegeldifferenz $\Delta L_{J,n}(\mathbf{q}')$ zum Pegel $L_{0,J,n}$ ($\mathbf{q}' = 90^\circ$) für die Freistrahlergeräusche der maßgeblichen Terzbänder des Triebwerks B.

Die Richtcharakteristik soll im Modell durch charakteristische Größen dargestellt werden. Dazu werden zunächst kurz die beiden wichtigsten Modelle zur Beschreibung der Richtcharakteristik von Freistrahlen vorgestellt. Dies sind zum einen das *eddy*-Modell und zum anderen das Wellenmodell. Bei Michel (1995) werden diese Modelle miteinander verglichen und Unterschiede herausgearbeitet.

Daraufhin werden Ergebnisse diskutiert, die durch eine Anpassung mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate an die Daten der Triebwerkshersteller an diesen zwei Modelle entstehen. Anschließend wird eine modellunabhängige Anpassung vorgenommen. Dadurch kann die Richtcharakteristik der Freistrahlergeräusche durch eine einzige charakteristische Größe ausgedrückt werden.

4.3.4.2 Das *eddy*-Modell

Beim *eddy*-Modell wird von der Vorstellung ausgegangen, daß die Schallwellen durch Turbulenzballen (*eddies*) erzeugt werden (siehe Möhring (1978)). Dabei wird angenommen, daß die von einem Turbulenzballen erzeugte Schallwelle von diesem selbst nicht mehr beeinflußt wird, obwohl er eine gewisse Lebensdauer hat und somit seine eigenen Schallwellen nachhaltig beeinflussen könnte.

Schon in den frühen 50er Jahren hat Lighthill (1952) in seiner Arbeit eine Beschreibung für die Schallabstrahlung von Wirbelgebieten gegeben. Es stellte sich heraus, daß die Schallabstrahlung durch Quadrupolschallquellen beschrieben werden kann (Lighthill-Gleichung). Die Turbulenzballen haben durch den Freistrah selbst eine hohe Geschwindigkeit - sowohl gegenüber dem Triebwerk als auch gegenüber einem ruhenden Empfänger. Deshalb muß beim Empfänger eine Dopplerverschiebung beobachtet werden: Bewegen sich die Turbulenzballen auf den Empfänger zu, so nehmen sowohl die Frequenz als auch die Amplitude zu. Bewegen sich die Turbulenzballen vom Empfänger weg, so werden Frequenz und Amplitude kleiner. Die Frequenzverschiebung von bewegten Schallquellen wird allgemein durch den Dopplerfaktor

$$D_f = 1 - Ma_Q \cdot \cos(180^\circ - \mathbf{q}') \quad (3-1)$$

beschrieben (siehe Kapitel 3.2). Dabei ist Ma_Q die Machzahl der Quellen und \mathbf{q}' der Emissionswinkel, unter dem die Schallwellen abgestrahlt werden (mit $\mathbf{q}' = 180^\circ$ als Bewegungsrichtung der Schallquellen). Die Pegelverstärkung von bewegten Schallquellen hängt im Gegensatz zur Frequenzverschiebung außerdem von der Art der Schallquelle ab. Für die Intensität I von Quadrupolschallquellen gilt nach Lighthill (1952):

$$I(\mathbf{q}') \sim \frac{1}{D_f^6} \cdot I_0 \quad (4-16)$$

Dabei ist I_0 die Intensität in Richtung $\mathbf{q}' = 90^\circ$ (entsprechend der Intensität einer gleich starken ruhenden Monopolquelle). Für Freistrahquellen erwies sich die sechste Potenz als zu hoch. Deshalb korrigierte Ffowcs Williams (1960) diese Potenz auf 5:

$$I(\mathbf{q}') \sim \frac{1}{D_f^5} \cdot I_0 \quad (4-17)$$

Um auch den zurückgelegten Weg während des Zerfalls der Turbulenzballen zu berücksichtigen, führte Ffowcs Williams eine Größe \mathbf{a} ein, die die Zerfallsstrecke repräsentiert. Wenn angenommen wird, daß die Ausrichtung der Quadrupolquellen im Raum statistisch gleich verteilt ist, ergibt sich nach der Theorie von Ffowcs Williams (1963) für die Richtcharakteristik $\Delta L_J(\mathbf{q})$ von Freistrahlen:

$$\Delta L_J(\mathbf{q}') = 10 \log_{10}(C_F^{-5}) \quad (3-4)$$

mit

$$C_F^{-5} = \left[(1 - Ma_Q \cdot \cos(180^\circ - \mathbf{q}'))^2 + \mathbf{a}^2 \cdot Ma_Q^2 \right]^{5/2} \quad (3-5)$$

(siehe Kapitel 3.2). Nach Ribner (1964) ergeben sich die besten Übereinstimmungen von Messungen mit der Theorie von Ffowcs Williams für heiße Freistrahlen mit $\mathbf{a} = 0.55$. Nimmt man den von Ribner gefundenen Wert auch für Triebwerke an, so kann die Richtcharakteristik allein durch die Machzahl Ma_Q der Turbulenzballen ausgedrückt werden.

Der große Gradient in der Schallgeschwindigkeit im Freistrahler hat eine Brechung der Schallwellen von der Freistrahlerachse weg zur Folge (siehe Bild 3.4). Nach Atvars et al. (1966) bewirkt diese Brechung für Emissionswinkel $\mathbf{q}' \geq 120^\circ$ eine Dämpfung (siehe auch Kapitel 4.6 und Bild 4.14). Bei der Berechnung der Machzahlen Ma_Q der Quellzentren aus den gemessenen Daten wird deshalb der Emissionswinkelbereich $120^\circ < \mathbf{q}' \leq 180^\circ$ nicht mit berücksichtigt.

In Bild 4.15 ist die Machzahl Ma_n der Quellzentren des n -ten Terzbandes (Ma_n ist für Ma_Q in Gleichung (3-5) einzusetzen) als Funktion der Terzmittenfrequenz für die in Bild 4.14 dargestellte Richtcharakteristik des Triebwerks B aufgetragen.

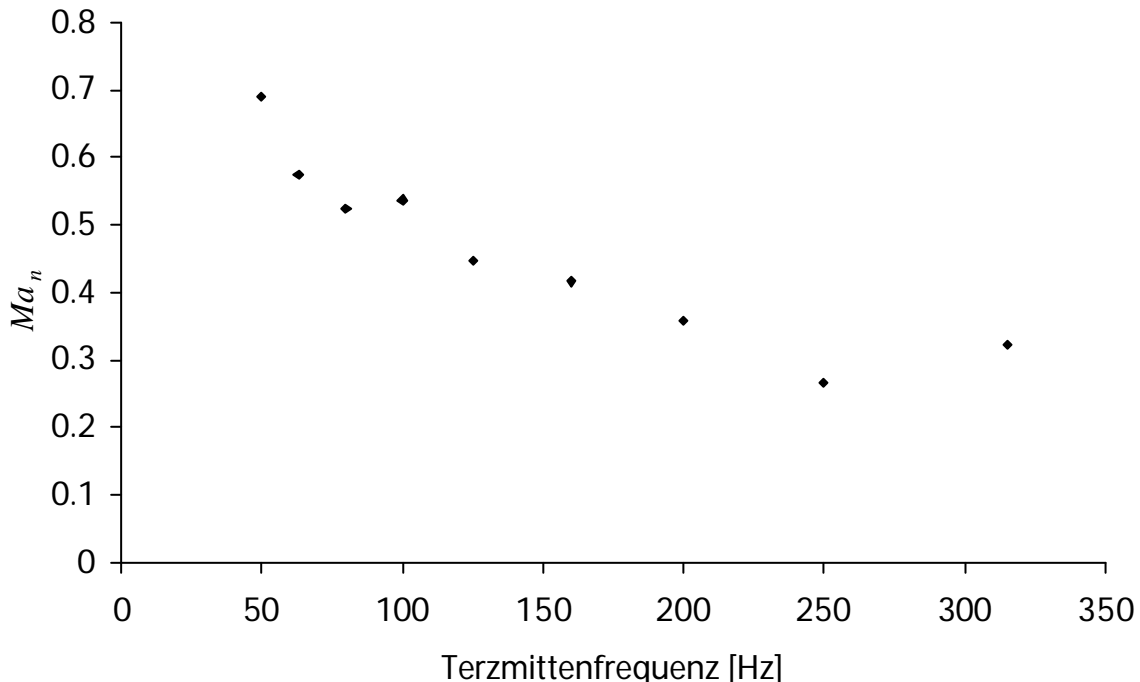


Bild 4.15: Mit den Gleichungen (3-4) und (3-5) nach der Theorie von Ffowcs Williams (1963) und einem Wert $\mathbf{a} = 0.55$ berechnete Machzahlen Ma_n der Quellzentren des n -ten Terzbandes als Funktion der Terzmittenfrequenzen für das Triebwerk B.

Die in Bild 4.15 für das Triebwerk B dargestellte Frequenzabhängigkeit der Machzahl Ma_n der Quellzentren ist auch für alle anderen untersuchten Triebwerke zu beobachten. Tendenziell ergibt sich immer eine Zunahme von Ma_n für tiefere Terzbänder. Auch die Geschwindigkeit der Quellzentren nimmt für tiefere Terzbänder zu, da die Machzahlen der Quellen mit der Schallgeschwindigkeit außerhalb des Freistrahls c gebildet werden. Wie in Kapitel 4.3.2 gezeigt, wird für tiefere Terzbänder der Quellzentrenabstand größer. Also steigt die Geschwindigkeit der Turbulenzballen mit zunehmendem Abstand von der Düse.

Geschwindigkeitsfeldmessungen in Freistrahlen (z.B. von Wagnanski et al. (1969), Laurence (1957)) haben ergeben, daß die Strömungsgeschwindigkeit in Freistrahlen mit größerem Abstand von der Düse abnimmt. Aus dem *eddy*-Modell und den Geschwindigkeitsfeldmessungen ergeben sich also unterschiedliche Aussagen über die Geschwindigkeit in Freistrahlen. Somit ist das *eddy*-Modell für die vorliegende Arbeit nicht geeignet, die Schallabstrahlung physikalisch richtig wieder zu geben.

4.3.4.3 Das Wellenmodell

Michalke (1970 und 1972) hat ein Wellenmodell vorgestellt, mit dem die Schallabstrahlung eines runden Freistrahls beschrieben werden kann. In diesem Wellenmodell wird die Bewegung der Luft des Freistrahls durch sich ausbreitende Wellen mit anwachsenden und abnehmenden Amplituden beschrieben. Diese Wellen innerhalb des Freistrahls stehen in Wechselwirkung mit der instabilen Scherschicht. Mit dieser Beschreibung leitet Michalke eine Lösung der Lighthillgleichung (Lighthill (1952)) her, mit der die Schallerzeugung erklärt und die Schallabstrahlung berechnet werden kann.

Das Wellenmodell liefert keine Dopplerverschiebung (Michel (1995)). Daher tritt mit dem Wellenmodell weder eine Frequenzverschiebung noch eine Amplitudenverstärkung aufgrund des Dopplereffekts auf. Im Wellenmodell kann die Winkelabhängigkeit der Amplituden der Schallwellen außerhalb des Freistrahls mit einer räumlichen Kohärenz der Amplituden der Wellen innerhalb des Freistrahls erklärt werden. Die Amplituden der Schallwellen werden durch eine höhere Kohärenz in Strömungsrichtung verstärkt. Entgegen der Strömungsrichtung tritt eine Verminderung der Amplituden der Schallwellen durch eine niedrigere Kohärenz auf.

Fuchs (1972) und Michalke et al. (1975) haben Korrelations- und Kohärenzmessungen in einem Unterschallfreistrahle durchgeführt. Die Kohärenzvolumen sind in radialer Richtung ungefähr so groß wie die gaußverteilten Korrelationsgebiete. In axialer Richtung hingegen sind die Kohärenzgebiete in Freistrahlen ca. fünfmal länger als die Korrelationsgebiete (Michalke (1977)). Dieses Ergebnis legt nahe, daß die winkelabhängige Pegelverstärkung der Schallwellen eines Freistrahls in Folge der Konvektion durch begrenzte räumliche Kohärenzen erklärt werden kann.

Das Wellenmodell von Michalke (1970 und 1972) ist sehr umfangreich. In ihm wird unter anderem auch zwischen radialer und azimuthaler Schallerzeugung unterschieden. Wegen seiner großen Komplexität eignet sich das Wellenmodell nicht dazu, eine einfache Beschreibung der Richtcharakteristik durch möglichst eine einzige charakteristische Größe zu liefern. Das soll der nun folgende Gedankengang verdeutlichen:

Vernachlässigt man die unterschiedlichen Mechanismen der radialen und azimuthalen Schallerzeugung, dann wird die Pegelverstärkung auch im Wellenmodell im Prinzip durch einen ähnlichen Faktor wie im *eddy*-Modell beschrieben. Somit ergibt sich mit dem vereinfachten Wellenmodell von Michalke für den Faktor der Verstärkung durch Konvektion:

$$C_{mw} = k_{mw} \cdot I \cdot (1 - Ma_{mw} \cdot \cos(180^\circ - \mathbf{q}')) . \quad (4-18)$$

Dabei ist k_{mw} die Wellenzahl und Ma_{mw} die Machzahl der m -ten Komponente der Frequenz w . I ist die Länge des Kohärenzgebiets. Mit der von Ffowcs Williams (1960) gefundenen fünften Potenz für die Pegelverstärkung von Freistrahlen ergibt sich für das vereinfachte Wellenmodell die Pegelverstärkung

$$\Delta L_J(\mathbf{q}') = 10 \log_{10}(C_{mw}^{-5}) . \quad (4-19)$$

Wenn nun lediglich eine Größe an Daten der Triebwerkshersteller angepaßt werden soll, eignen sich hierzu weder die Wellenzahl k_{mw} noch die Länge des Kohärenzgebiets I , da diese Größen nur eine Verschiebung der Pegel der Richtcharakteristik bewirken. Somit bleibt für das vereinfachte Wellenmodell letztendlich auch nur die Anpassung an die Machzahl Ma_{mw} als charakteristische Größe. Die Richtcharakteristik kann also wie beim *eddy*-Modell nur an die Machzahl gekoppelt werden, und es ergeben sich auch dieselben Konsequenzen, die bereits in Kapitel 4.3.4.2 aufgezeigt wurden.

4.3.4.4 Modell zur Beschreibung der Richtcharakteristik

Wie aus den vorherigen zwei Kapiteln deutlich wird, führt eine vereinfachte Beschreibung der Schallverstärkung durch Konvektion mit nur einer Größe sowohl mit Hilfe des Wellenmodells als auch mit Hilfe des *eddy*-Modells zu unbefriedigenden Ergebnissen. Doch das *eddy*-Modell wie auch das Wellenmodell beschreiben verschiedene Teilaspekte der Pegelverstärkung durch Konvektion physikalisch richtig. Deshalb wird zur Beschreibung der Richtcharakteristik auf geeignete Teilaspekte beider Konzepte zurückgegriffen. Die Frequenzverschiebung ist experimentell noch nicht nachgewiesen worden (Drevet et al. (1977)), was dem Wellenmodell von Michalke entspricht. Nach Ribner (1964) kann die Machzahl der Quellen mit der halben Austrittsmachzahl aus der Düse angenommen werden. Dies entspricht im Modell der halben Machzahl Ma des idealisierten Zylindertriebwerks. Die Pegelverstärkung $\Delta L_{J,n}(\mathbf{q}')$ durch Konvektion (Richtcharakteristik) wird mit der von Ffowcs Williams (1960) gefundenen fünften Potenz für Freistrahlen beschrieben durch

$$\Delta L_{J,n}(\mathbf{q}') = 10 \log_{10}(C_{J,n}^{-5}) \quad (4-20)$$

mit

$$C_{J,n}^{-5} = \left(1 - \frac{Ma}{2} \cdot Kp_{J,n} \cdot \cos(180^\circ - \mathbf{q}') \right)^{-5}. \quad (4-21)$$

Die Anpassung an die Daten der Triebwerkshersteller erfolgt durch einen Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ für jedes n -te Terzband. Der Winkelbereich $\mathbf{q}' \geq 120^\circ$ wurde dabei nicht mitberücksichtigt (siehe Kapitel 4.3.4.2). Der Korrekturparameter ist somit ein zusätzlicher – und im Gegensatz zur Machzahl frequenzabhängiger - Parameter für die Pegelverstärkung. Die Referenzpegel $L_{J,n}(\mathbf{q}')$ zur Bestimmung der Pegel an einem bestimmten Immissionsort mittels einer Schallausbreitungsrechnung werden im vorliegenden Modell letztendlich mit

$$L_{J,n}(\mathbf{q}') = L_{0,J,n} + \Delta L_{J,n}(\mathbf{q}') \quad (4-22)$$

bestimmt.

In Bild 4.16 ist für die in Bild 4.14 dargestellte Richtcharakteristik des Triebwerks B der Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ als Funktion der Frequenz aufgetragen. Er nimmt mit steigender Frequenz ab.

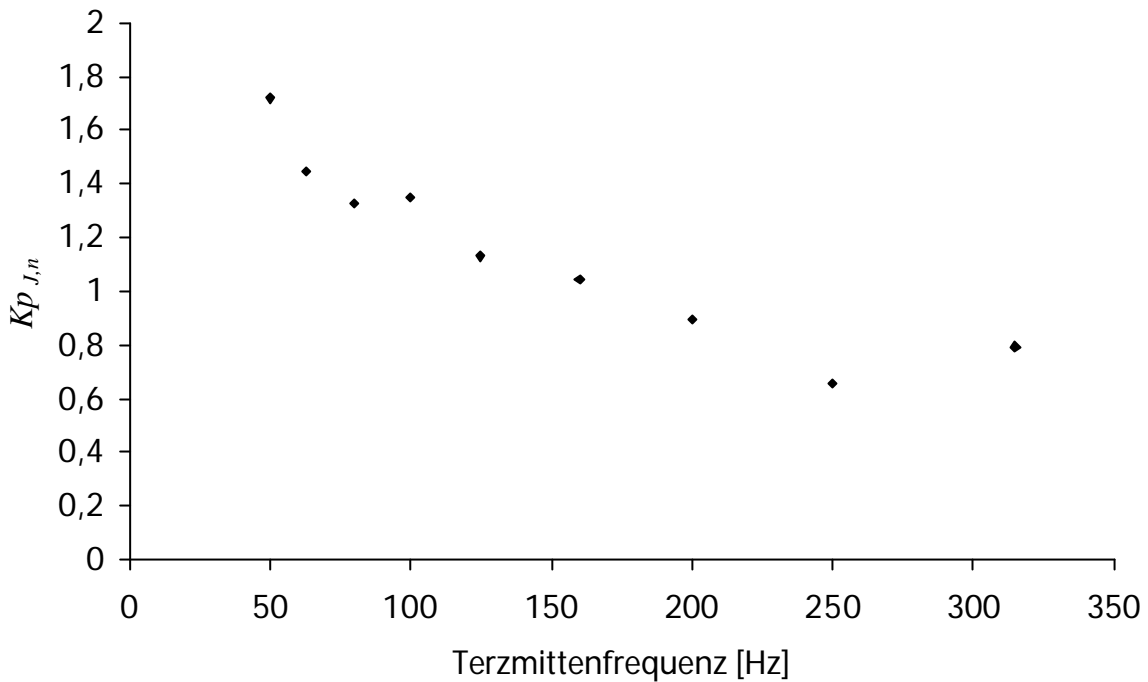


Bild 4.16: Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ nach den Gleichungen (4-20) und (4-21) als Funktion der Terzmittenfrequenz für Triebwerk B bei hoher Schubleistung.

In Bild 4.17 sind für zwei unterschiedliche Leistungseinstellungen des Triebwerks B seine Werte als Funktion der Frequenz aufgetragen. Das Triebwerk B stellt in Bezug auf die Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ eine Ausnahme innerhalb der untersuchten Triebwerke dar. Hier werden für die Terzbänder 200 Hz, 250 Hz und 315 Hz beim niedrigeren Schub etwas größere Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ als für den höheren Schub berechnet. Bei allen anderen untersuchten Triebwerken ergibt sich für den höheren Schub auch ein größerer Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ als für den niedrigen Schub.

