

# Leistungsbasierte Analyse von Luftschallübertragungsanteilen

Masterarbeit

Rainer Mittmannsgruber

Supervision: O.Univ.Prof. Mag.art. DI Dr.techn. Robert Höldrich

Betreuung: DI Dr.rer.nat. Hannes Pomberger

Graz, 2018



institut für elektronische musik und akustik





## Kurzfassung

Die Schallemission von Verbrennungsmotoren und die Schallübertragung in den Innenraum spielt bei der Fahrzeugentwicklung eine wesentliche Rolle. Die Schallübertragung lässt sich dabei in Körperschall- und Luftschallanteile unterteilen, wobei in dieser Arbeit nur auf die Luftschallanteile eingegangen wird. Ziel dieser Arbeit ist die quantitative Abschätzung des Schalldruckpegels an der Fahrerposition auf Basis der Schalleistung des Motors und Übertragungsfunktionen in den Innenraum. Dazu ist es erforderlich die Schalleistung im eingebauten Zustand sowie die Übertragungsfunktionen in den Innenraum zu bestimmen. Schalleistungsmessungen am Motor werden in der Regel nicht im eingebauten Zustand, sondern auf einem Prüfstand durchgeführt. Eine Messung im eingebauten Zustand kann den Messaufwand verringern, jedoch ist sie nur im Nahfeld möglich.

Die Untersuchung einer solchen Messsituation wird mit Hilfe eines Motormodells bewerkstelligt. In einem ersten Schritt wird die Schalleistungsermittlung im Fernfeld und im Nahfeld untersucht und im Anschluss der Einfluss einer den Motor einhausenden Begrenzung bestimmt. Zudem wird die notwendige Auflösung des Messgitters und der Einfluss verschiedener Messpunktreduzierungen auf die Schalleistungsbestimmung untersucht. Um die resultierenden Daten zu verifizieren, wurde eine Parameterstudie durchgeführt, welche die Messsituation und ihre Eigenschaften untersucht. Auf Basis der ermittelten Schalleistung wird mittels Anwendung der *Statistical-Energy-Analysis (SEA)* und der *Non-negative-Matrix-Factorization (NMF)* die Luftschallübertragung in den Innenraum bestimmt und damit in weiterer Folge der Schalldruck im Innenraum prognostiziert.



## Abstract

Sound emission of combustion engines and interior sound transmission are essential parts of vehicle development. As sound transmission can be divided into airborne and structure-borne parts, only airborne sound transmission is examined in this study. The main objective is the quantitative estimation of air pressure at the drivers position based on sound power of the engine and interior transfer functions. To achieve this, it is necessary to measure the sound power of an encased engine and to determine the transfer functions to the passenger compartment. The sound power of an engine is usually measured on an engine test bed. The measurement of the engine in the engine bay can reduce the overall effort, but it is restricted to near field measurement.

The described measuring situation is examined by using an engine model. In a first step the near field computation and the far field computation of the sound power is compared. Furthermore the influence of an enclosure around the engine on the sound power computation is analysed. The necessary resolution of the measuring grid and the influence of certain reductions of the measuring grid on the computation of sound power is tested. A parameter study verifies the resulting data of the measuring system and its properties. Based on the determined sound power the application of *Statistical-Energy-Analysis (SEA)* and *Non-negative-Matrix-Factorization (NMF)* leads to the identification of the sound transmission to the passenger compartment and subsequently to the estimated sound pressure.



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Schalleistungsbestimmung mittels Intensitätsmessung im Nahfeld und Schalldruckmessung im Fernfeld</b>	<b>4</b>
2.1	Fernfeldmessung . . . . .	7
2.1.1	Kalibrierung der Messmikrofone . . . . .	7
2.1.2	Fensterung der Impulsantworten . . . . .	8
2.1.3	Bestimmung der Schalleistung mit Kugelflächenfunktionen . .	11
2.2	Nahfeldmessung . . . . .	13
2.2.1	Kalibrierungsmessung und Entzerrfilter . . . . .	14
2.2.2	Entzerrung und Fensterung der Impulsantworten . . . . .	16
2.2.3	Bestimmung der Schalleistung . . . . .	16
2.2.4	Vergleich von Schalleistungsbestimmung im Fernfeld und Nahfeld . . . . .	18
2.2.5	Welligkeit bei Treiber 14 . . . . .	22
2.2.6	Breitbandige Abweichung bei Treibern auf den Motorstirnseiten	23
<b>3</b>	<b>Reduktion der Intensitätsmessung auf Schalldruckmessung</b>	<b>25</b>
3.1	Reduktion auf alleinige Messung des Schalldrucks . . . . .	26
3.2	Statistische Auswertung einer Messpunktreduzierung . . . . .	28
3.3	Parameterstudie zur Untersuchung der Abtastdichte . . . . .	31
3.3.1	Bestimmung der Leistungsdifferenz zur analytischen Schalleistung . . . . .	31
3.3.2	Einfluss der Simulationsgrenzen . . . . .	36
3.3.3	Darstellung des Simulationsergebnisses . . . . .	37
3.4	Vergleich von Simulationsergebnis und Messergebnis . . . . .	42
3.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . . .	43

<b>4</b>	<b>Schalleistungsbestimmung in einer Einhausung</b>	<b>45</b>
4.1	Seitenbezogene Schalleistung . . . . .	45
4.2	Einhausung des Motormodells . . . . .	46
<b>5</b>	<b>Luftschalltransferfunktionen auf Grundlage der statistischen Energieanalyse</b>	<b>50</b>
5.1	Ansatz und Voraussetzungen . . . . .	50
5.1.1	Energie $E_i$ und Modenzahl $N_i$ der Teilsysteme $i = 1, \dots, 6$ . .	51
5.1.2	Eingangsleistungen $\Pi_{i,in}$ und Dissipationsleistungen $\Pi_{i,diss}$ . .	53
5.1.3	Leistungsfluss $\Pi_{ij}$ . . . . .	53
5.1.4	Aufstellen des Gleichungssystems . . . . .	54
5.1.5	Aufgabe des TPA-Verfahrens . . . . .	55
5.2	Bestimmung der Kopplungsfaktoren . . . . .	56
5.2.1	Terzbandmittelung der Messung . . . . .	56
5.2.2	Korrektur der modalen Leistungspotentiale . . . . .	57
5.2.3	Vektorisierung des Gleichungssystems . . . . .	59
5.3	Berechnung der seitenbezogenen Motorleistungen . . . . .	60
5.4	Prognostizierung des Schalldrucks im Innenraum . . . . .	62
5.4.1	Kopplungsfaktoren in den Innenraum . . . . .	62
5.4.2	Vergleich des prognostizierten Schalldrucks . . . . .	65
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung der Ergebnisse</b>	<b>68</b>
	<b>Appendix</b>	<b>72</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>76</b>

# Kapitel 1

## Einleitung

Die Geräuschentwicklung von Fahrzeugen ist eine komplexe Zusammensetzung verschiedenster Schallquellen. Die erzeugten Geräusche müssen bestimmten Normen genügen und sind zudem Wiedererkennungsmerkmal. Die messtechnische Abschätzung der Schallproduktion des Fahrzeugs ist somit wesentlicher Bestandteil in der Fahrzeugentwicklung.