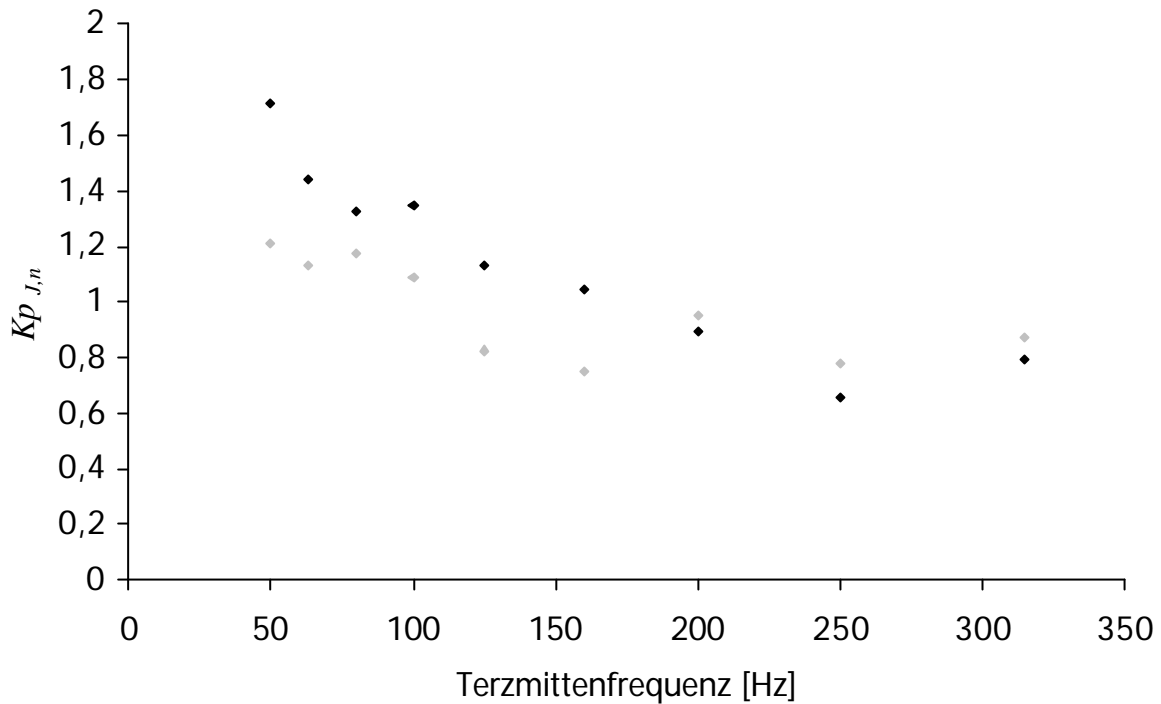


Bild 4.17: Korrekturparameter $K_{p_{J,n}}$ nach den Gleichungen (4-20) und (4-21) als Funktion der Terzmittenfrequenz für das Triebwerk B für zwei verschiedene Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Der Korrekturparameter ist selbst also noch vom Schub (bzw. der Machzahl) abhängig. Deshalb wird eine machzahlabhängige Korrekturzahl $K_{z_{J,n}}$ eingeführt, die aus dem Quotienten von Korrekturparameter $K_{p_{J,n}}$ und Machzahl Ma gebildet wird:

$$K_{z_{J,n}} = \frac{K_{p_{J,n}}}{Ma} . \quad (4-23)$$

Für alle untersuchten Triebwerke werden für unterschiedliche Schübe etwa gleich große Korrekturzahlen $K_{z_{J,n}}$ für jedes n -te Terzband berechnet - bis auf die schon erwähnte Ausnahme des Triebwerks B in den Terzbändern 200 Hz, 250 Hz und 315 Hz. In Bild 4.18 sind die Korrekturzahlen $K_{z_{J,n}}$ des Triebwerks B für die beiden schon in Bild 4.17 dargestellten Schübe als Funktion der Frequenz aufgetragen.

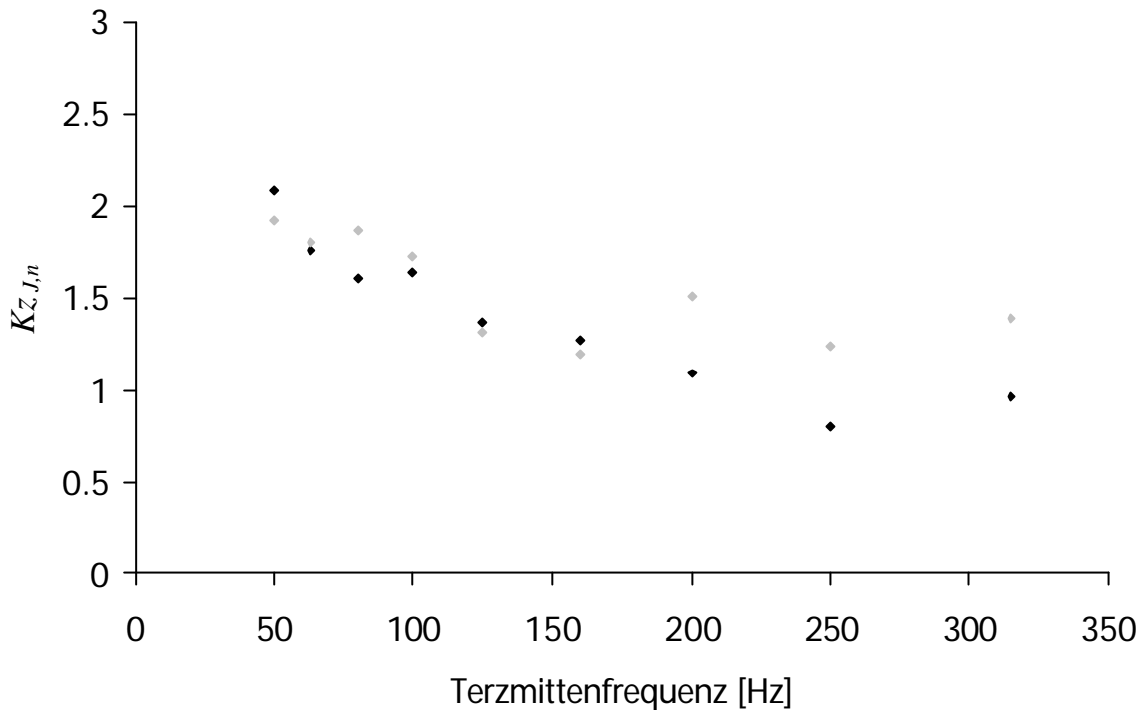


Bild 4.18: Machzahlabhängige Korrekturzahlen $K_{z,J,n}$ nach Gleichung (4-23) als Funktion der Terzmittenfrequenz für das Triebwerk B für zwei unterschiedliche Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Da für alle Triebwerke (mit Ausnahme der Abweichungen bei Triebwerk B) die Korrekturzahlen leistungsunabhängig sind, sollen die über den Schub gemittelten Korrekturzahlen $\overline{K_{z,J,n}}$ als charakteristische Größen im erarbeiteten Modell verwendet werden.

Diese gemittelten Korrekturzahlen sind für die untersuchten Triebwerke in Bild 4.19 aufgetragen. Es ist dem Bild zu entnehmen, daß sich für $\overline{K_{z,J,n}}$ in den einzelnen Frequenzbändern recht unterschiedliche Werte ergeben. Dies kann die gleichen Ursachen wie bei den berechneten Differenzpegeln zur Bestimmung der Pegel $L_{0,J,n}$ haben (siehe Kapitel 4.3.3). Deshalb müssen auch die in Bild 4.19 dargestellten Korrekturzahlen als triebwerksspezifische, charakteristische Größen in das Schallimmissionsmodell eingehen.

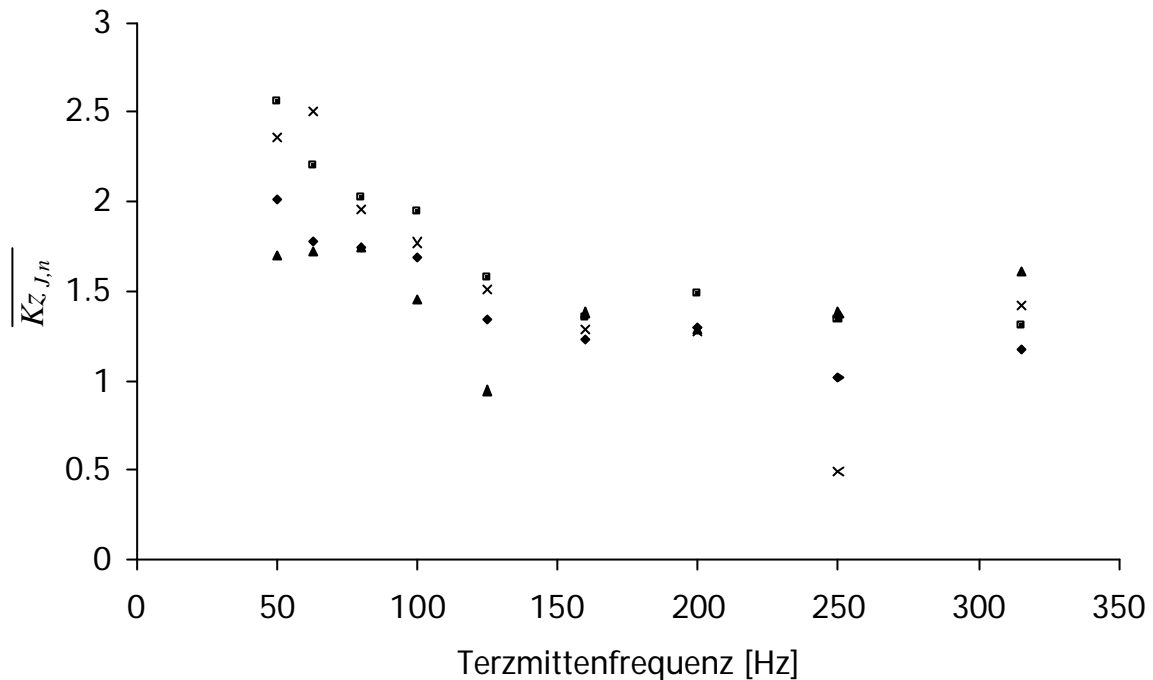


Bild 4.19: Über den Schub gemittelte Korrekturzahlen $\overline{K_{z,J,n}}$ nach Gleichung (4-23) für die vier untersuchten Triebwerke als Funktion der Terzmittenfrequenzen (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

Die Korrekturparameter $Kp_{J,n}$ werden daher im erstellten Modell durch gemittelte Korrekturzahlen $\overline{K_{z,J,n}}$ und die Machzahl Ma des gedachten Zylindertriebwerks als

$$Kp_{J,n} = \overline{K_{z,J,n}} \cdot Ma \quad (4-24)$$

berechnet. Mit den Gleichungen (4-20) und (4-21) wird dann die Pegelverstärkung durch Konvektion – also die Richtcharakteristik der Freistrahlergeräusche – ermittelt.

In Bild 4.20 sind die über die vier untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelten Korrekturzahlen $\overline{\overline{K_{z,J,n}}}$ dargestellt. Die aus dieser Darstellung zu entnehmenden Werte können für weitere Triebwerke mit einem ähnlichen Nebenstromverhältnis wie dem der untersuchten Triebwerke herangezogen werden, wenn keine Meßdaten verfügbar sind, aber eine Richtcharakteristik abgeschätzt werden soll.

Weiterhin ist Bild 4.20 zu entnehmen, daß die Korrekturzahlen $\overline{\overline{K_{z,J,n}}}$ für die Frequenzbänder mit Mittenfrequenzen oberhalb von 125 Hz nahezu konstant sind. Die Pegelverstärkung durch Konvektion ist für diesen Frequenzbereich also immer von etwa gleicher Größenordnung. Für die Frequenzbänder mit Mittenfrequenzen unterhalb von

125 Hz nehmen die Korrekturzahlen $\overline{K_{z,j,n}}$ - und somit auch die Pegelverstärkung durch Konvektion - mit abnehmender Frequenz zu.

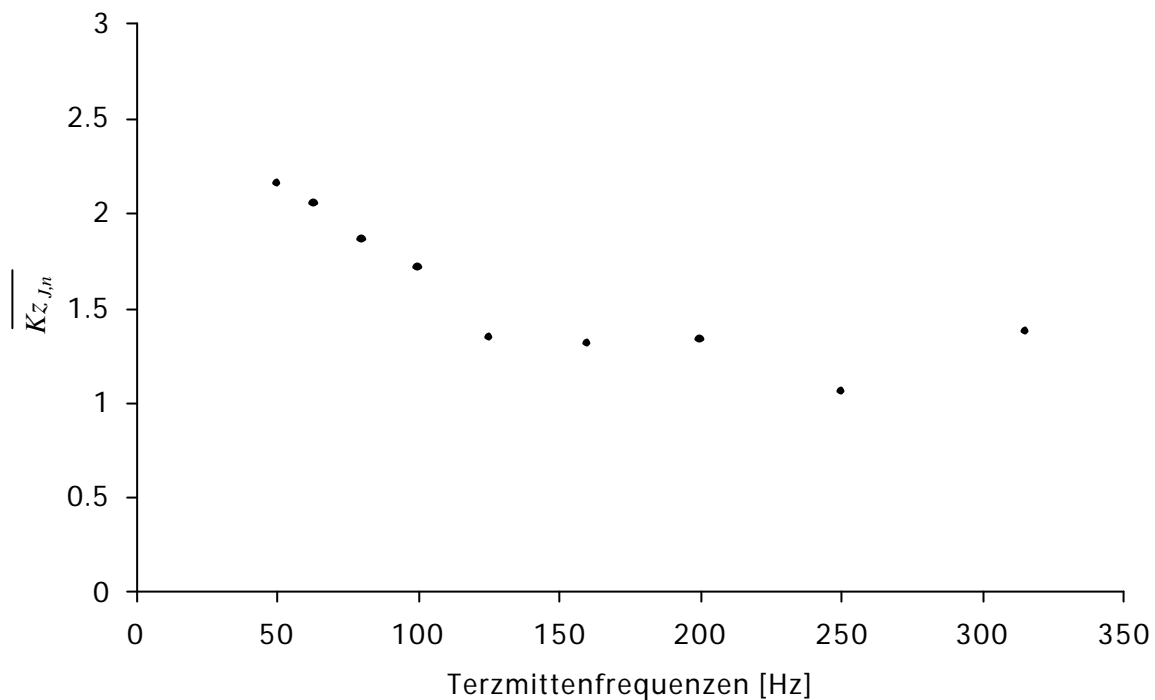


Bild 4.20: Über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelte Korrekturzahlen $\overline{K_{z,j,n}}$ als Funktion der Terzmittenfrequenz.

4.4 Modellierung von Restgeräuschen

4.4.1 Charakterisierung

Als Restgeräusche werden alle Geräusche mit Mittenfrequenzen von 400 bis 10000 Hz bezeichnet, die keiner Quelle eindeutig zugeordnet werden können (siehe Kapitel 3). Sie bestehen hauptsächlich aus Freistrahlgereuschen (Scherschichtgeräuschen) aus dem turbulenten Mischungsgebiet (siehe Kapitel 4.3.2). Es sind aber auch Drehton-, Verbrennungs- und sonstige Maschinengeräusche darin enthalten. Für das Modell wird wie bei den Freistrahlgereuschen sowohl ein Referenzspektrum (Pegel $L_{0,R,n}$ in 1 m Abstand senkrecht zur Triebwerksachse) als auch eine Richtcharakteristik $\Delta L_{R,n}$ für jedes n -te Terzband ermittelt. Anschließend werden das Spektrum $L_{0,R,n}$ und die Richtcharakteristik $\Delta L_{R,n}$ durch triebwerksspezifische Größen ausgedrückt, die nur noch vom jeweiligen n -ten Terzband abhängen.

4.4.2 Lage der Quellen der Restgeräusche

Im Gegensatz zu den in Kapitel 4.3 vorgestellten reinen Freistrahlgereuschen können für die Restgeräusche mit der in Kapitel 3 vorgestellten Methode keine Quellzentren lokalisiert werden, da Restgeräusche in den Winkelbereichen $q > 90^\circ$ und $q < 90^\circ$ von Drehtongeräuschen überlagert werden. In Kapitel 4.3.2 aber wird gezeigt, daß für die Frequenzbänder der Quellzentrenabstand umgekehrt proportional zur Frequenz abnimmt. Da die Quellzentren für das Terzband der Mittenfrequenz 315 Hz an der Grenze des Transitionsgebiets zum turbulenten Mischungsgebiet liegen, stammen mögliche Quellzentren von Freistrahlgereuschen für höhere Frequenzbänder aus dem turbulenten Mischungsgebiet und weisen somit lediglich einen geringen Abstand zum Triebwerk auf. Dieser geringe Abstand ist im Rahmen der Modellgenauigkeit zu vernachlässigen – im Modell wird deshalb als Lage aller Restgeräusche das Triebwerk selbst angenommen.

4.4.3 Referenzspektren der Restgeräusche

Das Spektrum der Restgeräusche ergibt sich aus den Pegeln, die rechtwinklig zum Triebwerk ermittelt werden. Da als Quelle das Triebwerk selbst angenommen wird, können diese Pegel direkt aus den Messungen für die Richtung $q = 90^\circ$ bestimmt und durch eine Schallausbreitungsrechnung auf einen Referenzabstand von 1 m umgerechnet werden.

Bild 4.21 zeigt das Referenzspektrum $L_{0,R,n}$ des Triebwerks B für zwei verschiedene Triebwerksleistungen. Es ist deutlich zu erkennen, daß für niedrigere Frequenzbänder der Schub einen großen Einfluß auf das Spektrum hat. Dieser Einfluß nimmt zu höheren Frequenzen hin kontinuierlich ab. Das bedeutet, daß die Restgeräusche der niedrigeren Frequenzbänder ($f_m \geq 400$ Hz) noch von Freistrahlgereuschen (Scherschichtgereuschen) aus dem turbulenten Mischungsgebiet und weiteren Gereuschen, die vom Schub abhängen, dominiert werden. Für höhere Frequenzbänder nimmt dieser Anteil kontinuierlich ab. Die Gereusche der höchsten Frequenzbänder werden vom Schub kaum beeinflußt.

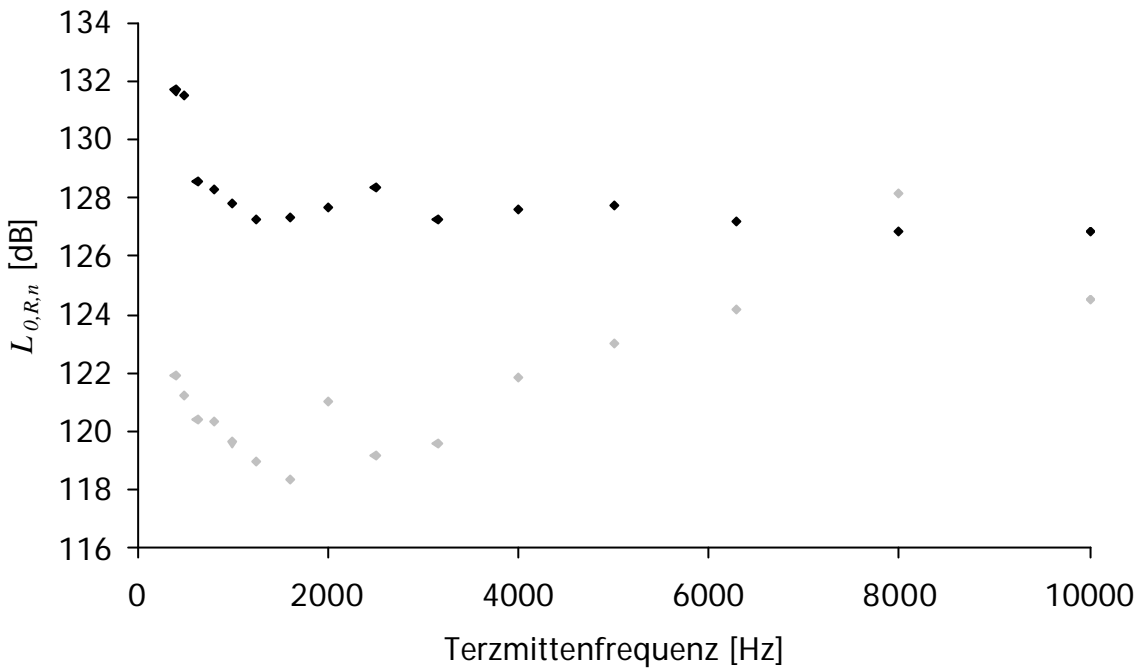


Bild 4.21: Referenzspektren für die Restgeräusche des Triebwerks B für zwei unterschiedliche Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Wie in Kapitel 4.3.3 soll auch für die Restgeräusche ein geschwindigkeits- bzw. schubabhängiger Differenzpegel gebildet werden, mit dessen Hilfe der Pegel $L_{0,R,n}$ durch charakteristische Größen ausgedrückt werden kann. Da aber der Einfluß der Freistrahlergeräusche mit zunehmender Frequenz abnimmt und die Geräusche in den höchsten Frequenzbändern kaum vom Schub beeinflusst werden, muß dieser Differenzpegel mit einer frequenzabhängigen Gewichtungsfunktion $G(f)$ multipliziert werden. Im Modell der vorliegenden Arbeit wird die lineare Gewichtungsfunktion

$$G(f) = 1 - \frac{f}{f_0} \quad (4-25)$$

mit der Referenzfrequenz $f_0 = 12000$ Hz verwendet. Dieser Wert ergibt sich als beste Anpassung an die Daten der Triebwerkshersteller (nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate). Nach dem U^8 - Gesetz wird mit der Geschwindigkeit U und einer Referenzgeschwindigkeit c_1 von 1 m/sec der Referenzpegel

$${}_8L_R(\mathbf{r}, A, U) = 10 \cdot \log_{10} \left(\frac{\mathbf{r} \cdot A}{a_1} \cdot (U/c_1)^8 \right) = 10 \cdot \log_{10} \left(\frac{\dot{m}}{\dot{m}_1} \cdot (U/c_1)^7 \right) \quad (4-26)$$

gebildet. Dabei sind $a_1 = 1$ kg/m und $\dot{m}_1 = 1$ kg/sec. Der Differenzpegel wird dann durch

$$\Delta_8 L_{R,n} = L_{0,R,n} - {}_8 L_R(\mathbf{r}, A, U) \cdot G(f) \quad (4-27)$$

berechnet. In Bild 4.22 ist ein Differenzpegelspektrum $\Delta_8 L_{R,n}$ nach Gleichung (4-27) für das Triebwerk B dargestellt.

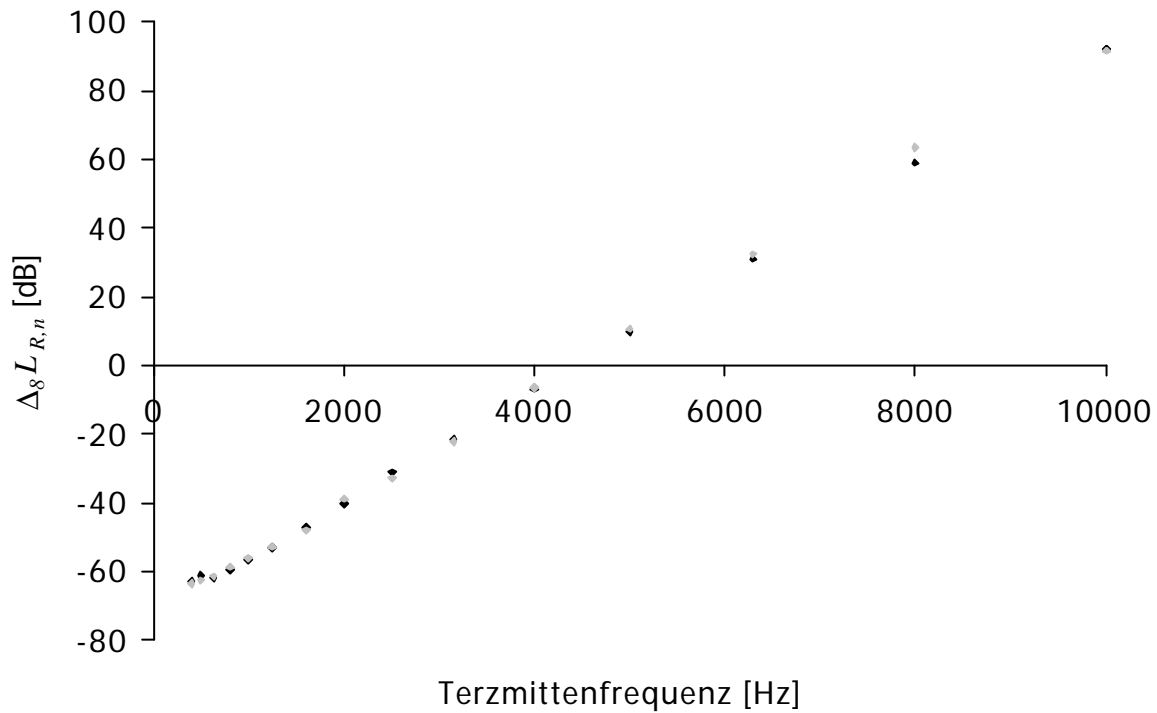


Bild 4.22: Differenzpegelspektrum $\Delta_8 L_{R,n}$ für die Restgeräusche nach Gleichung (4-27) des Triebwerks B für zwei verschiedene Triebwerksleistungen. Der niedrigere Schub ist grau, der höhere schwarz gekennzeichnet.

Wie in Bild 4.22 zu erkennen ist, werden im Gegensatz zu den reinen Freistrahlergeräuschen (siehe Kapitel 4.3.3) mit dem U^8 -Gesetz und der Gewichtungsfunktion $G(f)$ gleich große Differenzpegel $\Delta_8 L_{R,n}$ für unterschiedliche Schübe beim Triebwerk B berechnet. Auch für die anderen untersuchten Triebwerke ergeben sich mit dem U^8 -Gesetz und der Gewichtungsfunktion $G(f)$ gute Übereinstimmungen für verschiedene Triebwerksleistungen. Darüber hinaus ist in Bild 4.22 zu erkennen, daß die Differenzpegel für die verschiedenen Terzbänder unterschiedliche Werte haben und daß sie durch die Gewichtungsfunktion viel stärker als die Differenzpegel $\Delta_{10} L_{J,n}$ der reinen Freistrahlergeräusche vom jeweiligen Terzband abhängen. Werden die ermittelten Differenzpegel $\Delta_8 L_{R,n}$ der Restgeräusche über jeden Schub für jedes n-te Terzband zum Differenzpegel $\overline{\Delta_8 L_{R,n}}$ als charakteristische Größe gemittelt, so kann für jeden Schub F der Referenzpegel $L_{0,R,n}(F)$ durch

$$L_{0,R,n}(F) = \overline{\Delta_8 L_{R,n}} + {}_8 L_R(\mathbf{r}, A, U(F)) \cdot G(f) \quad (4-28)$$

bestimmt werden. In Bild 4.23 sind diese über den Schub gemittelten Differenzpegel $\overline{\Delta_8 L_{R,n}}$ als Spektren für die vier untersuchten Triebwerke aufgetragen.

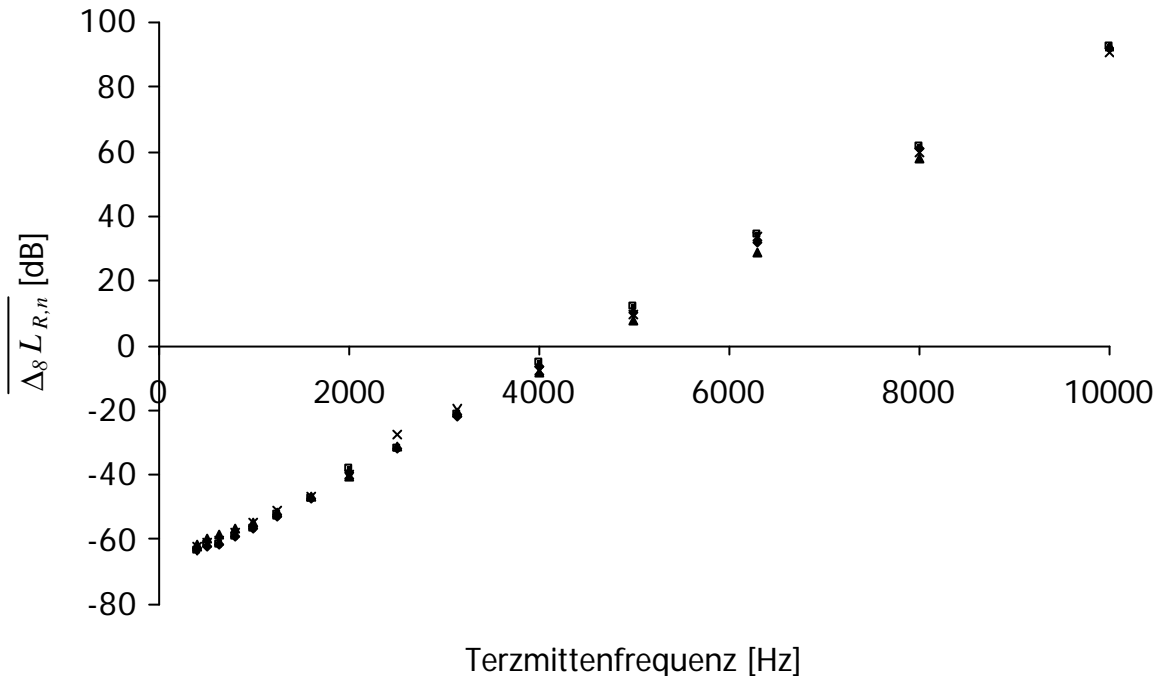


Bild 4.23: Über den Schub gemittelte Differenzpegelspektren $\overline{\Delta_8 L_{R,n}}$ nach Gleichung (4-27) für die Restgeräusche der vier untersuchten Triebwerke (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

Auch bei den Restgeräuschen werden recht unterschiedliche Differenzpegelspektren für jedes Triebwerk berechnet. Daher gehen auch diese als triebwerksspezifische, charakteristische Größen in das Modell ein. Auch hierfür sind als Gründe weitere nicht bekannte Parameter (wie z.B. die Düsenform) zu nennen, die im vorliegenden Modell nicht betrachtet werden können.

In Bild 4.24 sind die in Bild 4.23 ermittelten Differenzpegelspektren $\overline{\Delta_8 L_{R,n}}$ über alle untersuchten Triebwerke zu einem Differenzpegel $\overline{\overline{\Delta_8 L_{R,n}}}$ gemittelt. Ist aus einer hinreichend großen Entfernung senkrecht zur Ausbreitungsrichtung des Triebwerks nur ein Gesamtpegel für ein Triebwerk bekannt, so kann die Verteilung der Restgeräusche über die entsprechenden Frequenzbänder aus Bild 4.24 abgeleitet werden.

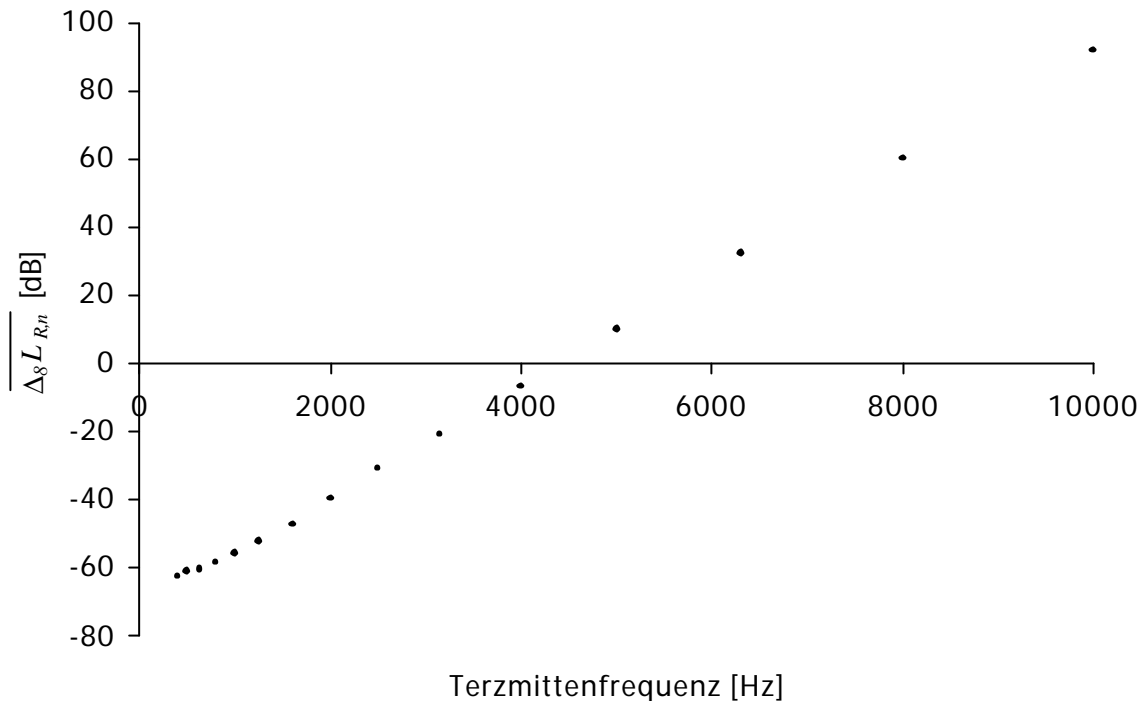


Bild 4.24: Über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelten Differenzpegelspektren $\overline{\Delta_8 L_{R,n}}$.

4.4.4 Richtcharakteristik der Restgeräusche

In Kapitel 4.4.3 wird gezeigt, daß auch die Restgeräusche zumindest teilweise auf Freistrahlgерäusche zurückzuführen sind. Daher ist auch eine Pegelverstärkung durch Konvektion in der Richtcharakteristik der Restgeräusche zu erwarten. Diese wird aber durch Maschinengeräusche und Drehtongeräusche überlagert. Bei den untersuchten Triebwerken dominieren die Freistrahlgерäusche lediglich für sehr hohe Schübe. In den verwendeten Daten der Triebwerkshersteller sind aber gerade im Winkelbereich $\mathbf{q} < 90^\circ$ für sehr hohe Schübe keine Drehtongeräusche des Fans als Moden zu erkennen (siehe Kapitel 4.5). Daher ist in Bild 4.25 auch die Richtcharakteristik der Restgeräusche des Triebwerks B für einen hohen Schub dargestellt. Die Pegelverstärkung durch Konvektion in der Richtcharakteristik der Restgeräusche ist in Bild 4.25 deutlich zu erkennen.

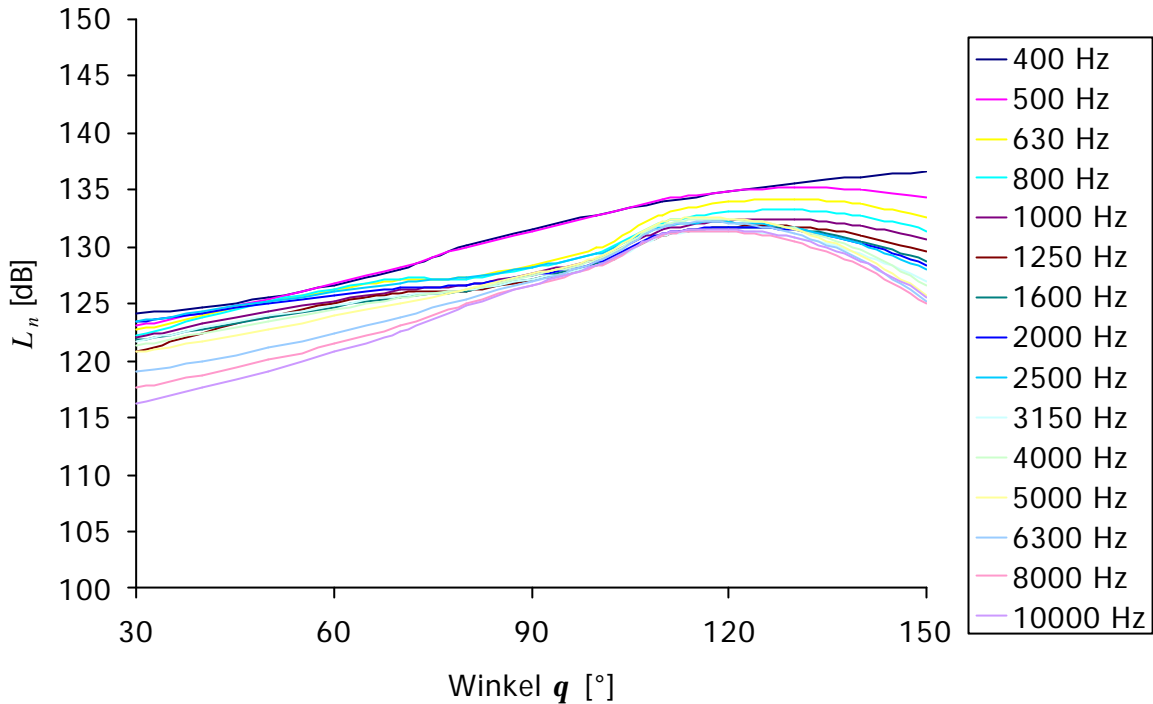


Bild 4.25: Auf einen Abstand von 1 m normierte spektrale Richtcharakteristiken $L_n(\mathbf{q})$ für die Frequenzbänder mit Mittenfrequenzen oberhalb von 400 Hz. Zwischen den einzelnen Meßpunkten wurde stückweise quadratisch interpoliert. Zugrunde liegt das Triebwerk B bei hohem Schub.

Zur Bestimmung einer charakteristischen Größe für die Richtcharakteristik der Restgeräusche wird analog zu der Richtcharakteristik der reinen Freistrahlergeräusche (Kapitel 4.3.4.4) ein Korrekturparameter $Kp_{R,n}$ für jedes Terzband berechnet. Die Pegelverstärkung $\Delta L_{R,n}(\mathbf{q})$ wird demnach durch

$$\Delta L_{R,n}(\mathbf{q}) = 10 \log_{10}(C_{R,n}^{-5}) \tag{4-29}$$

mit

$$C_{R,n}^{-5} = \left(1 - \frac{Ma}{2} \cdot Kp_{R,n} \cdot \cos(180^\circ - \mathbf{q}) \right)^{-5} \tag{4-30}$$

beschrieben. Für die in Bild 4.25 dargestellte Richtcharakteristik sind die angepaßten Korrekturparameter des Triebwerks B in Bild 4.26 aufgezeichnet.

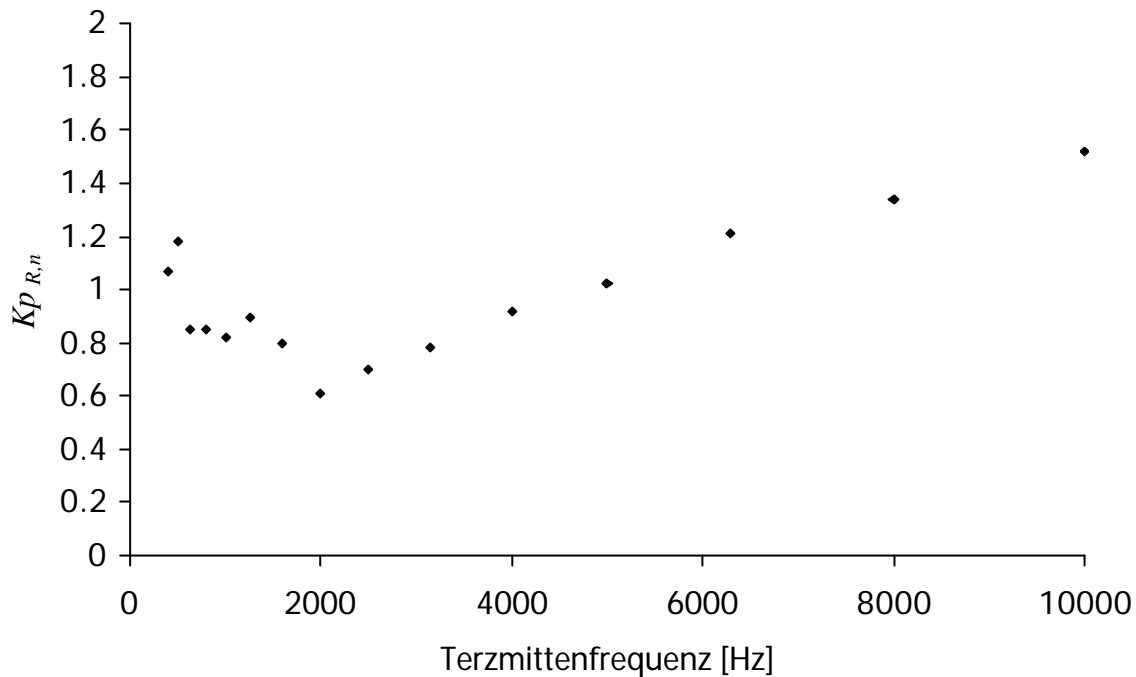


Bild 4.26: Korrekturparameter $K_{p_{R,n}}$ nach den Gleichungen (4-29) und (4-30) in Abhängigkeit von der Terzmittenfrequenz für die Restgeräusche des Triebwerks B bei hohem Schub.

Im Gegensatz zu der Richtcharakteristik der reinen Freistrahlergeräusche (Kapitel 4.3.4) wird die Pegelverstärkung durch Konvektion bei den Restgeräuschen durch Maschinen- und Turbinengeräusche überlagert. Für höhere Frequenzen nimmt der Anteil der hochfrequenten Turbinengeräusche im Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 150^\circ$ zu. Dadurch werden bei einer Anpassung an die Meßwerte zu große Korrekturparameter für Frequenzen oberhalb von 2000 Hz berechnet (siehe Kapitel 4.5.3). Bild 4.26 zeigt, daß die Korrekturparameter innerhalb dieses Frequenzbereichs mit steigenden Frequenzen zunehmen.

Weiterhin wird - insbesondere bei mittleren und niedrigen Triebwerksleistungen - die Pegelverstärkung durch Konvektion im Winkelbereich $\mathbf{q} < 90^\circ$ durch die Moden des Fans verdeckt. In den Frequenzbändern, in denen derartige Moden des Fans auftreten, kann eine Berechnung der Pegelverstärkung durch Konvektion daher nicht durchgeführt werden. In Bild 4.27 sind noch einmal die Korrekturparameter des Triebwerks B dargestellt, diesmal aber für eine mittlere Triebwerksleistung. Im Frequenzbereich $f \geq 1400$ Hz können keine Korrekturparameter bestimmt werden.

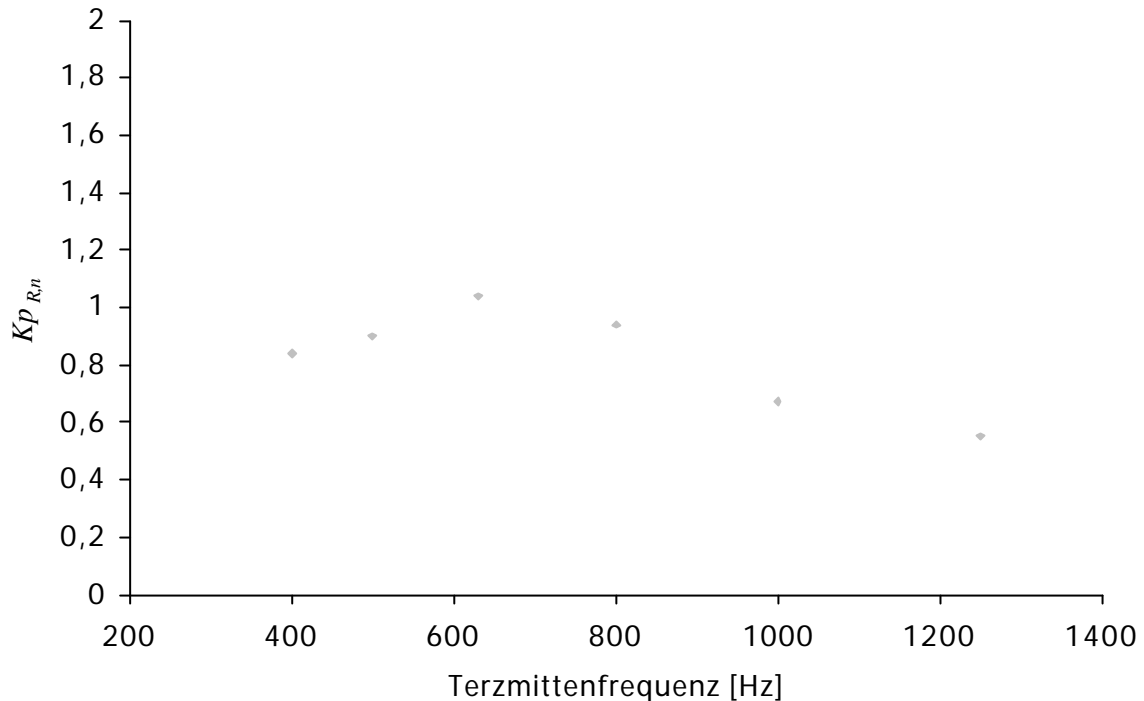


Bild 4.27: Korrekturparameter $Kp_{R,n}$ nach den Gleichungen (4-29) und (4-30) als Funktion der Terzmittenfrequenz für die Restgeräusche des Triebwerks B bei mittlerem Schub.