Bei einem Fahrzeug mit Verbrennungsmotor ist dieser maßgeblich an der Geräuschentwicklung des Fahrzeugs beteiligt. Eine grundlegende Messgröße des produzierten Schallfeldes ist dabei die abgestrahlte Schalleistung. Die Norm [ISO12] schlägt zur Schalleistungsbestimmung die Schalldruckmessung auf einem sphärischen Messgitter bei Freiraumbedingungen vor. Die Abtastung der Kugeloberfläche hat dabei einen Einfluss auf die bestimmte Schalleistung, wie eine Simulation verschiedener Abtastungen und Schätzungen der Schalleistung zeigen [PZHB14]. Die derzeitige Technik zur Ermittlung der abgestrahlten Schalleistung eines Motors benötigt somit den separaten Aufbau des Motors auf einem Prüfstand.

Der gesamte Prozess zur Ermittlung der Schalleistung ist sehr zeitaufwendig. Der hohe zeitliche Aufwand entsteht jedoch nicht aus der Schallmessung selbst, sondern aus dem nötigen Aufbau des Motors an einem Prüfstand. Wird die Schalleistung bestimmt, wenn der Motor im Fahrzeug eingebaut ist, entfällt der Aufwand durch diesen Aufbau. Der gesamte zeitliche Aufwand für die Schalleistungsbestimmung kann dadurch deutlich verringert werden. Bei der Messung im eingebauten Zustand sind jedoch die Bedingungen deutlich erschwert. Einerseits ist das Platzangebot für die Messanordnung sehr gering, und andererseits findet die Messung nicht mehr im Fernfeld bei Freifeldbedingungen statt, wodurch sich komplexere Schallfelder ausbilden.

Bei bekannter abgestrahlter Schalleistung des Motors, ist es möglich, den zu erwartenden Luftschallanteil des Schalldrucks im Fahrzeuginnenraum abzuschätzen. Eine Möglichkeit der Schallmessung im Motorraum und Bestimmung des Schalldruckpegels an einem Aufpunkt wurde in [CTK14] gezeigt. Dabei wurde das erzeugte Schallfeld eines eingebauten Motors im Betrieb mit Schallschnelle-Sensoren abgetastet. Mit diesen Schallschnellemessungen wurde versucht, den erzeugten Schalldruck in einem Aufpunkt bei Freifeldbedingungen abzuschätzen. Eine gängige Methode zur

Bestimmung des Schalldruckpegels in einem Aufpunkt ist die *Transferpfad-Analyse (TPA)* [NY06]. Die Messung der Übertragungsfunktionen von den Messpunkten zu dem Aufpunkt ergeben die Transferpfade. Der Schalldruck im Aufpunkt ergibt sich durch Verknüpfung der Schallmessungen an den Messpunkten mit den Transferpfaden.

Eine andere Methode zur Bestimmung des Luftschallanteils an dem Schalldruck im Fahrzeuginnenraum besteht in der Anwendung der *Statistischen Energieanalyse (SEA)* [LD95]. Dabei wird ein System in akustische Teilsysteme zerlegt, zwischen denen Leistungsflüsse stattfinden können. Die Eigenschaften dieser Teilsysteme werden mit den Parametern der Energie, der Modenanzahl und Leistungen beschrieben. Zusätzlich ist es möglich, Teilsysteme mittels der TPA miteinander zu verknüpfen. Die Prognostizierung des Luftschallanteils des Schalldrucks im Innenraum kann mit dieser Methode möglicherweise verbessert werden, da Leistungsflüsse zwischen den Motorseiten miteinbezogen werden.

Diese Arbeit befasst sich mit den Fragen:

1. Wie wirkt sich die Messsituation eines im Fahrzeug verbauten Motors auf die Bestimmung der Schalleistung aus?
2. Kann mit SEA-basierten Luftschallübertragungsfunktionen die Prognostizierung des Schalldrucks im Fahrzeuginnenraum verbessert werden?

Die Basis aller Leistungsbetrachtungen in dieser Arbeit ist die Messung des Schallfeldes, das von einem Motor produziert wird. Zur Untersuchung des Verfahrens wurde ein Motormodell gebaut, das die Abstrahlungseigenschaften eines Motors nachbilden soll. Messungen an diesem Motormodell ermöglichen vielfältige Betrachtungsmöglichkeiten, da die Einhausungssituation ohne viel Aufwand verändert werden kann. Das Motormodell besitzt schwingende Flächen verschiedener Größe, die einzeln angesteuert werden können. Damit kann die Komplexität des Schallfeldes beliebig werden. Die Beobachtungen an diesem Modell geben Aufschluss darüber, ob das Verfahren an einem realen Motor anwendbar ist.

In Kapitel 2 wird die abgestrahlte Leistung des Motormodells im Fernfeld und im Nahfeld bei Freifeldbedingungen bestimmt und verglichen. Die Schalleistungsmessung im Fernfeld erfolgt mit diskreten Schalldruckmessungen auf einer umschließenden Kugeloberfläche. Im Nahfeld wird eine Intensitätsmessung an diskreten Punkten einer das Motormodell eng umschließenden Quaderoberfläche durchgeführt. Kapitel 2 beschreibt den genauen Messaufbau sowie die messtechnischen und mathematischen Schritte zur Bestimmung der abgestrahlten Schalleistung des Motormodells für beide Messungen.

In Kapitel 3 wird untersucht, wie sich die Reduktion der Intensitätsmessung auf eine alleinige Schalldruckmessung im Nahfeld auf das Messergebnis auswirkt. Zudem wird der Einfluss der Anzahl an Messpunkten auf die Schalleistungsbestimmung mittels einer Parameterstudie untersucht.

Kapitel 4 befasst sich mit der Messsituation eines im Fahrzeug verbauten Motors. Die abgestrahlte Schalleistung des Motormodells wird bei verschiedenen reflektierend und absorbierend ausgeführten Einhausungsvarianten bestimmt und mit der Schalleistung bei Freifeldbedingungen verglichen. Zudem wird die Schalleistung,

die von den einzelnen Motorseiten abgestrahlt wird, betrachtet. Dabei wird untersucht, ob sich die seitenbezogene Schallleistung im Nahfeld durch lokale Messung bestimmen lässt, und ob eine Einhausung sich auf das Übersprechen zwischen den seitenbezogenen Messungen auswirkt.

Kapitel 5 behandelt die Bestimmung der Luftschalltransferfunktionen auf Grundlage der statistischen Energieanalyse. Dabei wird die räumliche Messsituation eines im Fahrzeug verbauten Motors durch akustische Teilsysteme dargestellt. Der Motorraum des Fahrzeugs wird in 6 akustische Teilsysteme zerlegt, zwischen denen Leistungsflüsse stattfinden können. Der Fahrzeuginnenraum stellt ein siebtes akustisches Teilsystem dar, das mittels der TPA mit dem Motorraum verknüpft ist. Kapitel 5 beschreibt die Parameter der *SEA* und das damit aufgestellte Gleichungssystem. Die Lösung des Systems nach den gesuchten Parametern erfolgt durch Formulierung konvexer Optimierungsprobleme, die eine *Non-negative-Matrix-Factorization (NMF)* darstellen und werden mittels einem MATLAB-Tool zur konvexen Optimierung gelöst. Zuletzt wird auf Basis der gefundenen Parameter dieses Modells, der Luftschallanteil des Schalldrucks im Fahrzeuginnenraum prognostiziert und die Qualität einer solchen Prognose evaluiert.

## Kapitel 2

# Schalleistungsbestimmung mittels Intensitätsmessung im Nahfeld und Schalldruckmessung im Fernfeld

Dieses Kapitel befasst sich mit der Bestimmung der Schalleistung. Die Messdaten die in dieser Arbeit verwendet werden, basieren auf dem Schallfeld, das von einem Motormodell erzeugt wird. Die Schalleistung wird dabei durch Messungen im Fernfeld und im Nahfeld bestimmt. Die Schalleistungsmessung eines im Fahrzeug verbauten Motors findet zwangsläufig im Nahfeld statt. Bei der Fernfeldmessung werden diskrete Punkte auf einer Kugeloberfläche gemessen, während bei der Nahfeldmessung die Punkte auf einer das Motormodell umhüllenden Quaderoberfläche liegen. Die ermittelte Schalleistung ist jedoch unabhängig von der umschließenden Oberfläche, womit beide Messungen zur Schalleistung der eingeschlossenen Schallquelle führen. Dieses Kapitel beschreibt die Schalleistungsermittlung mit beiden Messmethoden und vergleicht deren Ergebnisse.

Das verwendete Motormodell besitzt ähnliche Abmessungen wie ein realer Motor und soll ein Schallfeld mit vergleichbarer Komplexität darstellen. Für diesen Zweck besitzt das Modell verschiedene schwingende Flächen, die einzeln angesteuert werden können. Abbildung 2.1 zeigt das Motormodell mit 16 Treibern:

- 4 Lautsprecher mit einem Membrandurchmesser von 17 cm [Visb]
- 9 Lautsprecher mit einem Membrandurchmesser von 8 cm [Visa]
- 3 Schwingungsanreger (Exciter) [Day]

Die Abmessung des Modells und die genauen Positionen der einzelnen Treiber sind in Abb. 2.2 dargestellt. Durch die gegebene Variation kann das erzeugte Schallfeld von konphas schwingenden Flächen verschiedener Größe untersucht werden. Die abgestrahlte Schalleistung wird für jeden der 16 Treiber im Fernfeld sowie im Nahfeld bestimmt. Beide Messungen werden in einem Messraum bei Freiraumbedingungen durchgeführt .



Abbildung 2.1: Motormodell

Durch die Möglichkeit, dass jeder Treiber einzeln angesteuert werden kann, ist die Komplexität des erzeugten Schallfeldes variierbar. Unter der Annahme von inkohärent schwingenden Einzelflächen, ergibt sich die abgestrahlte Leistung dabei als Summe der Schalleistungen der einzelnen Treiber. Mit der Variation der Anregungen lassen sich also verschiedenste Schallfelder generieren, deren abgestrahlte Schalleistung durch einfache Summierung der Einzelleistungen bestimmbar ist.

Die abgestrahlte Schalleistung einer Schallquelle lässt mit

$$\Pi = \frac{1}{2} \oint_{\mathbf{S}} \Re \{ p(\omega) \mathbf{v}^*(\omega) \} \cdot d\mathbf{S} \quad (2.0.1)$$

bestimmen [Wil99], wobei  $p(\omega)$  den Schalldruck,  $\mathbf{v}(\omega)$  die Schallschnelle, \* die komplexe Konjugation,  $\Re\{\}$  den Realteil und  $d\mathbf{S}$  ein infinitesimales Flächenstück der Hüllfläche bezeichnet. Im Fernfeld der Schallquelle sind Schalldruck und Schallschnelle in Phase, wodurch sich die radiale Schallschnelle als  $v_r = \frac{p}{\rho c}$  darstellen lässt. Damit vereinfacht sich Gl. (2.0.1) für eine Kugeloberfläche im Fernfeld zu

$$\Pi = \frac{1}{2} \frac{1}{\rho c} \oint_{\mathbf{S}} |p(\omega)|^2 \cdot dS. \quad (2.0.2)$$

Für die Bestimmung der Schalleistung im Fernfeld reicht somit die Messung des Schalldrucks auf einer umhüllenden Kugeloberfläche aus. Im Nahfeld ist diese Vereinfachung nicht zulässig. Aus diesem Grund müssen für eine Bestimmung der Schalleistung der Schalldruck und die Schallschnelle gemessen werden.

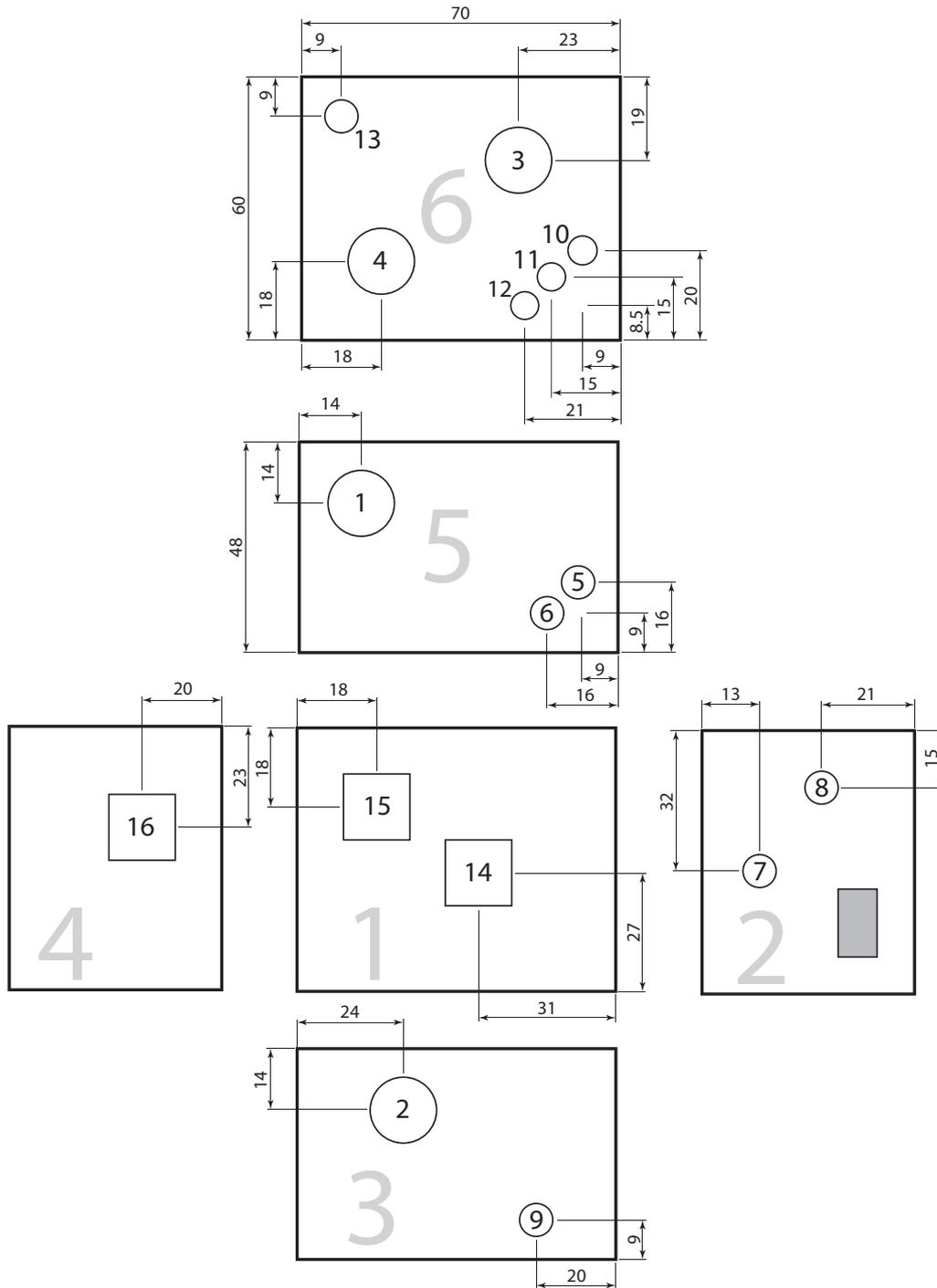


Abbildung 2.2: Modellabmessung und Positionen der einzelnen Lautsprecher, Angaben in *cm*.