Gerade weil die Pegel durch andere, höhere Geräuscheffekte überdeckt werden, spielen die Korrekturparameter, die nicht bestimmt werden können, für die Zwecke von Immissionsprognosen keine Rolle. Für das Modell sollen aber trotzdem Werte angegeben werden. Es wird daher angenommen, daß die Korrekturparameter auch im Frequenzbereich oberhalb von 1400 Hz den gleichen Wert haben wie für das Frequenzband mit einer Mittenfrequenz von 1250 Hz.

Die Korrekturparameter sind sowohl für hohe als auch für niedrige Triebwerksleistungen im Frequenzbereich von 400 bis 1250 Hz von gleicher Größenordnung. Im Gegensatz zu den reinen Freistrahlgäruschen reicht bei den Restgeräuschen daher die Beschreibung allein auf der Basis der Machzahl Ma in Gleichung (4-30) aus, um die Richtcharakteristik für verschiedene Triebwerksleistungen zu berechnen. Aus diesem Grund werden für die Ermittlung der charakteristischen Größe der Richtcharakteristik der Restgeräusche lediglich Mittelwerte aller Korrekturparameter über den Schub gebildet. Mit Hilfe der in Bild 4.28 dargestellten mittleren Korrekturparameter $\overline{Kp_{R,n}}$ und den Gleichungen (4-29) und (4-30) wird so im Modell die Richtcharakteristik der Restgeräusche berechnet.

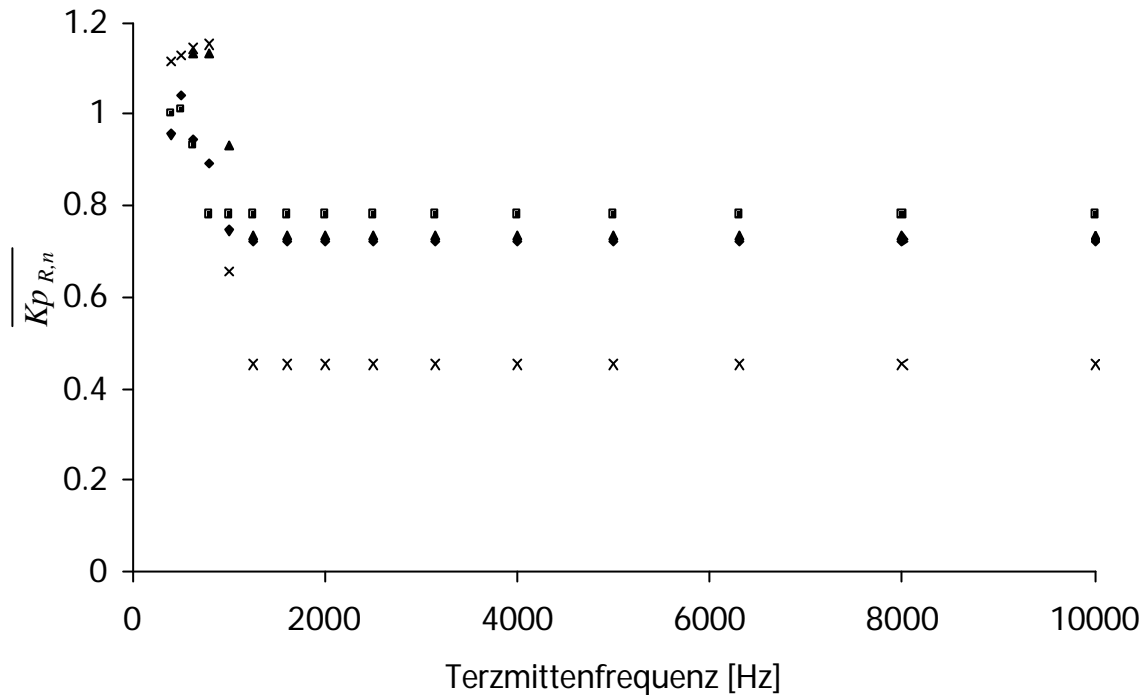


Bild 4.28: Über den Schub gemittelte Korrekturparameter $\overline{Kp_{R,n}}$ für die Restgeräusche der vier untersuchten Triebwerke als Funktion der Terzmittenfrequenz (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

Wie in Bild 4.28 zu sehen ist, werden unterschiedliche Korrekturparameter $\overline{Kp_{R,n}}$ für die untersuchten Triebwerke berechnet. Daher müssen auch für die Restgeräusche die Korrekturparameter $\overline{Kp_{R,n}}$ als triebwerksspezifische, charakteristische Größen in das Schallimmissionsmodell eingehen.

Letztendlich werden die Referenzpegel $L_{R,n}(\theta)$ der Restgeräusche zur Bestimmung der Pegel an einem Immissionsort im Schallimmissionsmodell als

$$L_{R,n}(\mathbf{q}) = L_{0,R,n} + \Delta L_{R,n}(\mathbf{q}) \quad (4-31)$$

bestimmt.

Der Vollständigkeit halber sind in Bild 4.29 die über die untersuchten Triebwerke und alle Triebwerksleistungen gemittelten Korrekturparameter $\overline{\overline{Kp_{R,n}}}$ abgebildet.

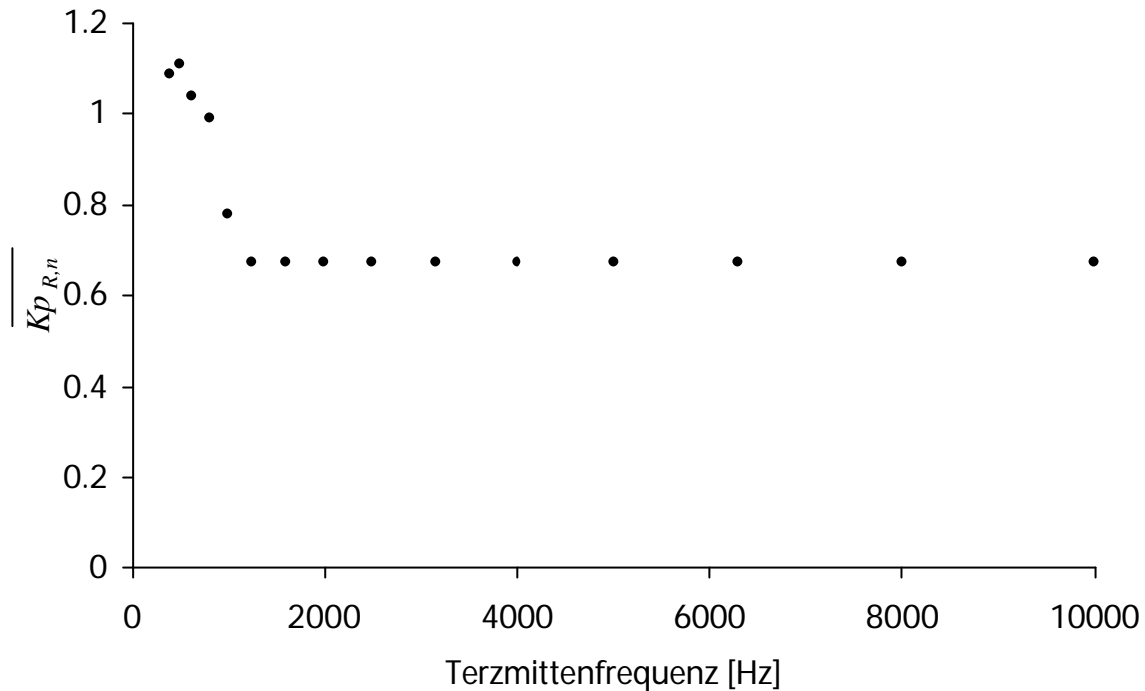


Bild 4.29: Über alle untersuchten Triebwerke und den Schub gemittelte Korrekturparameter $\overline{K_{p_{R,n}}}$ der Restgeräusche als Funktion der Terzmittenfrequenz.

4.5 Modellierung von Drehtongeräuschen

4.5.1 Charakterisierung

Als Drehtongeräusche werden alle tonhaltigen Geräusche bezeichnet, die durch die Wechselwirkung der durch das Triebwerk gehenden Strömung mit den rotierenden (und auch festen) Komponenten des Triebwerks (Rotor, Stator, Verdichter (siehe Kapitel 4.5.2) und Turbine (siehe Kapitel 4.5.3) entstehen. Dazu zählen auch die Moden, die aufgrund der Ummantelung des Triebwerks erzeugt werden. Nach Blankenship et al. (1977) nehmen Drehtongeräusche für niedrige Frequenzen um etwa 3 dB pro Oktave zu niedrigeren Frequenzen hin ab. Sie spielen in den tieferen Frequenzbändern (unterhalb von etwa 350 Hz) nur eine untergeordnete Rolle und werden daher im Modell vernachlässigt.

Ebenso wie die durch Rotor, Stator und Verdichter und deren Wechselwirkung mit der Strömung erzeugten Geräusche werden auch die im Triebwerk entstehenden akustischen Moden in den Winkelbereich $0^\circ < \mathbf{q} < 90^\circ$ abgestrahlt. Die Turbinengeräusche werden hingegen in den Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 180^\circ$ emittiert. Es erfolgt also keine direkte Abstrahlung von Drehtongeräuschen in die Richtung $\mathbf{q} = 90^\circ$.

Im Modell werden deshalb alle Drehtongeräusche als Pegeldifferenz zum Pegel $L_{0,R,n}$ der Restgeräusche (d.h. der Pegel in Richtung $q = 90^\circ$) angegeben. Diese Pegeldifferenzen werden aus den Daten der Triebwerkshersteller abgeleitet. Da in einem Frequenzband sowohl die Drehtongeräusche als auch alle anderen Geräusche enthalten sind, gehen die berechneten Pegel der Drehtongeräusche für ein Frequenzband nur dann in das Modell ein, wenn diese für einen vorgegebenen Meßort einen größeren Pegel erzeugen als die Restgeräusche.

4.5.2 Fan- und Verdichtergeräusche

In den vergangenen Jahren wurde von verschiedenen Autoren immer wieder der Versuch unternommen, die Drehtongeräusche von Mantelstromtriebwerken vorherzusagen. Stellvertretend sei hier auf Eversmann (1992, 1995), Topol (1990, 1993), Philbrick et al. (1993) und Zorumski (1982a, 1982b, 1986) hingewiesen. Die Entstehung von akustischen Moden und deren Dämpfung durch die Formgebung des Triebwerksgehäuses sowie durch die Verwendung von verschiedenen Materialien im Gehäuse ist zu komplex, um sie mit einfachen Modellen beschreiben zu können. Letztendlich erweisen sich deshalb alle diese Modelle für die Praxis als unbrauchbar, da entweder die notwendigen Eingabeparameter nicht allgemein verfügbar sind oder aber die Theorien von Voraussetzungen ausgehen, die nicht auf Triebwerke zutreffen (z.B. Schallausbreitung im unendlich langen Rohr). Es ist daher nicht möglich, aus den verfügbaren Triebwerksdaten die Schallemissionsvorgänge der Drehtöne des Fans und des Kompressors sowie die im Triebwerksgehäuse entstehenden Moden zu beschreiben. Somit kann für Immissionsprognosen nur auf Messungen für spezielle Triebwerks- und Leistungskonfigurationen zurückgegriffen werden, um den durch Fan und Verdichter erzeugten Schall zu beschreiben. Eine besondere Schwierigkeit ergibt sich bei den im Triebwerk auftretenden akustischen Moden: Ihr Erscheinen und Verschwinden ist von der Drehzahl abhängig. Für eine umfassende Beschreibung wären daher separate Messungen über einen großen Drehzahlbereich notwendig. Solche Messungen werden in der Regel aus Kostengründen nicht durchgeführt.

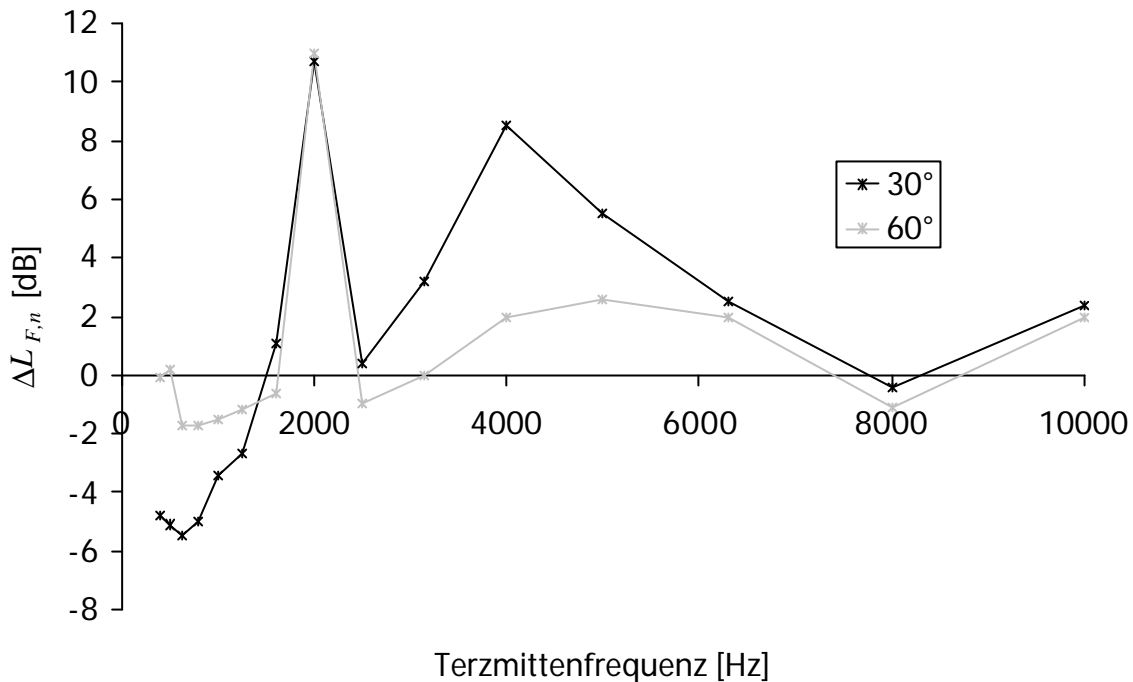


Bild 4.30: Gemessene Spektren der Drehtongeräusche des Triebwerks B bei einer Drehzahl von 2850 RPM für die Abstrahlrichtungen 30° und 60°. Für diese Drehzahl ergibt sich die Lage der ersten Harmonischen bei 1805 Hz. Aufgetragen sind die Pegeldifferenzen $\Delta L_{F,n}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$, das senkrecht zur Triebwerksachse aufgenommen wurde.

In Bild 4.30 sind die Spektren von Drehtongeräuschen für das Triebwerk B bei einer Drehzahl von 2850 RPM für die Abstrahlwinkel 30° und 60° dargestellt. Die Auftragung zeigt die Differenz zum Spektrum $L_{0,R,n}$, das senkrecht zur Triebwerksachse gemessen wird. Da das Triebwerk 38 Rotorblätter besitzt, liegt die erste Harmonische des Drehklangs bei einer Frequenz von 1805 Hz (d.h. im Terzband von 2000 Hz). Ebenso ist die zweite Harmonische bei der Mittenfrequenz von 4000 Hz gut zu erkennen. Auch bei den anderen untersuchten Triebwerken ist der Drehklang deutlich in den Terzspektren zu identifizieren.

Die Intensität der Drehtongeräusche steigt - da es sich um Dipolgeräusche handelt - theoretisch mit der sechsten Potenz der Geschwindigkeit bzw. mit der sechsten Potenz der Drehzahl. Demgegenüber steigt die Intensität der durch den Freistrahл erzeugten Quadrupolgeräusche (und damit der senkrecht zur Triebwerksachse gemessene Schallpegel $L_{0,R,n}$) theoretisch mit der achten Potenz der Geschwindigkeit (siehe Kapitel 4.4.3). Aufgrund dessen werden die Quadrupolgeräusche mit zunehmender Drehzahl (bzw. zunehmendem Schub) dominanter. Bei sehr hohen Schüben werden die Drehtöne

im Winkelbereich $0^\circ < \mathbf{q} < 90^\circ$ nicht nur deswegen, sondern auch, weil sich die Amplituden der akustischen Moden in diesem Drehzahlbereich vermindern, bei allen untersuchten Triebwerken von den Restgeräuschen fast vollständig überdeckt und sind somit in Breitbandmessungen nicht identifizierbar.

Für die Beschreibung der Fangeräusche wird deshalb folgende Vorgehensweise gewählt: Aus den vorhandenen Terzspektren werden alle Spektren einer bestimmten Triebwerksleistung als repräsentative Spektren für die akustischen Moden des Fans und Verdichters ausgewählt. Die in Bild 4.30 dargestellten Spektren wurden für das Triebwerk B verwendet. Bei allen untersuchten Triebwerken wurden in der vorliegenden Arbeit derartige repräsentative Terzspektren bestimmt, die in der Regel bei einer Drehzahl von ca. 80% der Maximaldrehzahl N_{max} des Fans aufgenommen worden sind. Jeder Terzpegel dieser Spektren wird als Pegeldifferenz $\Delta L_{F,n}$ zum Pegel $L_{0,R,n}$ durch eine einfache Kosinusfunktion im Winkelbereich $0^\circ < \mathbf{q} < 90^\circ$ beschrieben. In Bild 4.31 sind die Richtcharakteristiken $\Delta L_{F,n}(\mathbf{q})$ für die Terzbänder mit Mittenfrequenzen von $400 \text{ Hz} \leq f_m \leq 10000 \text{ Hz}$ als Pegeldifferenz zu dem senkrecht zur Triebwerksachse gemessenen Pegel $L_{0,R,n}$ dargestellt.

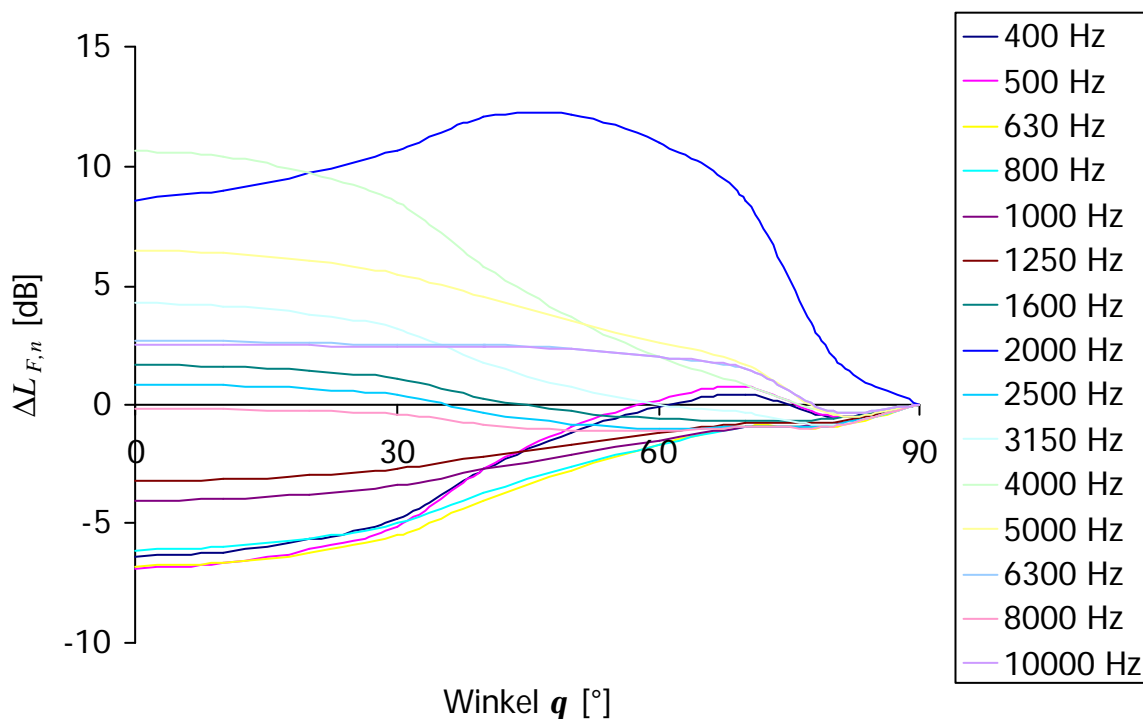


Bild 4.31: Gemessene und interpolierte Richtcharakteristiken der Drehtongeräusche des Triebwerks B für mehrere Terzbänder bei einer Drehzahl von 2850 RPM als Pegeldifferenz $\Delta L_{F,n}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$.

Die Amplituden der angepaßten Kosinusfunktionen nehmen für sehr große Schübe bzw. sehr große Drehzahlen ab. Basierend auf der Auswertung der zur Verfügung stehenden Richtcharakteristiken wird im vorliegenden Modell die maximale Amplitude der Kosinusfunktionen bei allen Triebwerken für die maximale Drehzahl N_{max} auf einen Wert von -8 dB gesetzt. Oberhalb einer Drehzahl von etwa 75% der maximalen Drehzahl N_{max} werden die Amplituden der Richtcharakteristiken an ein quadratisches Polynom und unterhalb dieser Drehzahl linear angepaßt.

Wird die Drehzahl so weit erhöht oder gesenkt, daß der Drehklang in ein anderes Terzband fällt, so wird auch dies im Modell berücksichtigt. Die repräsentativen Richtcharakteristiken $\Delta L_{F,n}(\mathbf{q})$ werden alle auf $\Delta L_{F,n-1}(\mathbf{q})$ verschoben, wenn der Drehklang bei einer Drehzahländerung über eine Terzbandgrenze gerät.

4.5.3 Turbinengeräusche

Turbinengeräusche werden in den Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 180^\circ$ emittiert. Im Winkelbereich $\mathbf{q} > 150^\circ$ ist die Brechung aufgrund des Schallgeschwindigkeitsgradienten im Freistrahle und die damit verbundene Dämpfung - insbesondere bei hohen Frequenzen - so stark, daß die Turbinengeräusche in diesem Bereich für die Schallimmission keine Rolle spielen (Atvars et al. (1966), Kapitel 4.6). Deshalb werden bei Feldmessungen die Turbinengeräusche in der Regel nur im Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 150^\circ$ erfaßt.