Die abgestrahlte Schalleistung ist frequenzabhängig. Um die Schalleistung zu bestimmen, werden die Impulsantworten von jedem Treiber zu jedem Sensor bestimmt und die Schalleistung mit Übertragungsfunktionen berechnet. Die Bestimmung der Impulsantworten erfolgt mit Hilfe einer Sweepmessung [Far00]. Dazu wird an einer Messposition  $i$  der Sinus-Sweep eines Treibers aufgenommen. Die Abtastfrequenz beträgt dabei  $f_s = 44,1\text{kHz}$ . Die Division eines logarithmischen Sinus-Sweep  $s(t)$  mit der Sweep-Antwort  $x_i(t)$  ergibt nach Rücktransformation in den Zeitbereich die Impulsantwort  $\tilde{h}_i(t)$  der Übertragungsstrecke:

$$\tilde{h}_i(t) = IFFT \left[ \frac{FFT(s(t))}{FFT(x_i(t))} \right]. \quad (2.0.3)$$

## 2.1 Fernfeldmessung

Für die Fernfeldmessung muss der Schalldruck an diskreten Punkten auf einer umhüllenden Kugeloberfläche abgetastet werden, wobei es vielfältige Möglichkeiten für die Abtastung gibt [PZHB14]. Für diese Messung wurde eine gleichwinkelige Abtastung gewählt. Die Messung erfolgt mit Hilfe einer Messsichel mit einem Radius von  $r = 75\text{cm}$  auf der in  $10^\circ$ -Schritten Messmikrofone angebracht sind. Der interessante Frequenzbereich der Luftschallübertragung liegt zwischen  $f_u = 400\text{Hz}$  und  $f_o = 4\text{kHz}$ .

Durch Drehung des Motors in  $10^\circ$ -Schritten resultiert eine Abtastung der umschließenden Kugeloberfläche mit 648 Punkten. Abbildung 2.3(a) zeigt die resultierende Abtastung der Kugeloberfläche mit gleicher Winkelauflösung in Azimut- und Zenitwinkel und Abb. 2.3(b) die Messsichel bei der beispielhaften Messung eines Ikosaeder-Lautsprechers.

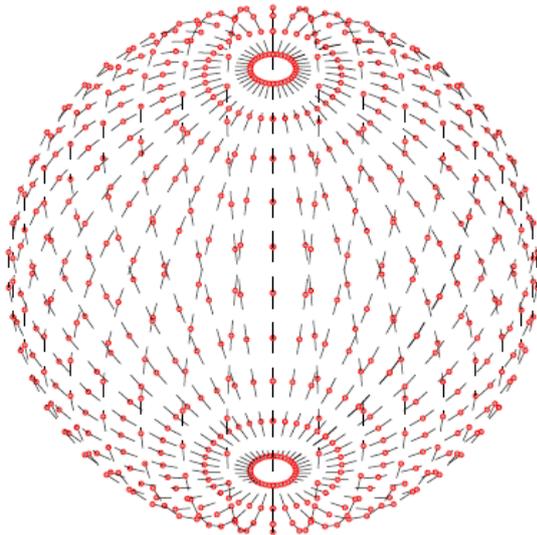
### 2.1.1 Kalibrierung der Messmikrofone

Zur Kalibrierung wird an jedem der 18 Messmikrofone mit einem Kalibrator ein  $1\text{kHz}$  Sinuston mit einem definierten Schalldruckpegel von  $94\text{dB}$  angelegt und gemessen. Der Schalldruckpegel ist definiert mit

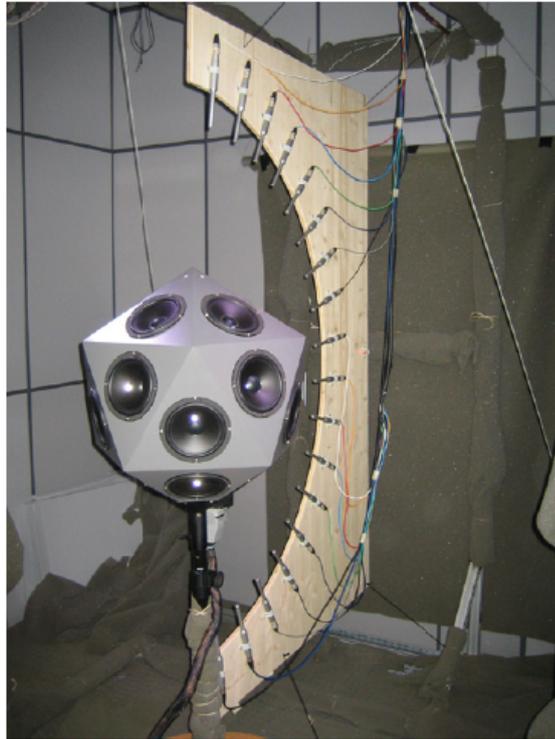
$$L_p = 20 \log \left( \frac{p_{eff}}{p_0} \right), \quad (2.1.1)$$

wobei  $p_{eff}$  der Effektivwert des gemessenen Schalldrucks und  $p_0$  der Referenzschalldruck von  $p_0 = 20\mu\text{Pa}$  ist. Der Kalibrierungsfaktor für das Mikrofon  $q_i$  ergibt sich aus der Division des Kalibrierschalldrucks durch den Effektivwert des Mikrofonpegels,  $u_{kal,i}$ :

$$q_i = \frac{10^{\frac{94}{20}} p_0}{u_{kal,i}}. \quad (2.1.2)$$



(a) Abtastung der Kugeloberfläche



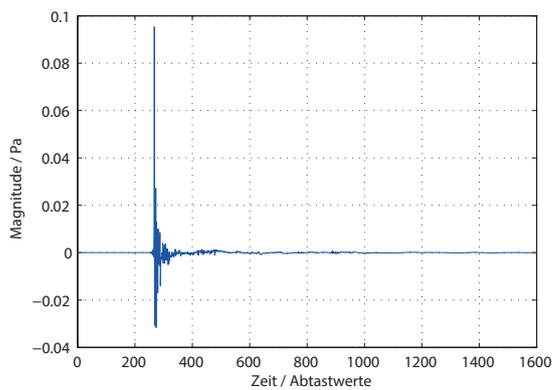
(b) Messung eines Icosaeder-LS mit Messsichel

Abbildung 2.3: Messanordnung der Fernfeldmessung [Pom08]

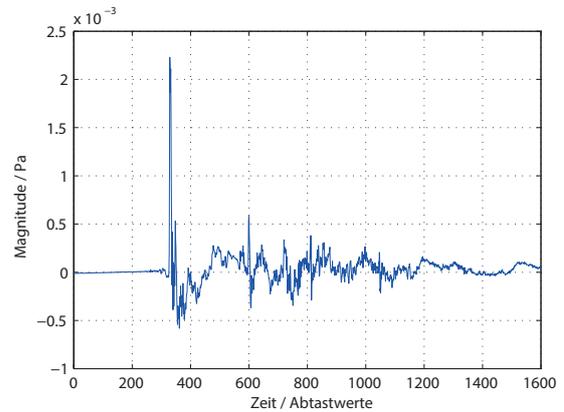
## 2.1.2 Fensterung der Impulsantworten

Die gemessenen Impulsantworten besitzen je nach Messposition und aktivem Treiber unterschiedlich Qualitäten. In Abbildung 2.4 und 2.5 sind exemplarisch Impulsantworten der drei Treiberarten dargestellt, mit denen sich folgende Beobachtungen machen lassen:

- Messungen in direkter Nähe zur Anregung resultieren in einen kompakten Impuls.
- Bei nach unten gerichteten Treibern ist die Messung stark von Reflexionen geprägt. Die Messposition am Südpol zeigt Reflexionen zwischen Boden und Motor und an Messpunkten am und oberhalb des Äquators ist die erste Bodenreflexion meist stärker ausgeprägt als der Direktschall.
- Die ersten Reflexionen treffen ca. 3.4ms bis 4.5ms nach dem Direktschall ein.
- Die Exciter weisen eine deutlich längere Impulsantwort auf. Die Amplitude hängt jedoch im Gegensatz zu anderen Treibern weniger von der Messposition ab, was durch die weniger gerichtete Abstrahlung erklärt werden kann.
- Die Impulsantworten besitzen tieffrequente Anteile, die sich besonders bei den Messungen der Exciter zeigen.

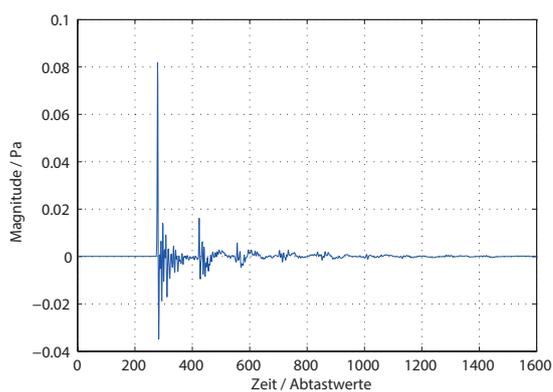


(a) Kl. Treiber seitlich, Messung davor

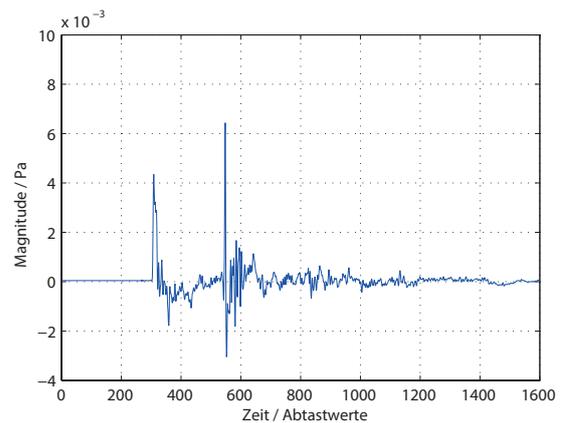


(b) Kl. Treiber seitlich, Messung 90° seitlich

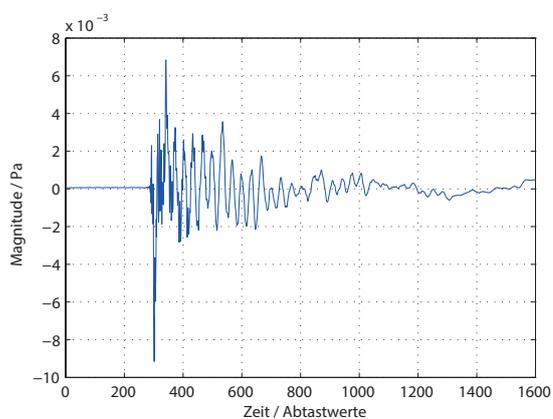
Abbildung 2.4: Gemessene Impulsantworten für kleine Treiber an verschiedenen Messpositionen



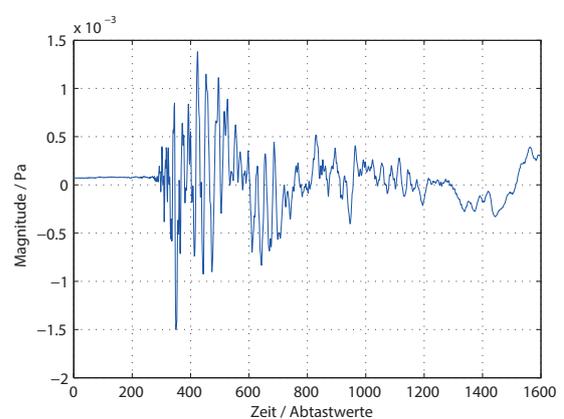
(a) Gr. Treiber unten, Messung Südpol



(b) Gr. Treiber unten, Messung Äquator



(c) Exciter oben, Messung Nordpol



(d) Exciter oben, Messung Äquator

Abbildung 2.5: Gemessene Impulsantworten für große Treiber und Exciter an verschiedenen Messpositionen

Durch Reflexionen kommt es zu Kammfiltereffekten und zu Fehlern bei der Schallleistungsbestimmung. Für die schmalbandige Betrachtung in Leistung pro Hertz in Kap. 2.2.4 ist es nötig, durch geeignete Fensterung der Impulsantworten die Reflexionen zu entfernen, um Kammfiltereffekten zeigen vermeiden. Zudem ist es sinnvoll, durch geeignete Filterung nur den interessanten Frequenzbereich von 400Hz bis 4kHz zu betrachten. Diese Bandpassfilterung aller Impulsantworten wird durch eine Tiefpassfilterung mit einem Butterworth-Filter 2. Ordnung mit der Grenzfrequenz  $f_{g,TP} = 5kHz$ , und eine Hochpassfilterung mit der Grenzfrequenz  $f_{g,HP} = 300Hz$  realisiert. Um die Phaseninformation bei der Filterung nicht zu verändern, wird die Filterung nullphasig durchgeführt [Opp99]. Bei solch einer Filterung wird das Signal in der Vorwärtsrichtung gefiltert und anschließend in der Zeit umgekehrt und erneut gefiltert. In MATLAB ist diese Art der Filterung in der Funktion `filtfilt` implementiert. Eine nullphasige Filterung führt zu akausalen Anteilen in der Impulsantwort. Daher muss bei der Fensterung darauf geachtet werden, diesen Anteil nicht zu verlieren.