In den Daten der Triebwerkshersteller sind die Turbinengeräusche im Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 150^\circ$ deutlich erkennbar (siehe Bild 3.8). Da sie nicht durch spezielle technische Maßnahmen unterdrückt werden, sind sie im Gegensatz zu den Fangeräuschen, die in der Regel durch absorbierende Auskleidung gedämpft werden, wesentlich genauer vorhersagbar. Eine Auswertung der zur Verfügung stehenden Daten zeigt auch, daß die interpolierten Richtcharakteristiken für Terzbänder mit Mittenfrequenzen $f_m \leq 3150$ Hz nahezu drehzahlunabhängig sind. Für höhere Frequenzen ist in Abhängigkeit von der Drehzahl lediglich eine Verschiebung dieser Funktionen in der Amplitude zu beobachten.

Deshalb wird die Richtcharakteristik der Turbinengeräusche im vorliegenden Modell als Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}(\mathbf{q})$ zum Pegel $L_{0,R,n}$ im Winkelbereich $90^\circ < \mathbf{q} < 150^\circ$ aus den Daten

der Triebwerkshersteller über den Emissionswinkel an ein quadratisches Polynom mit den Polynomkoeffizienten h_n , i_n und j_n angepaßt (siehe Bild 4.32):

$$\Delta L_{T,n}(\mathbf{q}) = h_n + i_n \cdot \mathbf{q} + j_n \cdot \mathbf{q}^2 + \mathbf{d}, \quad (4-32)$$

wobei

$\mathbf{d} = 0$ für die Mittenfrequenzen $f_m \leq 3150$ Hz und

$\mathbf{d} \neq 0$ für die Mittenfrequenzen $f_m \geq 3150$ Hz,

ist.

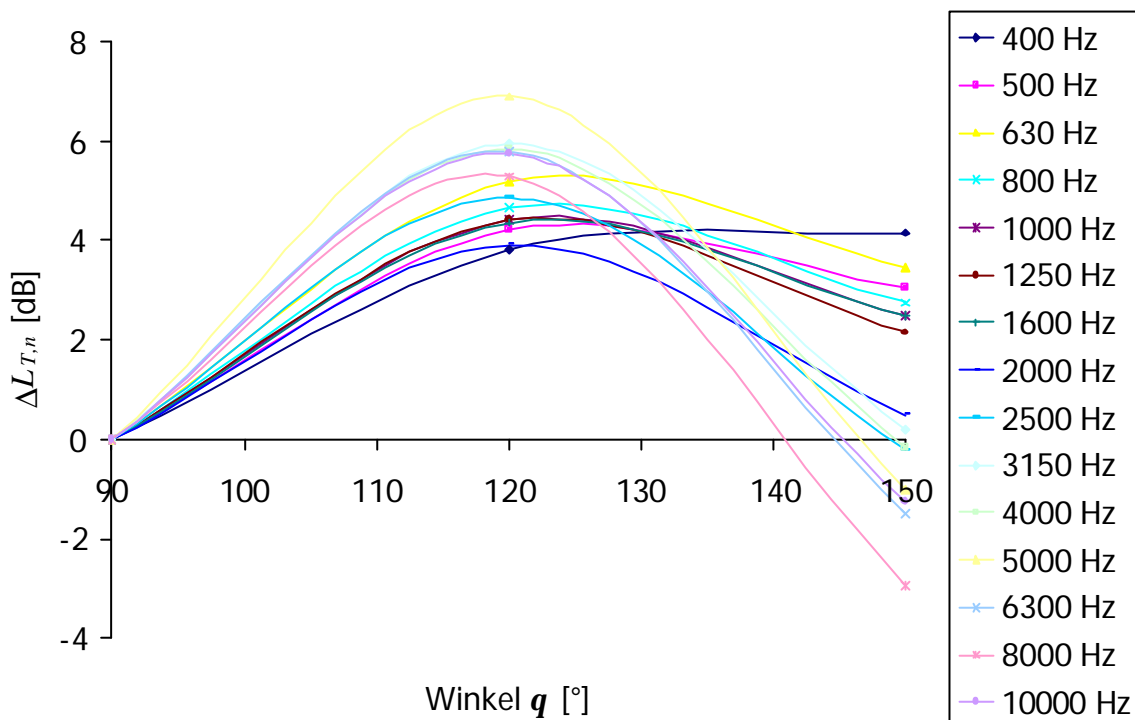


Bild 4.32: Gemessene und interpolierte Richtcharakteristiken für mehrere Terzbänder der Turbinengeräusche des Triebwerks B als Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$.

Im Modell wird für die Frequenzbänder mit Mittenfrequenzen $f_m \geq 3150$ Hz eine Pegelkorrektur \mathbf{d} benutzt, die die Abhängigkeit der Amplituden der hochfrequenten Turbinengeräusche von der Drehzahl berücksichtigt. Diese Pegelkorrektur \mathbf{d} wird durch die Anpassung eines linearen Polynoms an die Daten der Triebwerkshersteller berechnet (siehe unten).

Im folgenden werden nicht die für jedes Terzband ermittelten Anpassungspolynome $\Delta L_{T,n}$ analysiert, sondern die Lage der mit diesen Polynomen berechneten Maxima. In

Bild 4.33 ist die Winkellage dieser Maxima für jedes untersuchte Triebwerk dargestellt. Für das Frequenzband mit der Mittenfrequenz von 400 Hz ergibt sich der größte Winkel. Wegen der größeren Dämpfung aufgrund der Brechung im Freistrahlfeld für höhere Frequenzen (siehe Kapitel 4.6) nimmt dieser Winkel bis zum Frequenzband mit der Mittenfrequenz von 2500 Hz monoton ab. Für die Mittenfrequenzen im Frequenzbereich $f_m > 2500$ Hz werden dann Winkel von annähernd gleicher Größe berechnet.

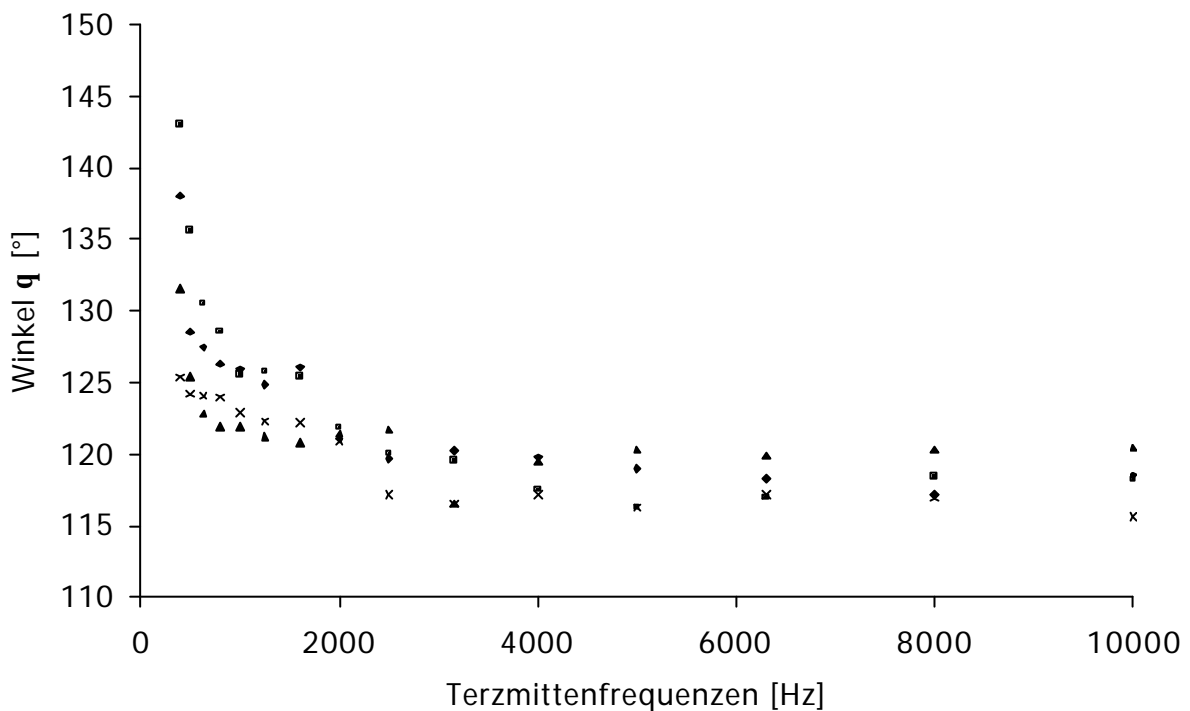


Bild 4.33: Lage der Maxima der Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}(q)$ für die Turbinengeräusche als Funktion der Terzmittenfrequenz für alle untersuchten Triebwerke (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

Bild 4.34 zeigt entsprechend die über alle Triebwerke gemittelte Lage der Maxima. Wie sowohl Bild 4.33 als auch Bild 4.34 deutlich zeigen, gibt es trotz der größeren Dämpfung für höhere Frequenzen im Freistrahlfeld einen unteren Grenzwert für die Lage des Maximums. Dieser Grenzwinkel ist zwar vom Triebwerk abhängig, hat aber für alle untersuchten Triebwerke einen ähnlichen Wert von ca. $q = 117^\circ$.

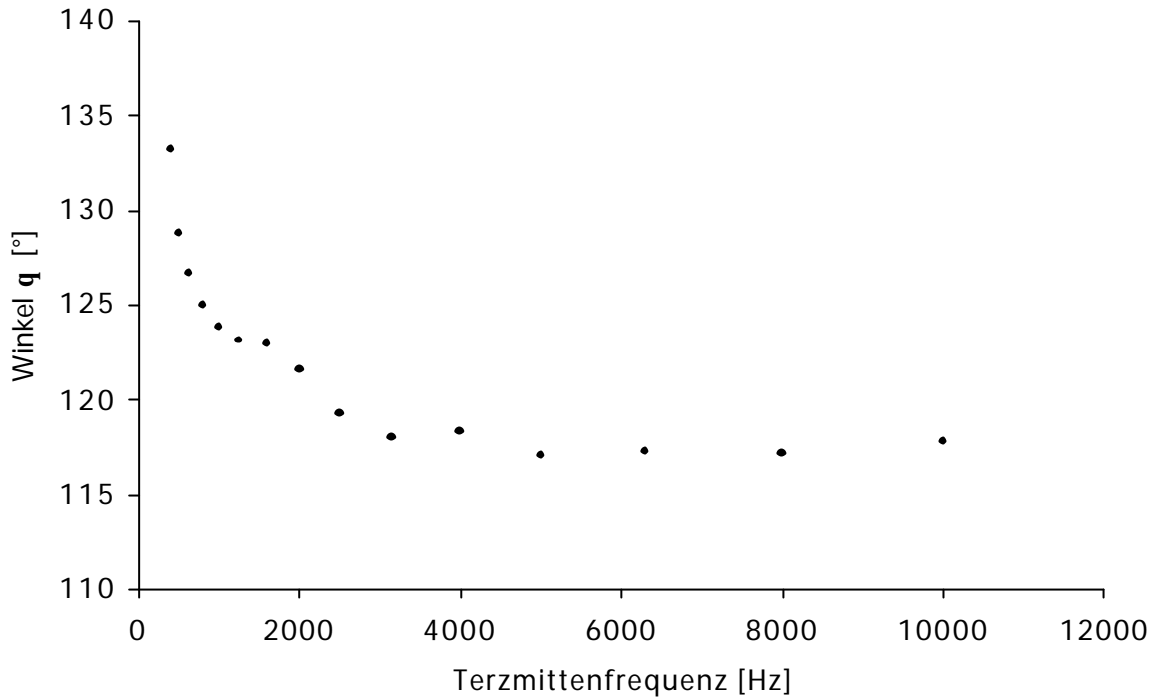


Bild 4.34: Über alle untersuchten Triebwerke gemittelte Lage der Maxima der Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}(\mathbf{q})$ für die Turbinengeräusche als Funktion der Terzmittenfrequenz.

Neben einer Aussage über die Lage der Maxima der angepaßten Funktion $\Delta L_{T,n}(\mathbf{q})$ muß auch eine Aussage über die Ausprägung dieser Maxima getroffen werden. In Bild 4.35 sind die Pegeldifferenzen $\Delta L_{T,n}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$ zu den in Bild 4.33 gehörigen Winkeln für die untersuchten Triebwerke bei einer Drehzahl von 90% der maximalen Drehzahl (ca. Startschub) als Funktion der Terzmittenfrequenz dargestellt. Die ausgewiesenen Pegeldifferenzen liegen im Bereich von 3 bis 7 dB. Aus Gründen der Vollständigkeit sind in Bild 4.36 die über alle untersuchten Triebwerke gemittelten Werte dieser Pegeldifferenzen dargestellt.

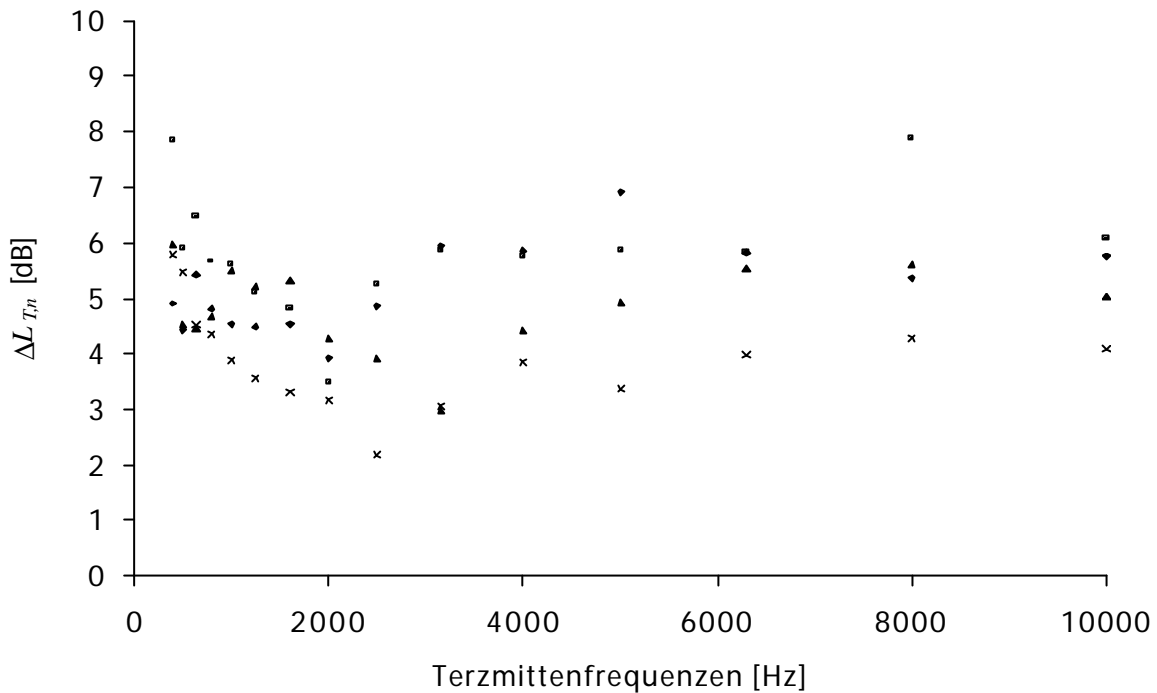


Bild 4.35: GröÙte berechnete Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$ der Turbinengeräusche als Funktion der Terzmittenfrequenz für die vier untersuchten Triebwerke bei einer Drehzahl von 90% der maximalen Drehzahl (ca. Startschub) (zur Bedeutung der Symbole siehe Tabelle 4.1).

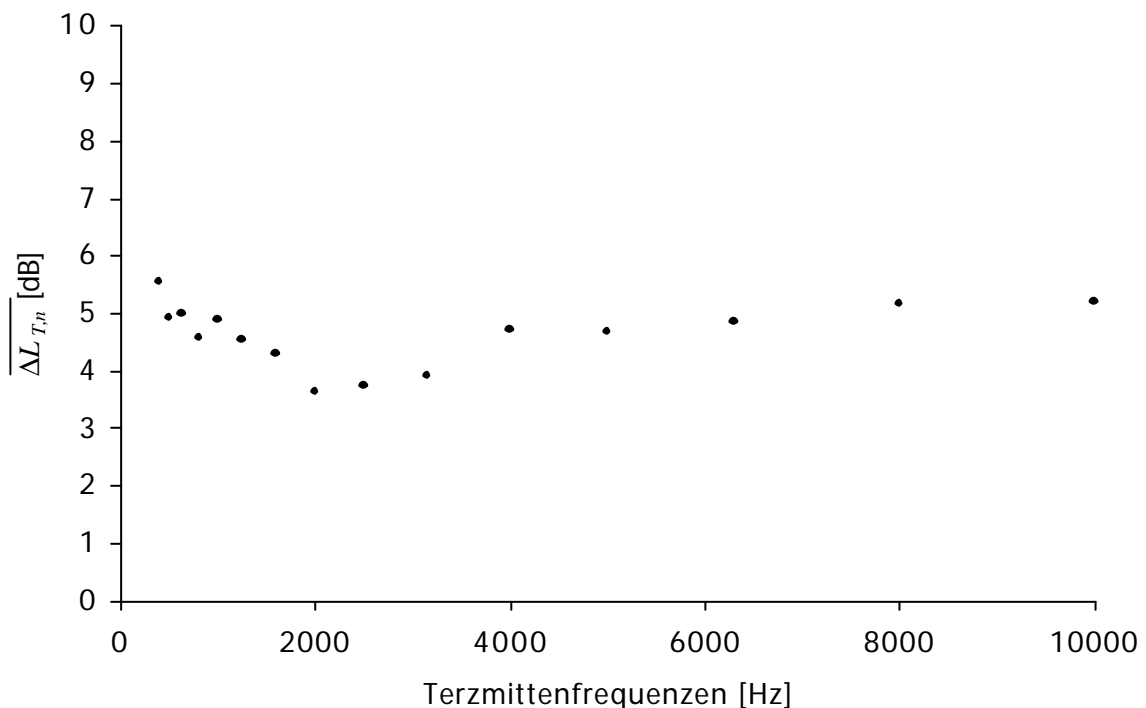


Bild 4.36: GröÙte berechnete Pegeldifferenz $\overline{\Delta L_{T,n}}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$ der Turbinengeräusche als Funktion der Terzmittenfrequenz. Dargestellt ist der Mittelwert aller untersuchten Triebwerke bei einer Drehzahl von 90% der maximalen Drehzahl (ca. Startschub).

Die Abhängigkeit der Ausprägung des Maximums der Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}$ ist in Bild 4.37 für das Triebwerk B am Beispiel einer niedrigen und einer höheren Drehzahl dargestellt. In den unteren Frequenzbändern sind diese Differenzen annähernd gleich groß, also nahezu drehzahlunabhängig. Dagegen sind die Pegeldifferenzen der höheren Frequenzbänder für niedrige Drehzahlen größer als für höhere Drehzahlen.

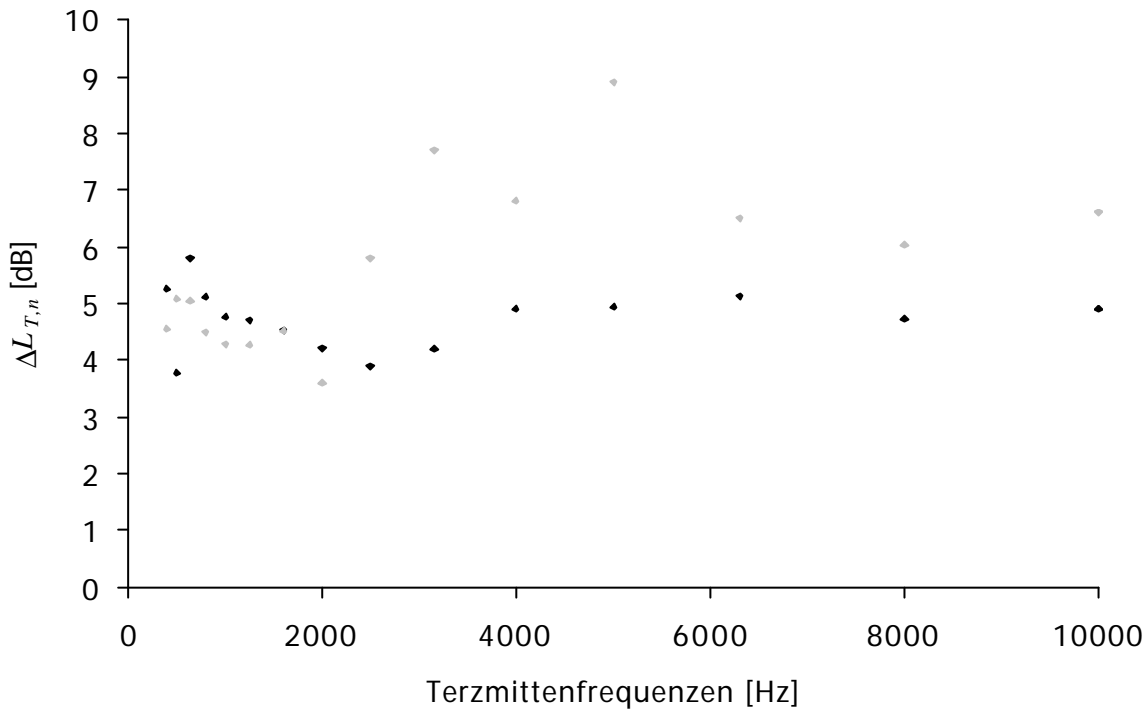


Bild 4.37: Die Abhängigkeit der maximalen Pegeldifferenz $\Delta L_{T,n}$ zum Spektrum $L_{0,R,n}$ von der Triebwerksleistung für Turbinengeräusche als Funktion der Terzmittenfrequenz. Zugrunde liegen zwei Drehzahlen für das Triebwerk B. Die niedrigere Drehzahl ist grau, die höhere schwarz dargestellt.

Wie in Kapitel 4.4.2 ausgeführt, steigt die Intensität der Restgeräusche mit U^8 . Die Intensität von Dipolgeräuschen - und somit auch von Drehtongeräuschen - steigt aber nur mit U^6 (siehe Kapitel 4.5.2). Daher sind die Pegeldifferenzen zu den Restgeräuschen für reine Dipolgeräusche bei einer höheren Drehzahl geringer als bei einer niedrigeren Drehzahl. Den ausgewerteten Herstellerdaten zufolge werden reine Dipolgeräusche der Turbine nur für die Terzmittenfrequenzen $f_m \geq 2500$ Hz beobachtet. Für die Frequenzbänder mit den Mittenfrequenzen $400 \text{ Hz} \leq f_m \leq 2500 \text{ Hz}$ sind die Pegeldifferenzen annähernd gleich groß. Das heißt, die Turbinengeräusche im Frequenzbereich unterhalb von 2500 Hz werden nachhaltig von weiteren Maschinengeräuschen - wie z.B. Verbrennungsgерäuschen - überlagert und z.T. sogar dominiert.

Dieses frequenzabhängige Verhalten der Amplituden ist auch bei den anderen Triebwerken zu beobachten. Die reinen Dipolgeräusche der Turbine sind bei diesen aber erst für die Terzmittenfrequenzen oberhalb von 3150 Hz zu beobachten. Deshalb werden die Korrekturpegel d für alle Triebwerke durch eine Anpassung mit einem linearen Polynom an die Amplituden im Bereich $f_m \geq 3150$ Hz berechnet.

4.6 Brechung der Schallwellen im Freistrah

Im Freistrah sind große Dichte-, Temperatur- und Geschwindigkeitsgradienten vorhanden. Somit gibt es auch einen großen Gradienten in der Schallgeschwindigkeit, der eine Brechung der Schallwellen von der Freistrahachse weg bewirkt (siehe Bild 3.4). Nach Atvars et al. (1966) tritt deshalb im Winkelbereich $120^\circ \leq \mathbf{q}' \leq 180^\circ$ eine Dämpfung auf, die zum ersten für größere Schallgeschwindigkeitsgradienten, zum zweiten für höhere Frequenzen und zum dritten mit zunehmendem Emissionswinkel größer wird.

Nach Atvars et al. (1966) wird diese Dämpfung beim Emissionswinkel $\mathbf{q}' = 180^\circ$ aus Temperatur (Dichte), Geschwindigkeit (Machzahl) und Frequenz berechnet. In der vorliegenden Arbeit wird davon ausgegangen, daß die Freistrahltemperatur T_F und die Dichte \mathbf{r} zum ersten konstant für alle Triebwerksleistungen, zum zweiten konstant über den Querschnitt und zum dritten konstant für alle idealisierten Triebwerke sind. Dies wird im Modell durch eine konstante Dämpfung berücksichtigt. Beim Emissionswinkel $\mathbf{q}' = 180^\circ$ ergibt sich deshalb nach Atvars et al. (1966) eine Dämpfung aufgrund der Freistrahltemperatur T_F und Dichte \mathbf{r} von -16 dB für alle untersuchten Triebwerke. Eine zusätzliche, frequenzabhängige Geschwindigkeitskorrektur $\Delta L_B(Ma, f)$ dieser Dämpfung ist nach Atvars et al. (1966) für eine vorgegebene Bandmittenfrequenz beim Emissionswinkel $\mathbf{q}' = 180^\circ$ zu

$$\Delta L_B(Ma, f) = -e \cdot Ma \cdot \left(\frac{f}{f_1} \right)^{0.7} \quad \text{mit } e = 0.013 \text{ [dB] und } f_1 = 1 \text{ Hz} \quad (4-33)$$

bestimmt worden. Die Abhängigkeit der zusätzlichen Dämpfung im Freistrah vom Emissionswinkel \mathbf{q}' (Atvars et al. (1966)) wird im Modell durch eine trigonometrische Funktion $B(\mathbf{q}')$ beschrieben:

$$B(\mathbf{q}') = \frac{\sin\left(\left(\mathbf{q}' - 180^\circ + \frac{180^\circ - \mathbf{b}}{2}\right) \cdot \frac{180^\circ}{180^\circ - \mathbf{b}}\right) + 1}{2}. \quad (4-34)$$

Diese Funktion hat beim Einsetzen der Dämpfung im Freistrahls (beim Emissionswinkel \mathbf{b}) den Wert 0 und beim Emissionswinkel $\mathbf{q}' = 180^\circ$ den Wert 1. Der Grenzwinkel \mathbf{b} ist durch eine Anpassung an die Daten der Triebwerkshersteller mit $\mathbf{b} = 130^\circ$ bestimmt worden. In Bild 4.38 ist die Funktion $B(\mathbf{q}')$ in Abhängigkeit vom Emissionswinkel \mathbf{q}' dargestellt.

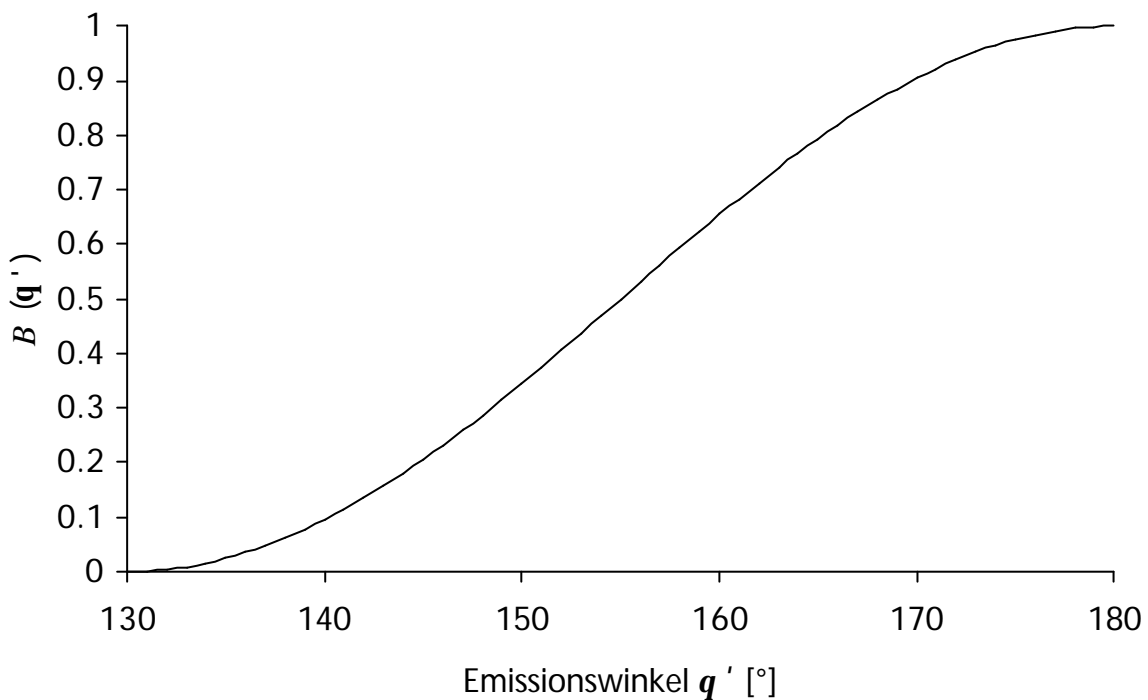


Bild 4.38: Funktion $B(\mathbf{q}')$ zur Beschreibung der Dämpfung durch Brechung im Freistrahls.

Im Modell ergibt sich somit die Dämpfung durch die Brechung der Schallwellen im Freistrahls oberhalb des Emissionswinkels \mathbf{b} als:

$$\Delta L_D(\mathbf{q}', Ma, f) = B(\mathbf{q}') \cdot (-16dB + \Delta L_B(Ma, f)). \quad (4-35)$$

5 Erste Anwendungen des Modells

5.1 Übersicht

In diesem Kapitel werden erste Anwendungen des in Kapitel 4 vorgestellten, halbempirischen Modells präsentiert. Es werden im wesentlichen die für das Triebwerk B bzw. für ein zweistrahliges, damit ausgerüstetes Flugzeug gewonnene Ergebnisse vorgestellt. Auf eine umfangreiche Darstellung der Resultate der anderen Triebwerke wird verzichtet, da sie keine weiteren Erkenntnisse liefern. Lediglich in drei Fällen werden auch für das Triebwerk D (bzw. ein damit ausgerüstetes Flugzeug) gewonnene Ergebnisse vorgestellt.

Wenn nicht anderes erwähnt, beziehen sich in Kapitel 5 alle Winkelangaben nicht auf die Lage der tatsächlichen Quellen, sondern immer auf das Triebwerk bzw. den Flugzeugmittelpunkt.

5.2 Spektrale Richtcharakteristiken von Triebwerken

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse einer Anwendung des im Rahmen der vorliegenden Arbeit erstellten Modells vorgestellt. Es werden spektrale Richtcharakteristiken für die Terzbänder mit den Mittenfrequenzen von 50 bis 10000 Hz im Winkelbereich $0^\circ \leq \mathbf{q} \leq 180^\circ$ (in 10° Schritten) berechnet. Es liegen Freifeldbedingungen (also keine Berücksichtigung von Bodeneinflüssen) sowie atmosphärische Standardbedingung (15 °C und 70% relative Luftfeuchte) zugrunde. Diese spektralen Richtcharakteristiken können als Grundlage für die Modellierung von Triebwerksprobeläufen dienen.

In den Bildern 5.1 bis 5.3 sind die spektralen Richtcharakteristiken des Triebwerks B für Triebwerksleistungen von 60%, 80% und 100% N_{max} aufgetragen, wobei % N_{max} den prozentualen Anteil zur höchsten Drehzahl bezeichnet. Die Ausbreitungsentfernung beträgt 46 m (150 ft), was einer typischen Entfernung für die Messung von Richtcharakteristiken entspricht.

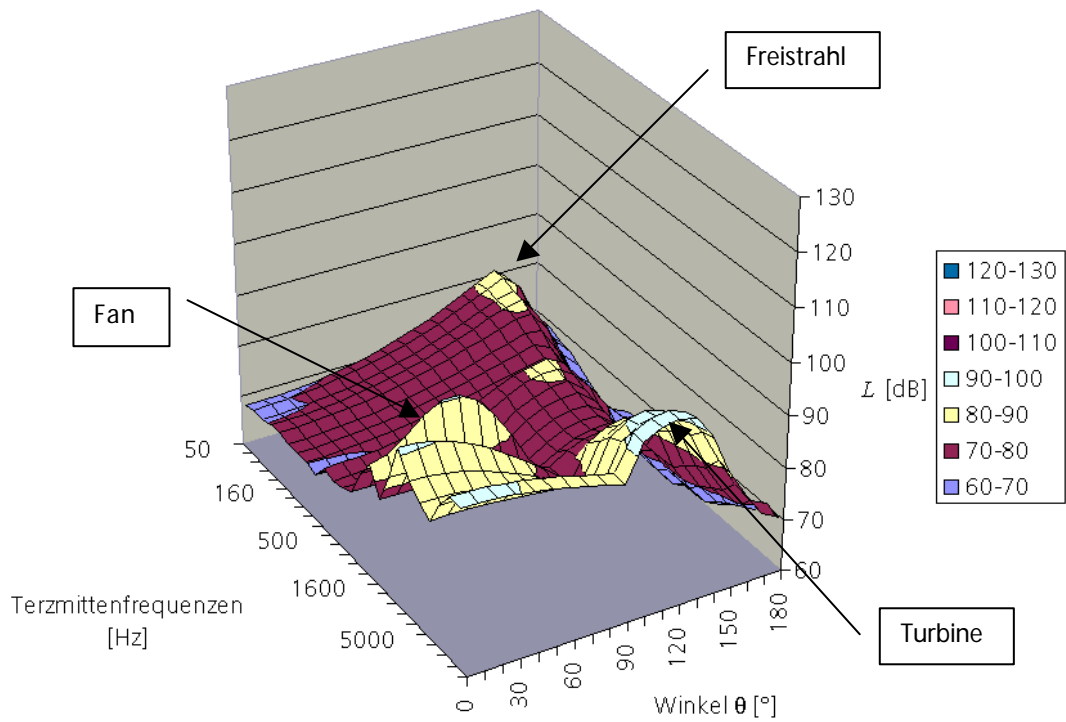


Bild 5.1: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von 60% N_{max} in einer Entfernung von 46 m zum Triebwerk.

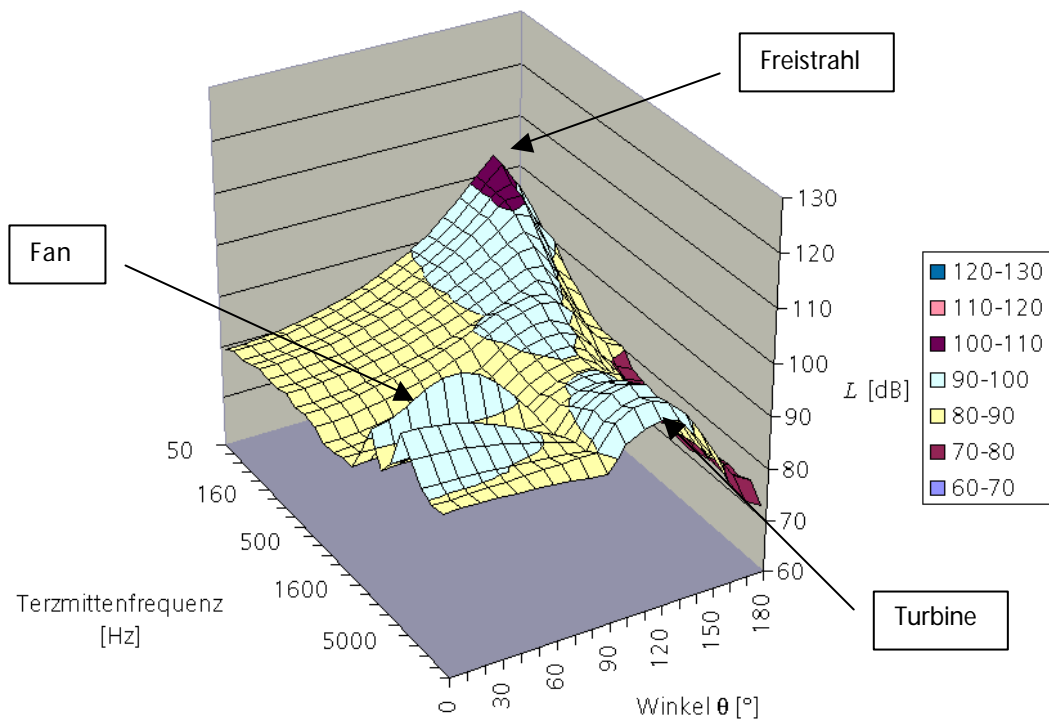


Bild 5.2: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von 80% N_{max} in einer Entfernung von 46 m zum Triebwerk.

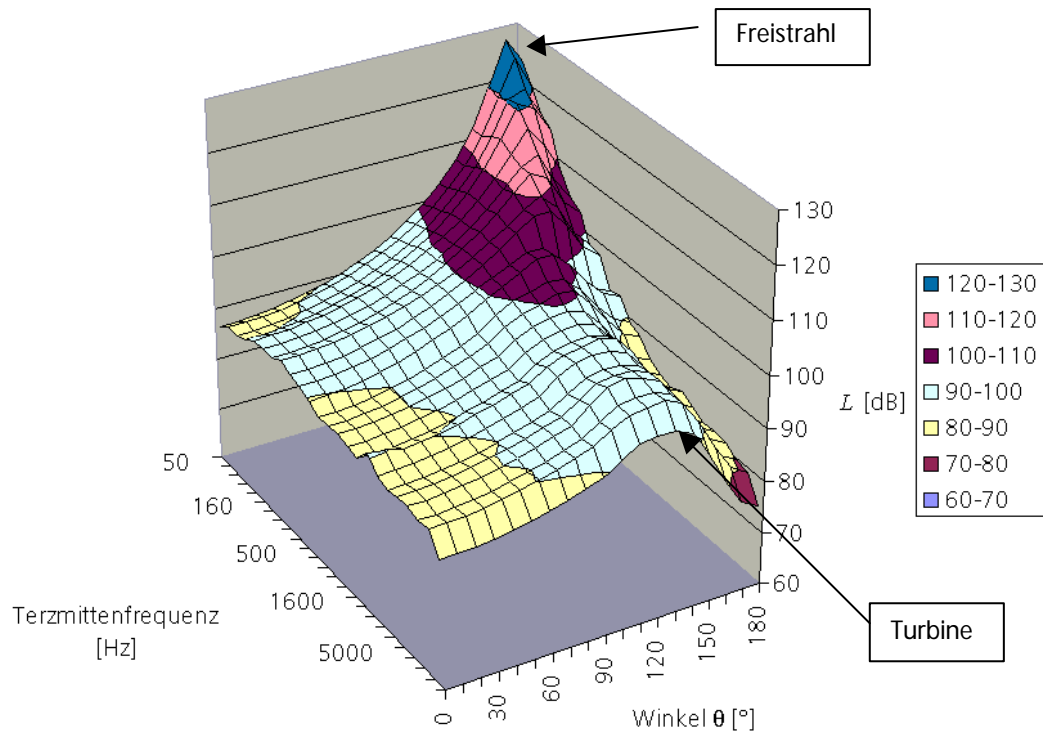


Bild 5.3: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von 100% N_{max} in einer Entfernung von 46 m zum Triebwerk.

Erwartungsgemäß steigen die in den Bildern 5.1 bis 5.3 dargestellten Pegelwerte mit zunehmender Drehzahl. Eine Ausnahme bilden die Moden des Fans und des Kompressors im Frequenzbereich oberhalb von 1000 Hz im Winkelbereich $0^\circ \leq \mathbf{q} \leq 90^\circ$. Der Anteil der Freistrahlgерäusche am gesamten Pegel innerhalb eines Frequenzbandes steigt mit abnehmender Frequenz. Aufgrund der Geschwindigkeitsabhängigkeit (siehe Kapitel 4.4.3) ist diese Pegelzunahme mit zunehmender Drehzahl für niedrigere Frequenzen größer als für höhere.

Die Richtcharakteristik der reinen Freistrahlgерäusche im Frequenzbereich bis 350 Hz ist für niedrigere Frequenzen ausgeprägter als für höhere (siehe Kapitel 4.3.4). Auffallend ist die sehr ausgeprägte Pegelspitze bei niedrigen Frequenzen im Winkelbereich oberhalb etwa 150° in Bild 5.3. Diese rührt daher, daß in diesem Bereich der Abstand der Quellzentren – sie liegen im Bereich von 10 Durchmessern des idealisierten Triebwerks hinter dem Triebwerk - zu den Immissionspunkten sehr gering ist (siehe Bild 3.1).

Die Drehtongeräusche der Turbine sind in den Bildern 5.1 bis 5.3 in den höchsten Frequenzbändern im Winkelbereich $90^\circ \leq \mathbf{q} \leq 150^\circ$ als erhöhte Pegel gut zu erkennen. Sie werden den Ausführungen in Kapitel 4.5.3 zur Folge nur in den höchsten Terzbändern von der Drehzahl beeinflusst, was aber in den Bildern 5.1 bis 5.3 nicht sichtbar ist.

Die Moden des Fans und des Kompressors im Frequenzbereich oberhalb von 1000 Hz sind im Winkelbereich $0^\circ \leq \mathbf{q} \leq 90^\circ$ zu identifizieren. Da diese Moden bei der Maximaldrehzahl nahezu vollständig durch die Freistrahlgерäusche überdeckt werden, heben sie sich - im Gegensatz zu den Turbinengeräuschen - nur bei kleineren Drehzahlen als $100\% N_{max}$ heraus. Die Ausprägung der Moden des Fans und des Kompressors nimmt bei abnehmender Drehzahl erwartungsgemäß zu (siehe Kapitel 4.5.2).

In den Bildern 5.4 bis 5.6 sind die spektralen Richtcharakteristiken des Triebwerks B bei einer konstanten Drehzahl $80\% N_{max}$ aufgetragen. Die Ausbreitungsentfernungen betragen 91, 183 bzw. 366 m, sie verdoppeln sich also von Bild zu Bild. Anhand dieser Bildersequenz wird der Einfluß der Ausbreitungseffekte klar verdeutlicht.

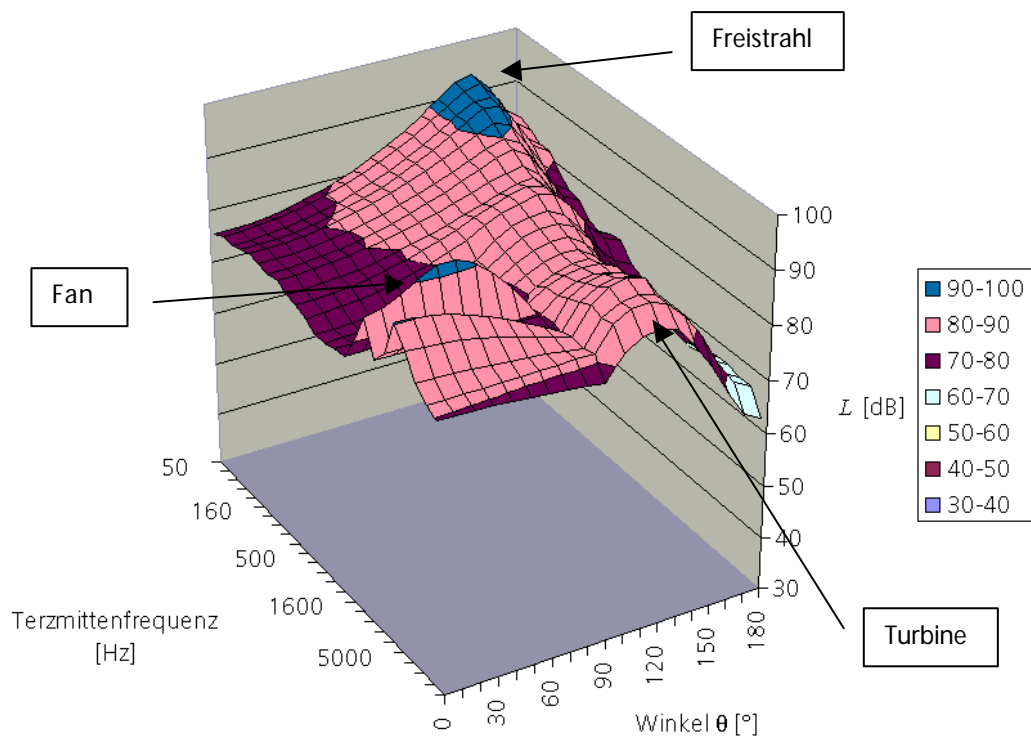


Bild 5.4: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von 80% N_{max} in einer Entfernung von 91 m zum Triebwerk.