Die Fensterung der Impulsantworten erfolgt durch die Multiplikation mit einem Rechteckfenster, dessen Beginn und Ende durch ein halbes Hann-Fenster abgerundet sind. Da die Direktschallimpulse der gemessenen Impulsantworten an den Messpositionen aufgrund der Geometrie des Motors und der Messvorrichtung unterschiedliche Laufzeiten aufweisen, kann diese Fensterung nicht für alle Impulsantworten gleich durchgeführt werden. Für jede Impulsantwort muss der Startpunkt und die Länge der Fensters angepasst werden. Der Index des ersten Wertes in der Impulsantwort, der einen gewissen Schwellwert erreicht, markiert den Startpunkt für die Platzierung des Fensters. Ausgehend davon, ergibt sich das in Abb. 2.6 dargestellte Fenster für die Impulsantworten. Um Fehldetektionen zu vermeiden und Reflexionen möglichst zu unterdrücken, haben sich für Schwellwert und Längen, die folgenden Werte als praktikabel erwiesen:

$$h_{i,th} = \frac{\max(|h_i(t)|)}{20}, \quad (2.1.3)$$

$$L_{IN} = 0.45ms, \quad L_{IR} = 3.4ms, \quad L_{OUT} = 0.91ms$$

Da die Exciter deutlich längere Impulsantworten aufweisen, wurde hier eine Fensterlänge von  $L_{IR} = 1000$  Abtastwerten gewählt. Mit dem Kalibrierungsfaktor aus Gl. (2.1.2) und dem individuellen Fenster, ergibt sich die kalibrierte Impulsantwort  $i$  mit

$$h_i(t) = q_i \cdot \tilde{h}_i(t) \cdot w_i(t). \quad (2.1.4)$$

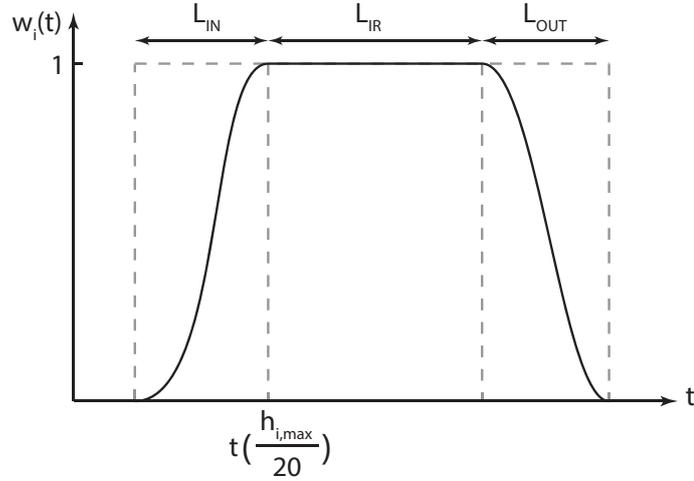


Abbildung 2.6: Generierung des individuellen Fensters  $w_i(t)$

### 2.1.3 Bestimmung der Schalleistung mit Kugelflächenfunktionen

Aus den gefensternten Impulsantworten ergibt sich im Frequenzbereich die entsprechende Übertragungsfunktion,

$$\tilde{H}_i(\omega) = FFT\{h_i(t)\}. \quad (2.1.5)$$

Damit die resultierende Übertragungsfunktion korrekte Werte in Pascal enthält, muss eine Skalierung nach dem Parseval-Theorem erfolgen [Opp99]. Für zeitdiskrete Signale ergibt sich

$$\sum_{n=0}^{N-1} |x[n]|^2 = \frac{1}{N} \sum_{k=0}^{N-1} |X[k]|^2, \quad (2.1.6)$$

wobei  $x[n]$  das Signal im Zeitbereich und  $X[k]$  das Signal im Frequenzbereich darstellen. Die komplexe Übertragungsfunktion  $\tilde{H}_i(\omega)$  muss somit durch die Wurzel der FFT-Länge dividiert werden. Als FFT-Länge wurde die Abtastfrequenz gewählt,  $N_{FFT} = 44100$ . Werden zudem nur die positiven Frequenzen des FFT-Ergebnisses betrachtet, dann lautet die Skalierung

$$H(\omega) = \sqrt{\frac{2}{N_{FFT}}} \tilde{H}_i(\omega) \quad \forall \omega = \frac{2\pi k f_s}{N_{FFT}}, \quad k = 0 \dots \frac{N_{FFT}}{2}. \quad (2.1.7)$$

Für die Bestimmung der abgestrahlten Leistung erfolgt ein Übergang in die Domäne der Kugelflächenfunktionen. Der Vorgang zur Leistungsbestimmung folgt dabei den Ausführungen in [PSB<sup>+</sup>16]. Die Positionen der Messpunkte auf der Einheitskugel wird mit dem kartesischen Einheitsvektor  $\boldsymbol{\theta}$  ausgedrückt

$$\boldsymbol{\theta} = \begin{pmatrix} \cos(\varphi) \sin(\vartheta) \\ \sin(\varphi) \sin(\vartheta) \\ \cos(\vartheta) \end{pmatrix}, \quad (2.1.8)$$

wobei  $\varphi$  der Azimutwinkel und  $\vartheta$  der Zenitwinkel der Positionen ist. Die diskreten Schalldruckmessungen lassen sich in einem Vektor zusammenfassen

$$\mathbf{p} = [p(kR, \boldsymbol{\theta})]_{i=1\dots M}, \quad (2.1.9)$$

wobei  $\boldsymbol{\theta}_i$  die Position des  $i$ -ten Messmikrofons ist. Die Darstellung des Schalldrucks mit Kugelflächenfunktionen lautet

$$p(kR, \boldsymbol{\theta}) = \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{m=-n}^n \psi_n^m(kR) Y_n^m(\boldsymbol{\theta}) \quad (2.1.10)$$

wobei  $k = \frac{\omega}{c}$  die Wellenzahl,  $r$  der Radius der umhüllenden Kugeloberfläche,  $\psi_n^m(kr)$  die Koeffizienten des sphärischen Wellenspektrums und  $Y_n^m(\boldsymbol{\theta})$  die normierten Kugelflächenfunktionen sind. Die Kugelflächenfunktionen sind definiert mit

$$Y_n^m(\boldsymbol{\theta}) = N_n^{|m|} P_n^{|m|}(\cos(\vartheta)) \cdot \begin{cases} \sin(m\varphi), & \text{for } m < 0, \\ \cos(m\varphi), & \text{for } m \geq 0. \end{cases} \quad (2.1.11)$$

wobei  $N_n^{|m|}$  eine Normalisierung und  $P_n^{|m|}(\cos(\vartheta))$  die zugeordnete Legendre-Funktion darstellen. Die abgestrahlte Schalleistung einer Schallquelle ergibt sich aus dem Wellenspektrum mit, vgl. [Wil99],

$$\Pi_i = \frac{1}{2} \frac{1}{\rho c} \frac{1}{k^2} \sum_{n,m} \left| \frac{\psi_n^m}{h_n(kR)} \right|^2, \quad (2.1.12)$$

wobei  $h_n(kR)$  die sphärische Hankel-Funktion bezeichnet. Unter der Annahme, dass keine Komponenten mit Ordnung  $n > N$  beitragen, lässt sich Gleichung (2.1.10) in Vektor-Matrizen-Schreibweise formulieren

$$\mathbf{p} = \mathbf{Y}_N \boldsymbol{\psi}_N, \quad (2.1.13)$$

wobei die Matrix  $\mathbf{Y}_N$  die an den Messpositionen abgetasteten Kugelflächenfunktionen und der Vektor  $\boldsymbol{\psi}_N$  die Koeffizienten des Wellenspektrums enthält,

$$\mathbf{Y}_N = [Y_n^m(\boldsymbol{\theta}_i)]_{i=1\dots M, n=0\dots N, |m| \leq n},$$

$$\boldsymbol{\psi}_N = [\psi_n^m]_{n=0\dots N, |m| \leq n}.$$

Die maximale Ordnung wird mit  $N$  bezeichnet. Bei der hier gewählten Messanordnung mit  $10^\circ$ -Schritten im Azimut- und Zenitwinkel liegt die maximale Ordnung bei  $N = 17$ . Die Suche nach den Koeffizienten des Wellenspektrums wird mit der Pseudoinversen näherungsweise gelöst

$$\boldsymbol{\psi}_N = (\mathbf{Y}_N^T \mathbf{Y}_N)^{-1} \cdot \mathbf{Y}_N^T \mathbf{p}. \quad (2.1.14)$$