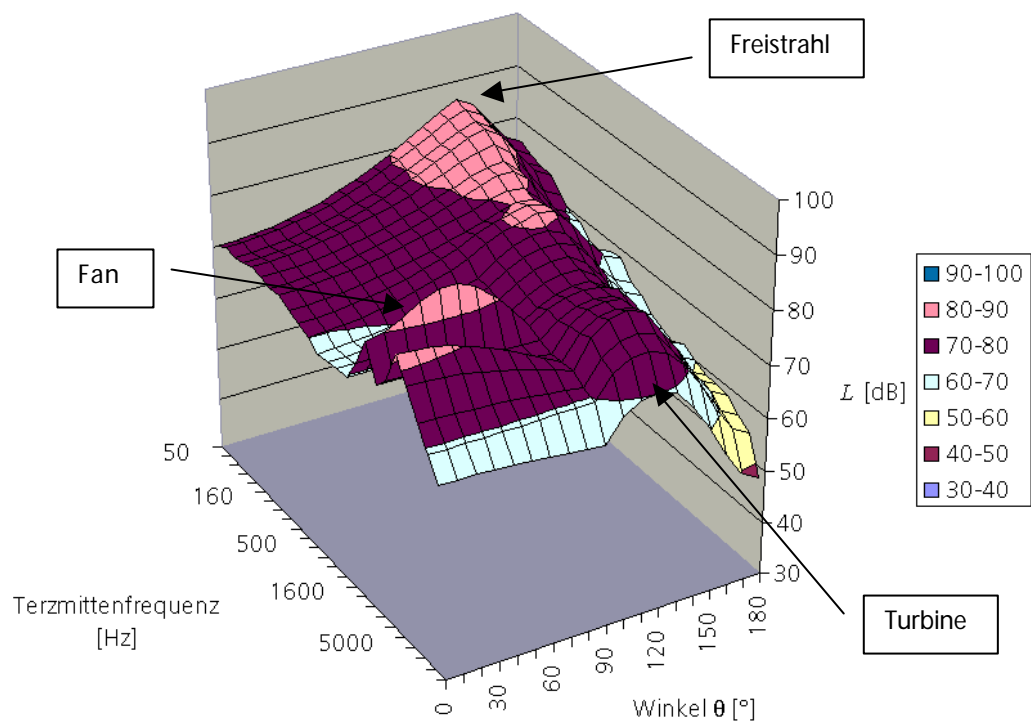


Bild 5.5: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von 80% N_{max} in einer Entfernung von 183 m zum Triebwerk.

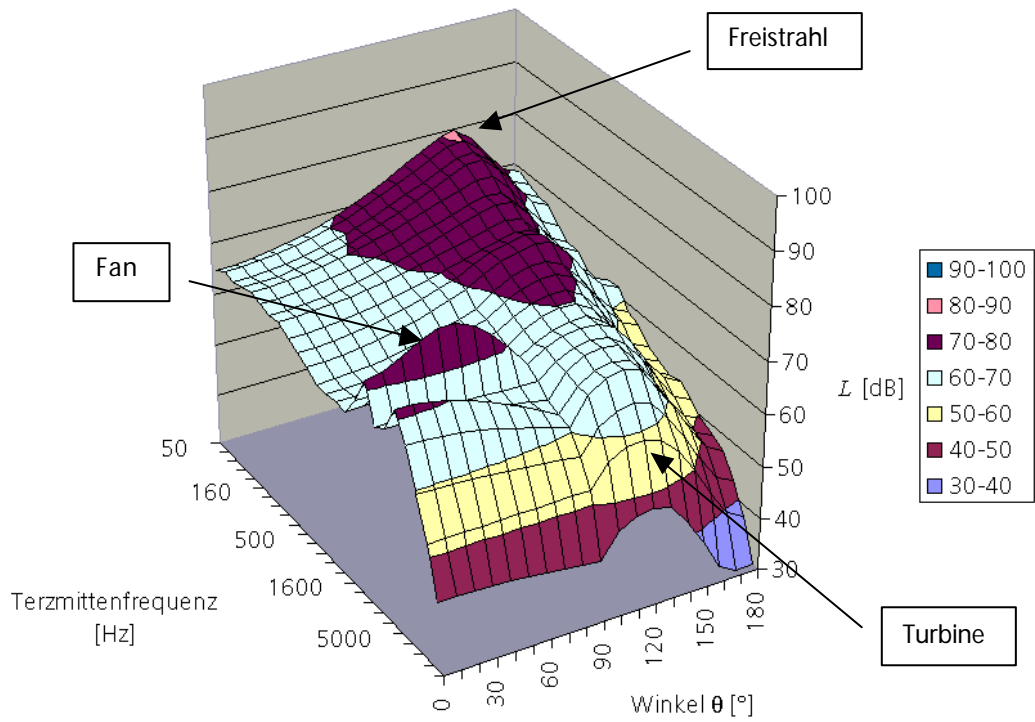


Bild 5.6: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von $80\% N_{max}$ in einer Entfernung von 366 m zum Triebwerk.

Die geometrische Dämpfung nach Gleichung (2-2) bewirkt eine Abnahme um 6 dB pro Entfernungsverdoppelung – sie verschiebt also die dargestellten Pegelflächen nur zu niedrigeren Werten (erster Schallausbreitungseffekt).

Die atmosphärische Dämpfung nach Gleichung (2-3) hängt demgegenüber linear vom Abstand ab und nimmt mit zunehmender Frequenz stark zu. Daraus ergibt sich eine Deformation der Pegelfläche in der Art, daß die hohen Frequenzen von Bild zu Bild wesentlich stärker abnehmen als die niedrigen Frequenzen. Die Deformation der Pegelfläche erfolgt also in Richtung der Frequenzachse – die Geräusche der Turbine werden also wesentlich stärker gedämpft als die reinen Freistrahlgemäusche (zweiter Schallausbreitungseffekt).

Der dritte Schallausbreitungseffekt basiert auf der Tatsache, daß sich die Quellzentren der reinen Freistrahlgemäusche im Gegensatz zu denen der Restgemäusche nicht im Triebwerk befinden. Daher ändern sich mit zunehmendem Abstand vom Triebwerk sowohl die Ausbreitungsrichtung als auch die Ausbreitungsentfernung für die reinen Freistrahlgemäusche – je nach Frequenz - in anderer Art als die der übrigen Gemäuschkomponenten, die im Triebwerk selbst erzeugt werden. Dieser Effekt ist im Bereich der Entfernungen bis ca. 300 m besonders deutlich: Mit zunehmender Entfernung ändert sich hier der Abstand zwischen Quellzentren und Immissionsort im Winkelbereich $90^\circ \leq \mathbf{q} \leq 180^\circ$ besonders stark, und es kommt zu großen Pegeländerungen. Außerdem ändert sich aufgrund der Schallwellenbrechung im Freistrahlgemäusch bei größeren Immissionsentfernungen auch der Winkel \mathbf{q} , für den sich das Pegelmaximum eines Frequenzbandes ergibt. Mit zunehmender Ausbreitungsentfernung wird dieser Winkel kleiner. Deshalb verlagert sich die äußerst markante Pegelspitze bei 160° im Bild 5.2 (die abweichende Pegelskalierung ist hier zu beachten) im Bild 5.4 zum Winkel $\mathbf{q} = 150^\circ$ und in den Bildern 5.5 und 5.6 schließlich zum Winkel $\mathbf{q} = 140^\circ$.

In Bild 5.7 ist die spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von $80\% N_{max}$ für eine Ausbreitungsentfernung von 2000 m aufgetragen. Für diesen Abstand, der für Immissionsprognosen von Bedeutung ist, sind faktisch keine Pegelbeiträge zum Gesamtschallpegel aus den hohen Frequenzbändern (Mittelfrequenzen $f_m \geq 5000$ Hz) zu erwarten. Wird ein unbewerteter Gesamtschallpegel berechnet, so wird dieser für zunehmende Ausbreitungsentfernungen mehr und mehr von den tieferen Frequenzbändern dominiert.

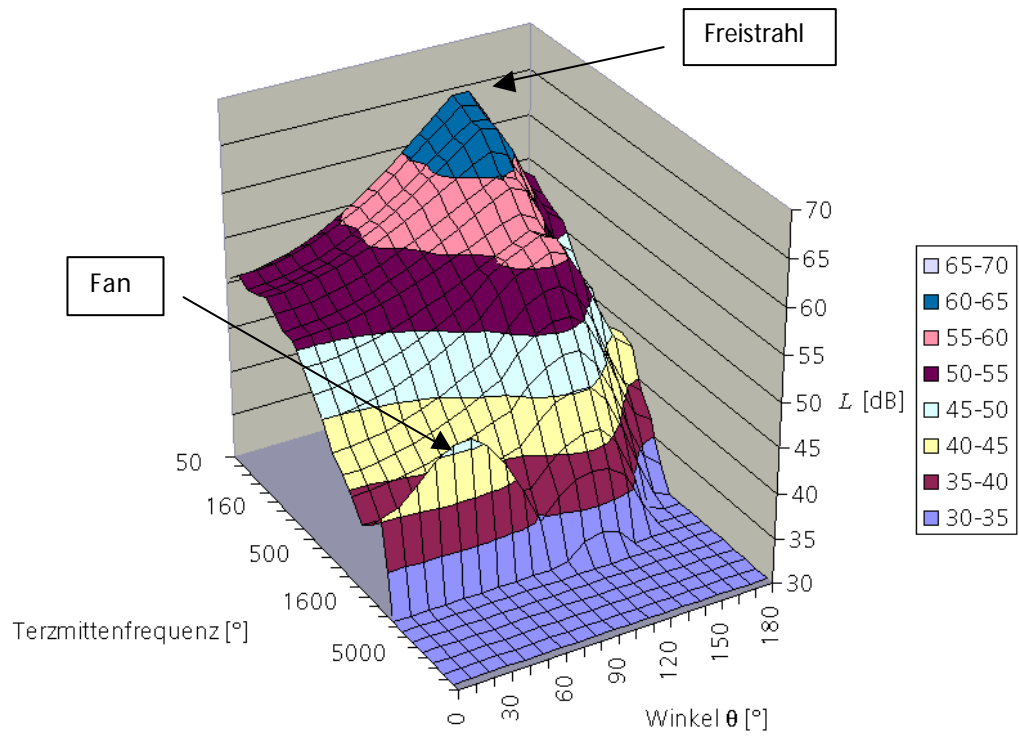


Bild 5.7: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von $80\% N_{max}$ in einer Entfernung von 2000 m zum Triebwerk.

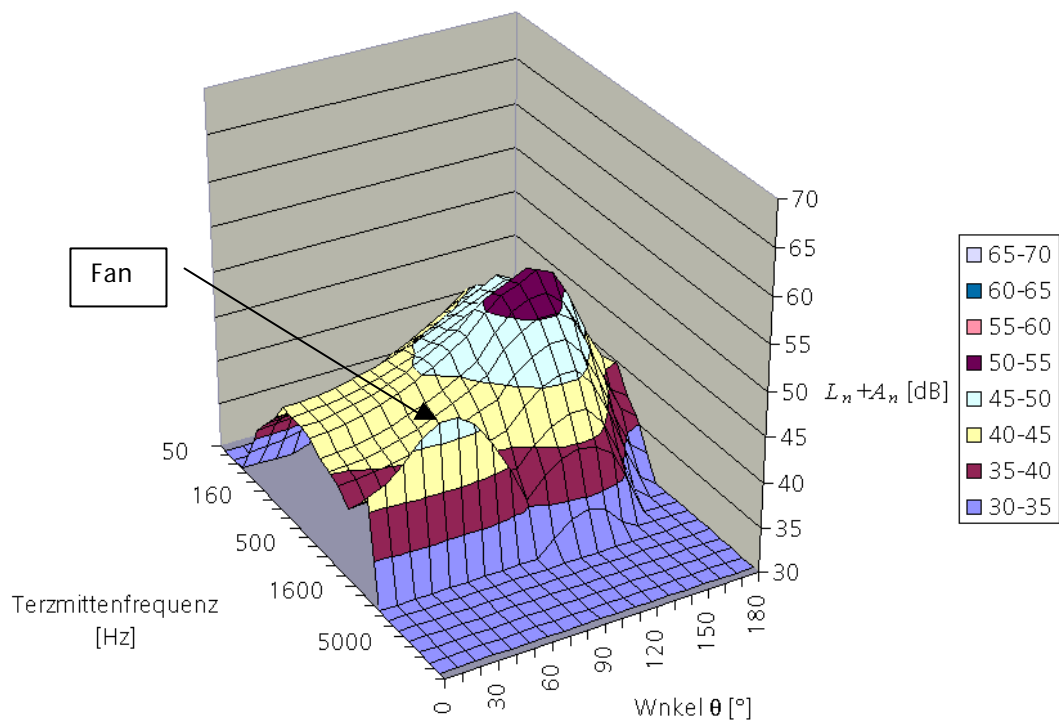


Bild 5.8: Spektrale A- gefilterte Richtcharakteristik des Triebwerks B bei einer Drehzahl von $80\% N_{max}$ in einer Entfernung von 2000 m zum Triebwerk.

Unbewertete Gesamtschallpegel, wie in Bild 5.7 dargestellt, sind in der Praxis der Immissionsprognose allerdings nicht gebräuchlich. In der Regel werden Frequenzbewertungen angebracht, die den Einfluß der niedrigeren Frequenzen auf den Gesamtschallpegel stark mindern. Bild 5.8 zeigt dies anhand der A-Bewertung für die in Bild 5.7 dargestellte spektrale Richtcharakteristik. Die Größe eines A-bewerteten Gesamtschallpegels wird in allen Ausbreitungsrichtungen hauptsächlich durch die Frequenzbänder mit Mittenfrequenzen von 250 Hz bis 1000 Hz dominiert (siehe Isermann (1982)).

Alle bisherigen Darstellungen beziehen sich auf das Triebwerk B. Als Vergleich ist in Bild 5.9 nun die spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks D für eine Entfernung von 46 m bei einer Drehzahl von 80% N_{max} dargestellt. Die entsprechende Darstellung für Triebwerk B findet sich in Bild 5.2. Die hier zugrunde gelegte Geschwindigkeit U des Triebwerks D ist mit der des Triebwerks B bei 80% N_{max} vergleichbar. Da das Triebwerk D jedoch deutlich kleiner ist, sind der Massenstrom und somit auch die von ihm erzeugten Schallpegel geringer. Aus diesem Grund ergeben sich durchweg kleinere Pegel als für das Triebwerk B. Im Gegensatz zum Triebwerk B liegen außerdem die Pegelmaxima der Fanmoden beim Winkel $\boldsymbol{q} = 0^\circ$. Diese spezifische Eigenschaft des Triebwerks D wird im folgenden Kapitel noch diskutiert.

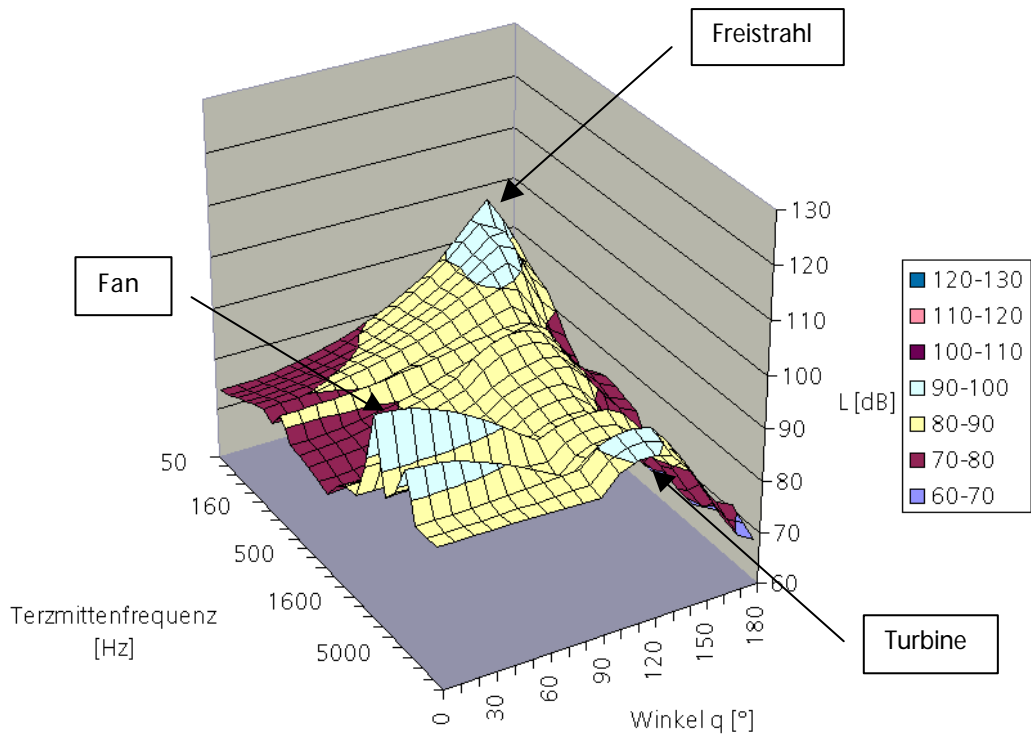


Bild 5.9: Spektrale Richtcharakteristik des Triebwerks D bei einer Drehzahl von 80% N_{max} in einer Entfernung von 46 m zum Triebwerk.

5.3 Bewertete Richtcharakteristiken

In diesem Kapitel werden A-bewertete Richtcharakteristiken für stehende Flugzeuge vorgestellt. Im Gegensatz zum vorangehenden Kapitel wird hier auch der Einfluß der in Kapitel 2 beschriebenen Bodenzusatzdämpfung mitberücksichtigt. Die Ergebnisse sind in Form von Isolinien des A-bewerteten Gesamtschallpegels L_A dargestellt. Aufgrund der Spiegelsymmetrie wird nur der Winkelbereich $0^\circ \leq \mathbf{q} \leq 180^\circ$ gegeben, wobei sich das Flugzeug im Ursprung des gewählten kartesischen Koordinatensystems befindet.

Das Bild 5.10 zeigt Richtcharakteristiken für ein typisches zweistrahliges Flugzeug mit einer Höchstabflugmasse von etwa 150 bis 200 Tonnen, das mit dem Triebwerk B ausgerüstet ist. Die Charakteristiken sind in Form von Konturen des konstanten A-bewerteten Maximalschallpegels dargestellt. Das linke Teilbild zeigt die Konturen mit den Werten von 50 bis 80 dB bei der Drehzahl $80\% N_{max}$. Dieses Teilbild veranschaulicht also den Einfluß der Ausbreitungseffekte. Im rechten Teilbild sind die Isolinien des A-bewerteten Gesamtschallpegels von 60 dB für unterschiedliche Triebwerksleistungen (von 50% bis $100\% N_{max}$) dargestellt. Ihre Form ändert sich im Winkelbereich $90^\circ \leq \mathbf{q} \leq 180^\circ$ nicht wesentlich. Im Winkelbereich $0^\circ \leq \mathbf{q} \leq 90^\circ$ wird sie dagegen stark durch die drehzahlabhängigen Moden des Fans und des Kompressors beeinflusst. Für die Drehzahlen 50% bis $70\% N_{max}$ zeigt sich ein ausgeprägtes Maximum der Richtcharakteristik im Winkelbereich von 45° . Dieses wird durch die tonalen Moden des Fans erzeugt (siehe Bild 5.1). Bei höheren Drehzahlen sind keine wesentlichen Einflüsse dieser Moden mehr zu erkennen, da diese hochfrequenten Schallanteile aufgrund der bei hohen Frequenzen und großen Ausbreitungsentfernungen auftretenden hohen atmosphärischen Dämpfung keinen Einfluß auf den Gesamtschallpegel mehr haben.

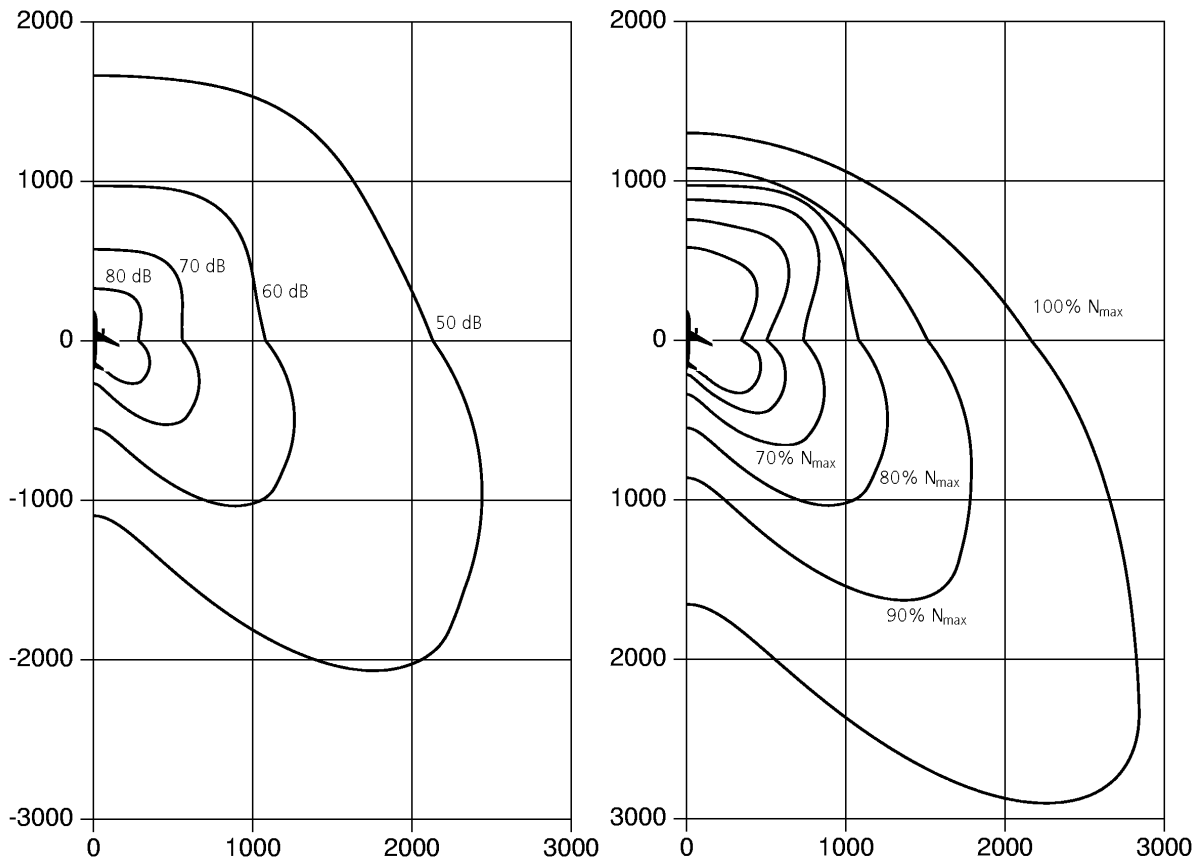


Bild 5.10: Richtcharakteristiken im Stand für ein typisches zweistrahliges Flugzeug mit einer Höchstabflugmasse von etwa 150 bis 200 Tonnen, das mit dem Triebwerk B ausgerüstet ist. Die Richtcharakteristiken sind in Form von Konturen des konstanten A-bewerteten Maximalschallpegels dargestellt. Das linke Teilbild zeigt die Konturen mit den Werten von 50 bis 80 dB bei der Drehzahl 80% N_{max} . Im rechten Teilbild sind Isolinien des A-bewerteten Gesamtschallpegels von 60 dB für unterschiedliche Triebwerksleistungen (von 50% bis 100% N_{max}) dargestellt.

Das Bild 5.11 zeigt A-bewertete Richtcharakteristiken für ein typisches zweistrahliges Flugzeug mit einer Höchstabflugmasse von etwa 70 Tonnen, das mit dem Triebwerk D ausgerüstet ist. Beide Teilbilder zeigen Isolinien des A-bewerteten Maximalschallpegels für Drehzahlen von 80% und 90% N_{max} . Das linke Teilbild zeigt 60 dB-Konturen, das rechte Teilbild zeigt 50 dB-Konturen. Im linken Teilbild fällt auf, daß die Isolinie für die Drehzahl von 90% N_{max} im Bereich $\mathbf{q} = 0^\circ$ einen kleineren Abstand vom Flugzeug aufweist als die Isolinie für 80% N_{max} . Dies rührt daher, daß es in diesem Winkelbereich bei einer Drehzahlerhöhung von 80% auf 90% N_{max} zu einer deutlichen Absenkung des Beitrags der Moden des Fans und des Kompressors kommt. Bei der Berechnung der 50 dB-Kontur kommt dieser Effekt allerdings nicht mehr zum Tragen, da aufgrund des schon erwähnten Einflusses der atmosphärischen Dämpfung die hohen Frequenzen dieser Moden für diese Entfernungen bereits unterdrückt sind.

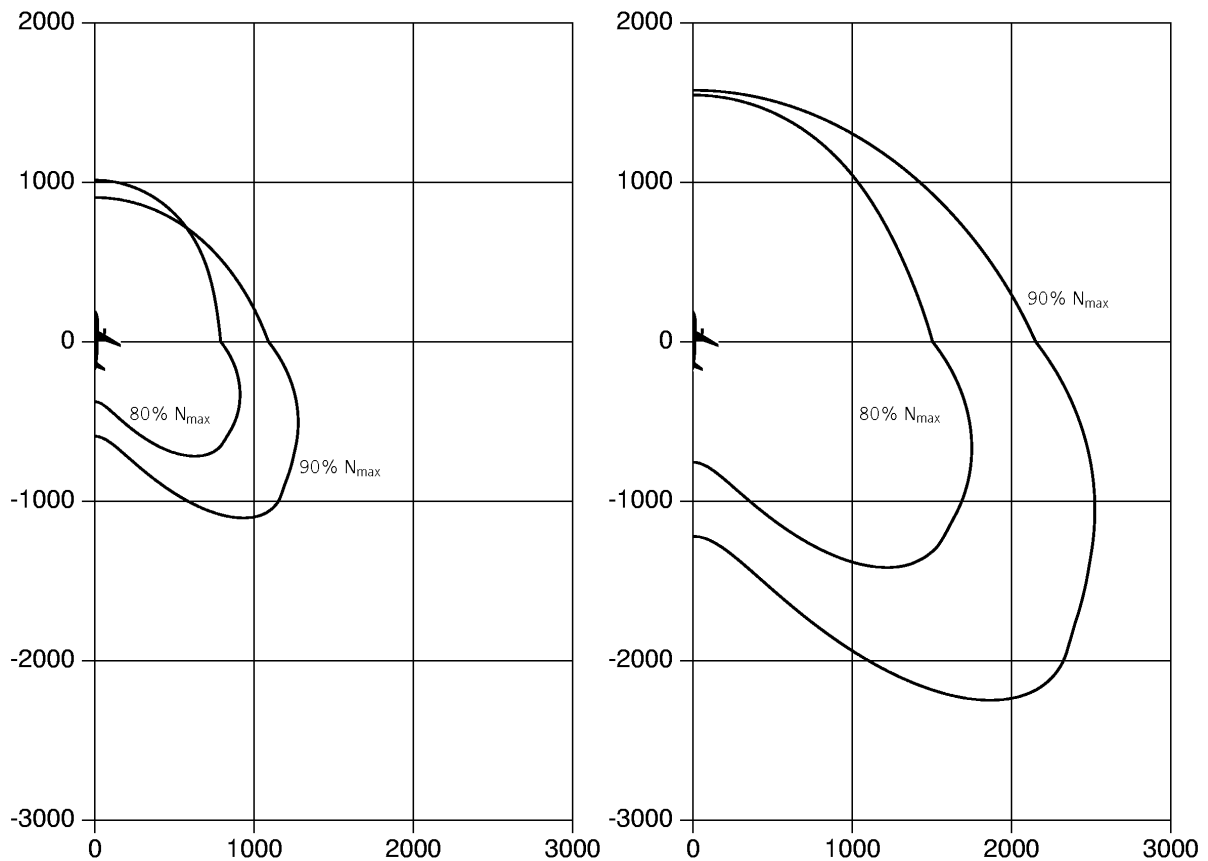


Bild 5.11: Richtcharakteristiken für ein typisches Flugzeug mit einer Höchstabflugmasse von etwa 70 Tonnen, das mit dem Triebwerk D ausgerüstet ist. Beide Teilbilder zeigen Isolinien des A-bewerteten Maximalschallpegels für Drehzahlen von 80% und 90% N_{max} . Das linke Teilbild zeigt 60 dB-Konturen, das rechte Teilbild zeigt 50 dB-Konturen.

Die Frequenzabhängigkeit der atmosphärischen Dämpfung wirkt sich allerdings noch in anderer Weise auf die berechneten Gesamtschallpegel aus: Mit zunehmender Ausbreitungsentfernung wird das Spektrum immer niederfrequenter. Dies macht sich besonders in dem Winkelbereich bemerkbar, in dem die Brechung der Schallwellen im Freistrahle einen Einfluß hat (siehe Kapitel 4.6). Mit zunehmender Ausbreitungsentfernung verschiebt sich daher das Maximum des A-bewerteten Gesamtschallpegels mehr und mehr zu größeren Winkeln. Dieser Effekt führt dazu, daß es zu Fehlern bei der Extrapolation auf hohe Entfernungen kommt, wenn die zugrunde liegende Richtcharakteristik in einer zu geringen Entfernung vom Flugzeug gemessen wird.

Bei diesem Effekt verschiebt sich allerdings nur das Maximum des Gesamtschallpegels mit zunehmender Immissionsentfernung zu größeren Winkeln. Im Gegensatz dazu verschiebt sich das Richtungsmaximum der Frequenzbänder im Bereich bis 350 Hz

aufgrund des Effekts der nichtzentralen Lage der Quellzentren zu kleineren Winkeln (siehe Kapitel 5.2).

Daher sollten Messungen einer Richtcharakteristik in nicht zu geringen Entfernungen erfolgen. Andererseits sollte aber auch der Einfluß von Transmissionseffekten auf die Messung möglichst gering gehalten werden, die Meßentfernung also nicht zu groß gewählt werden. Eine Entfernung von etwa 300 m erscheint daher sinnvoll und sollte bei der Messung von Richtcharakteristiken zugrunde gelegt werden.

5.4 Vergleich der Modellrechnungen mit den Daten der Triebwerkshersteller

Der Vergleich der in Bild 5.2 und Bild 5.3 dargestellten, aus den Modellrechnungen gewonnenen spektralen Richtcharakteristiken mit den Daten des Triebwerksherstellers des Triebwerks B ergeben für über zwei Drittel aller Meßwerte Differenzen von weniger als 1 dB. Die größten Differenzen ergeben sich dabei bei sehr großen ($\theta = 150^\circ$) und sehr kleinen ($\theta = 30^\circ$) Winkeln. Das liegt zum einen daran, daß die Korrekturparameter $K_{pR,n}$ der Restgeräusche für die Terzbänder der Mittenfrequenzen $f_m \geq 1250\text{Hz}$ im Modell als konstant angenommen werden (siehe Kapitel 4.4.4). Zum anderen wird die Brechung im Freistrahle nur stark vereinfacht berücksichtigt (siehe Kapitel 4.6).

Für die A-bewerten und die unbewerteten Gesamtschallpegel ergeben sich die in Tabelle 5.1 dargestellten Differenzen zwischen Modellrechnung und Messung für die einzelnen untersuchten Triebwerke:

Triebwerk	Mittlere Differenz	Standardabweichung
A	0.5 dB	0.8 dB
B	-0.1 dB	0.6 dB
C	0.6 dB	1.0 dB
D	-0.6 dB	1.0 dB

Tabelle 5.1: Differenzen $L_{\text{berechnet}} - L_{\text{gemessen}}$ zwischen mit dem Modell berechneten und von den Herstellern gemessenen A-bewerteten und unbewerteten Schallpegel für die vier untersuchten Triebwerke (Abstand $r = 46\text{ m}$, Winkel $30^\circ \leq \theta \leq 150^\circ$).

Für Untersuchungen der Richtcharakteristik ist für die vier Triebwerke eine ausreichend große Genauigkeit gewährleistet. Das Modell liefert trotz seiner starken Vereinfachung im Nahbereich gute Übereinstimmungen mit den Daten der Triebwerkshersteller. Für

größere Entfernungen wäre eine Validierung des Modells durch Messungen wünschenswert. Dies kann diese Arbeit nicht leisten, da bis heute keine Meßdaten für diesen Bereich vorliegen.

6 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die verschiedenen Schallerzeugungsmechanismen von Nebenstromtriebwerken einzeln untersucht. Die Lage der Freistrahluellzentren für die Terzbänder mit den Mittenfrequenzen von 50 bis 315 Hz wird aus gemessenen, spektralen Richtcharakteristiken von Triebwerksprobeläufen lokalisiert. Dabei ergeben sich für tiefere Terzbänder größere Abstände der Quellzentren von der Triebwerksdüse. Aufgrund von gewonnenen Kenntnissen über die Lage der Freistrahluellzentren können die bisher veröffentlichten, breitbandigen Richtcharakteristiken von Triebwerksprobeläufen sachgerecht auf große Entfernungen extrapoliert werden.

Es wird ein halbempirisches physikalisches Modell erarbeitet, das die Schallabstrahlung von heutzutage häufig benutzten Nebenstromtriebwerken modelliert. Mit Hilfe eines relativ kleinen, physikalisch begründeten Satzes von triebwerksspezifischen Parametern kann die Schallimmission von Triebwerksprobeläufen und Flugzeugstandläufen im gesamten Winkelbereich um das Triebwerk herum für alle relevanten Betriebszustände durch Eingabe der Drehzahl N des Triebwerks (Fans), der Umgebungstemperatur T und der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung Fr berechnet werden.

Das Modell liefert trotz seiner starken Vereinfachung im Nahbereich gute Übereinstimmungen mit Messungen. Es ergeben sich für Gesamtschallpegel typische Differenzen von weniger als 1 dB zwischen Modellrechnung und den Daten der Triebwerkshersteller. Erste Anwendungen des Modells deuten darauf hin, daß bei der Vermessung (insbesondere der Richtcharakteristik) von Triebwerksprobeläufen oder Flugzeugstandläufen eine Meßentfernung von mindestens 300 m eingehalten werden sollte, wenn das Triebwerk bzw. das Flugzeug für Immissionsberechnungen als Punktquelle betrachtet werden soll.

7 Ausblick

Mit dem vorgeschlagenen, halbempirischen Modell ist es möglich, die Richtcharakteristik von heutzutage gebräuchlichen Verkehrsflugzeugen im Stand zu berechnen. Damit das Modell für Prognosen herangezogen werden kann, sollte allerdings zunächst eine Validierung, insbesondere für Ausbreitungsentfernungen oberhalb von 300 m, vorgenommen werden.

Durch Berücksichtigung der sogenannten *flight effects* für die Schallentstehung kann das Modell auch zur Schaffung von Datengrundlagen für Simulationsverfahren herangezogen werden. Der entscheidende Vorteil dieses Modells ist, daß es die Möglichkeit bietet, bereits auf der Basis eines sehr begrenzten Satzes von verfügbaren Meßdaten die akustischen Eigenschaften von Triebwerken für beliebige Leistungszustände zu modellieren.

Literaturverzeichnis

Attenborough, K. (1985): *Acoustical Impedance Models for Outdoor Ground Surfaces.*
J. Sound Vib., **99**, 521-544

Attenborough, K. (1988): *Review of Ground Effects on Outdoor Sound Propagation
from Continuous Broadband Sources.* Applied Acoustics, **24**, 289-319

Atvars, J., Schubert, L. K., Grande, E., Ribner, H. S. (1966): *Refraction of Sound by
Jet Flow or Jet Temperature.* NASA CR-494

Blankenship, G. L., Low, J. K. C., Watkins, J. A., Merriman, J. E. (1977): *Effect of
Forward Motion on Engine Noise.* NASA CR-134954

Drevet, P., Duponchel, J. P., Jacques, J. R. (1977): *The Effect of Flight on Jet Noise as
Observed on the Bertin Aerotraine.* J. Sound Vib., **54** (2), 173-201

Eversmann, W. (1992): *Radiated Noise of Ducted Fans.* DGLR/AIAA 92-02-139, 14th
DGLR/AIAA Aeroacoustics Conference

Eversmann, W. (1995): *Aft Fan Duct Acoustic Radiation.* CEAS/AIAA 95-155

Ffowcs Williams, J. E. (1960): *Some Thoughts on the Effect of Aircraft Motion and
Eddy Convection on the Noise from Air Jets.* Univ. Southampton Aero. Astr.
Rep. No. 155

Ffowcs Williams, J. E. (1963): *The Noise from Turbulence Convected at High Speed.*
Phil. Trans. Roy. Soc., Series A, **255**, 469-503

Fuchs, H. V. (1972): *Space Correlations of the Fluctuating Pressure in Subsonic
Turbulent Jets.* J. Sound Vib., **23** (1), 77-99

Goldstein, M. E. (1976): *Aeroacoustics*. McGraw-Hill International Book Company New York

Isermann, U. (1982): *Einfluß der physikalischen und flugbetrieblichen Bedingungen auf die Fluglärmimmission am Boden*. MPI für Strömungsforschung, Bericht 11/1982

Isermann, U. (1988): *Berechnung der Fluglärmimmission in der Umgebung von Verkehrsflughäfen mit Hilfe eines Simulationsverfahrens*. MPI für Strömungsforschung, Bericht 7/1988

Kerrebrock, J. L. (1977): *Aircraft Engines and Gas Turbines*. MIT Press Cambridge

Laurence, J. C. (1957): *Intensity, Scale and Spectra of Turbulence in Mixing Region of Free Subsonic Jet*. NACA Report 1292

Lighthill, M. J. (1952): *On Sound Generated Aerodynamically. I. General Theory*. Proc. Roy. Soc. London, **A211**, 564-587

Mellert, V., Wempen, J. (1986): *The Acoustic Impedance of Outdoor Grounds, Especially at Grazing Incidence*. Inter Noise 1986, 453-456

Michalke, A. (1970): *A Wave Model for Sound Generation in Circular Jets*. DLR FB 70-57

Michalke, A. (1972): *An Expansion Scheme for the Noise from Circular Jets*. Z. Flugwiss., **20** (6), 229-237

Michalke, A. (1977): *Theoretische Grundlagen der Strömungsakustik*. Technische Universität Berlin, Hermann-Föttinger-Institut für Thermo- und Fluidodynamik

Michalke, A., Fuchs, H. V. (1975): *On Turbulence and Noise of an Axisymmetric Shear Flow.* J. Fluid Mech., **70**, 179-205

Michel, U. (1995): *Sound Generation by Aircraft.* DLR-IB 92517-95/B5

Möhring, W. (1978): *On Vortex Sound at Low Mach Number.* J. Fluid Mech., **85** (4), 685-691

Müller, R. (1997): *Luftstrahltriebwerke.* Vieweg Braunschweig

Nocke, C., Mellert, V. (1996): *Experimental Deduction of Effective Surface Impedance.* Inter Noise 1996, 2761-2764

Philbrick, D. A., Topol, D. A. (1993): *Development of a Fan Noise Design System; Part 1: System Design and Source Modeling.* AIAA 93-4415

Ribner, H. S. (1964): *The Generation of Sound by Turbulent Jets.* Advances in Applied Mechanics, Academic Press New York, **8**, 103-182

Topol, D. A. (1990): *Rotor Wake/Stator Interaction Noise – Predictions Versus Data.* AIAA 90-3951

Topol, D. A. (1993): *Development of a Fan Noise Design System; Part 2: Far-Field Radiation and System Evaluation.* AIAA 93-4416

Urlaub, A. (1991): *Flugtriebwerke.* Springer-Verlag Berlin

Wempen, J., Wilken, W., Mellert, V. (1985): *Schallausbreitung im Freien: Bodenimpedanz bei streifendem Einfall.* DAGA 1985, 175-178

Wugnanski, I, Fiedler, H. (1969): *Some Measurements in the Self-preserving Jet.* J. Fluid Mech., **38** (3), 577-612

Zorumski, W. E. (1982a): *Aircraft Noise Prediction Program; Theoretical Manual.* NASA Technical Memorandum 83199, Part 1

Zorumski, W. E. (1982b): *Aircraft Noise Prediction Program; Theoretical Manual.* NASA Technical Memorandum 83199, Part 2

Zorumski, W. E., Weir, D. S. (1986): *Aircraft Noise Prediction Program; Theoretical Manual – Propeller Aerodynamics and Noise.* NASA Technical Memorandum 83199, Part 3

AzB - Der Bundesminister des Inneren (1975): *Anleitung zur Berechnung von Lärmschutzbereichen an zivilen und militärischen Flughäfen nach dem Gesetz zum Schutz gegen Fluglärm vom 30.3.1971. GMBI 26, Ausg. A, 162-227*

AzB - Der Bundesminister des Inneren (1984): *Ergänzung der Anleitung zur Berechnung von Lärmschutzbereichen an zivilen und militärischen Flughäfen -AzB- vom 27.2.1975*

IEC 651 (1979): *Sound Level Meters. International Electrotechnical Commission Standard 651, 1st Edition*

ISO 3891 (1979): *Acoustics – Procedure for Describing Aircraft Noise Heard on the Ground. International Standard ISO 3891, 1st Edition*

Jane's (1998-1999): *All the World's Aircraft*

SAE ARP 866A (1975): *Standard Values of Atmospheric Absorption as a Function of Temperature and Humidity*

Danksagung

Für die Betreuung und Unterstützung bei dieser Arbeit möchte ich mich besonders bei Herrn Prof. Dr. E.-A. Müller und Herrn Dr. U. Isermann bedanken. Ich habe von ihnen nicht nur auf den wissenschaftlichen Gebieten viel gelernt, sondern - was mir viel wichtiger erscheint - von ihnen persönliche und menschliche Erfahrungen vermittelt bekommen.

Großer Dank gilt ebenfalls Herrn Prof. Dr. H. Eckelmann und Herrn Prof. Dr. D. Ronneberger, die es mir ermöglicht haben, diese Dissertation an der Georg-August-Universität zu Göttingen einzureichen. Weiterhin bedanke ich mich bei ihnen für die hervorragende Ausbildung während meines Studiums.

Bei Herrn Dipl.-Ing. R. Mönch und Herrn Dr. U. Michel möchte ich mich für ihre freundliche Beratung bedanken.

Auch möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. G. E. A. Meier und Herrn Dr. K. A. Bütetisch bedanken. Sie haben sich sehr für meine Anstellung im DLR eingesetzt, und so die finanziellen Rahmenbedingung zur Bearbeitung dieses Themas geschaffen.

Für die gute Stimmung während der Arbeitszeit möchte ich mich bei Herrn Dip.-Phys. S. Loose und Herrn Dr. K. Ehrenfried bedanken.

Ganz herzlich bedanke ich mich bei meiner Frau Anne Inka Deichmann für den Halt, den Sie mir während dieser Arbeit gegeben hat.