Bei der gleichwinkeligen Abtastung der Kugeloberfläche kann die Abschätzung der Koeffizienten des Wellenspektrums durch Einführung von Flächengewichten verbessert werden [Pom08]. Die Gewichtung hat die Form

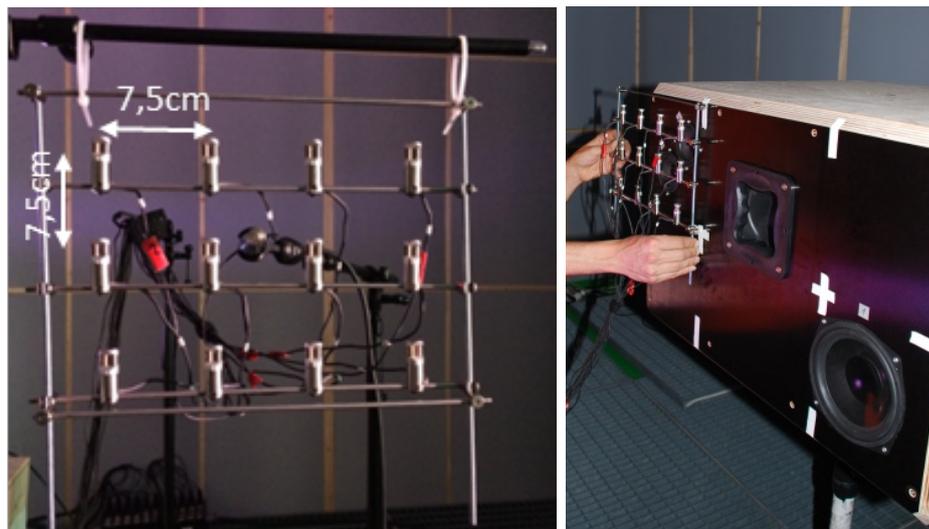
$$\mathbf{W} = \text{diag} \left\{ \left[ \frac{\cos\theta_0 - \cos\theta_1}{4J}, \dots, \frac{\cos\theta_{K-1} - \cos\theta_K}{4J} \right] \right\}, \quad (2.1.15)$$

wobei  $K = 648$  die Anzahl an Messpunkten auf der Oberfläche und  $J$  die Anzahl an Messpunkten auf einem Längengrad sind. Unter Verwendung dieser Gewichtsmatrix, ergibt sich das unbekannte Wellenspektrum mit

$$\boldsymbol{\psi}_N = (\mathbf{Y}_N^T \mathbf{W} \mathbf{Y}_N)^{-1} \cdot \mathbf{Y}_N^T \mathbf{W} \mathbf{p}. \quad (2.1.16)$$

## 2.2 Nahfeldmessung

Bei der Nahfeldmessung liegen die Messpunkte von Schalldruck und Schallschnelle auf einer das Motormodell eng umhüllenden Quaderoberfläche. Die Messung erfolgte mit den Intensitätssonden *PU-Mini* von *Microflow Technologies* [Mic]. Für die Messung wurden 12 Sonden in einer 3x4 Anordnung im Abstand von 7.5cm auf einer Halterung montiert, vlg. Abb. 2.7. Damit wurde die Oberfläche des Motormodells in einem Abstand von 2,5cm in Teilstücken vermessen.



(a) 3x4 Messsondengitter

(b) Teilmessung an der Motoroberfläche

Abbildung 2.7: Messsondenanordnung und Teilmessung am Motormodell

Mit der Sweep-Messtechnik wurden die Impulsantworten zwischen allen Messsondenpositionen und den 16 Treibern ermittelt. Nach Abtastung der gesamten Oberfläche wurden die einzelnen Teilstücke zu Motorseiten-Messungen zusammengefasst. Ein Teilstück der Stirnseite 2 konnte wegen dem dort verbauten Stecker für die Anschlussleitung nicht vermessen werden. Die gesamte Messung umfasst insgesamt 444 Messpunkte. Die Verteilung der Messpunkte auf der Oberfläche des Motormodells ist in Abb. 2.8 dargestellt.

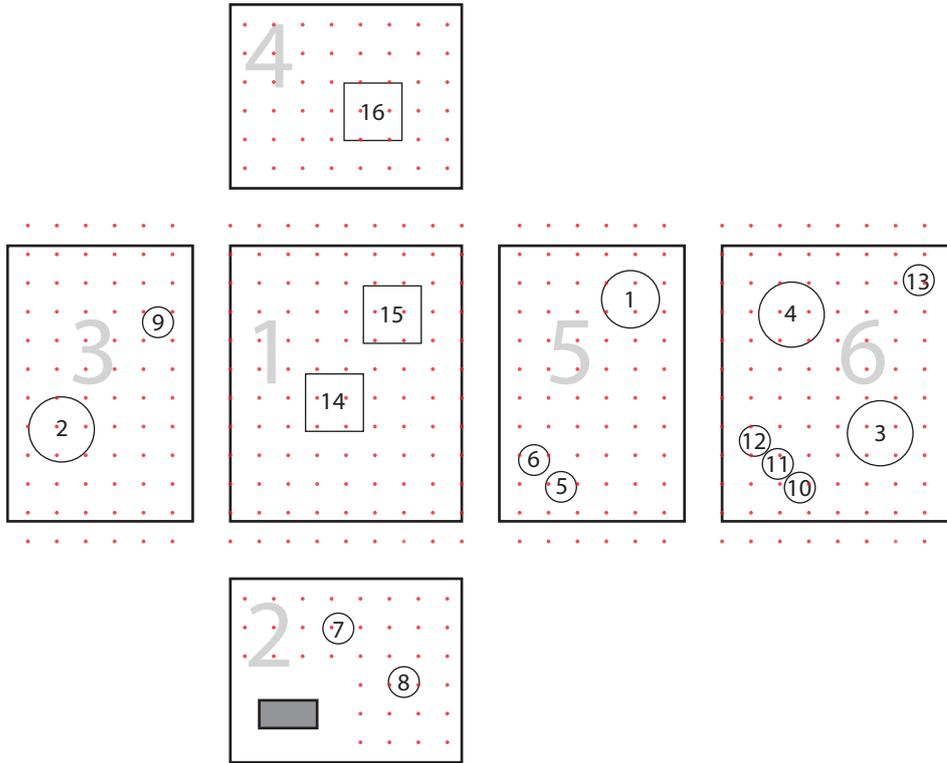


Abbildung 2.8: Messpunkte auf der umhüllenden Quaderoberfläche

### 2.2.1 Kalibrierungsmessung und Entzerrfilter

Der Aufbau für die Kalibrierungsmessung besteht aus einem Tropfenlautsprecher, der in 1m Abstand zu der Messsonden-Anordnung positioniert wurde, sowie aus einem kalibrierten Messmikrofon mit linearem Frequenzgang, in der Mitte der Sonden-Anordnung. Nach der Sweep-Messung aller Impulsantworten liegt durch das kalibrierte Messmikrofon eine Schalldruckreferenz vor. Durch den Abstand von Tropfenlautsprecher und Messsonden-Anordnung kann man annehmen, dass das erzeugte Schallfeld des Tropfenlautsprechers am Ort der Messsonden-Anordnung einer ebenen Welle entspricht. Daher ist es möglich, auch eine Schallschnellereferenz zu berechnen, da sich unter Annahme einer ebenen Welle, die Schallschnelle einer Punktquelle als Funktion des Schalldrucks mit

$$v = \frac{p}{\rho c} \quad (2.2.1)$$

angeben lässt. Die exakte Berechnung der Schallschnelle unter Berücksichtigung des Abstandes zur Punktquelle, ergänzt Gl. (2.2.1) um einen Korrekturterm ([Wil99] Kap. 6.5.1):

$$v = \frac{p}{\rho c} \left( 1 + \frac{i\lambda}{2\pi r} \right). \quad (2.2.2)$$

Abbildung 2.9 zeigt den Betrag des Korrekturterms  $\left( 1 + \frac{i\lambda}{2\pi r} \right)$  für verschiedene Abstände zu einer Punktquelle. Für die Kalibrierung ist die Annahme einer ebenen Welle im Frequenzbereich von 400Hz bis 4kHz legitim, da die Messsonden bei der

Kalibriermessung über 1m vom Tropfenlautsprecher entfernt waren und daher der Betrag des Korrekturterms näherungsweise 1 ist.

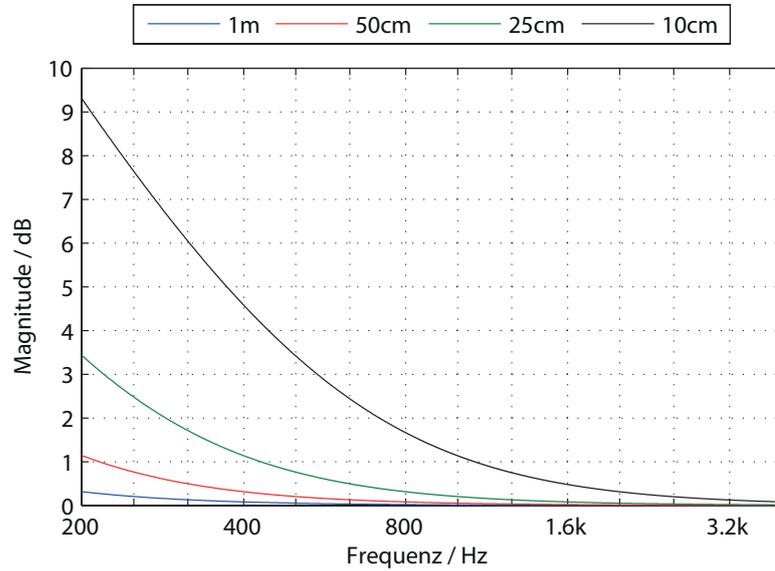


Abbildung 2.9: Korrekturterm für verschiedene Abstände zu einer Punktquelle

Die bei der Kalibrierung gemessenen Impulsantworten der Schallschnellesensoren zeigen eine deutliche Reflexion, die ca. 160 Abtastwerte nach dem Hauptimpuls eintrifft, vgl. Abb. 2.10(a). Eine Entfernung dieser Reflexionen durch Fensterung, ist nicht möglich, da aufgrund von tieffrequenten Anteilen die Ausschwingzeit der Impulsantwort länger ist als 160 Abtastwerte. Es ist daher notwendig, die tieffrequenten Anteile durch Filterung zu entfernen und damit den Ausschwingvorgang der Impulsantworten zu verkürzen. Nach der nullphasigen Hochpass-Filterung mit einer Grenzfrequenz von 300Hz, analog zu Kap. 2.1.2, können die 12 Impulsantworten der Schallschnellesensoren 150 Samples nach dem Hauptimpuls gefenstert werden.

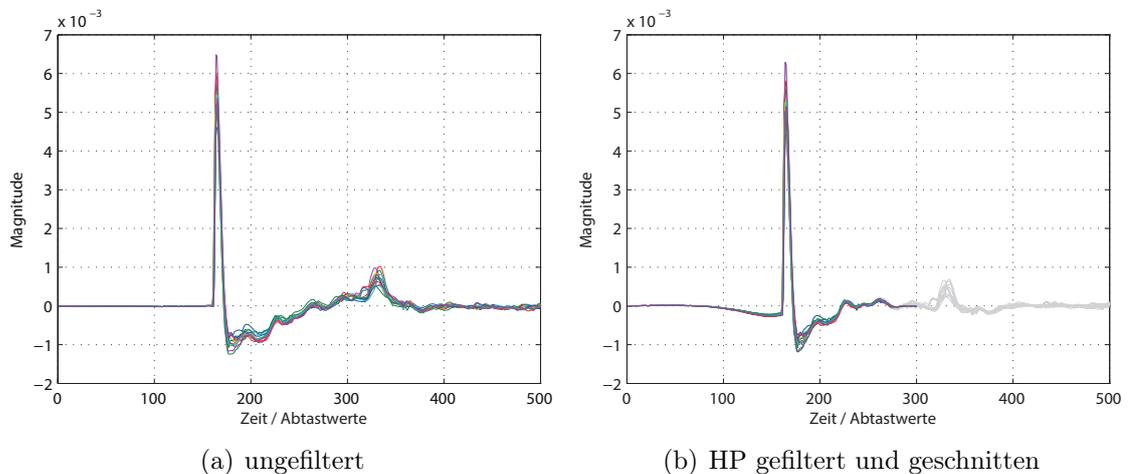


Abbildung 2.10: Impulsantworten der Schallschnellesensoren bei der Kalibrierung.

Die Übertragungsfunktion des Schallschnellesensors  $k$  nach der Filterung ergibt sich mit

$$v_k(\omega) = FFT\{v_k(t)\} \cdot |H_{HP}(\omega)|^2. \quad (2.2.3)$$

Die gemessene Übertragungsfunktion des Mikrofons mit linearem Frequenzgang dient als Referenz zur Entzerrung der Übertragungsfunktionen der Messsonden. Als Referenz für die Schallschnellesensoren gilt  $v_{ref}(\omega) = \frac{p_{ref}(\omega)}{\rho c}$ . Das Entzerrfilter für die Messsonde  $k$  ergibt sich aus der Division der Übertragungsfunktionen der Referenz und dem jeweiligen Mikrofon:

$$\begin{aligned} H_{Z_p,k}(\omega) &= \frac{p_{ref}(\omega)}{p_k(\omega)} = \frac{FFT\{p_{ref}(t)\} \cdot |H_{TP}(\omega)|^2 \cdot |H_{HP}(\omega)|^2}{FFT\{p_k(t)\}} \\ H_{Z_v,k}(\omega) &= \frac{v_{ref}(\omega)}{v_k(\omega)} = \frac{FFT\{v_{ref}(t)\} \cdot |H_{TP}(\omega)|^2}{FFT\{v_k(t)\}} \end{aligned} \quad (2.2.4)$$

Durch die Hochpass-Filterung der Schallschnelle-Impulsantworten kürzt sich bei der Berechnung der zugehörigen Entzerrfilter die Hochpasscharakteristik.

## 2.2.2 Entzerrung und Fensterung der Impulsantworten

Zur Entzerrung muss dem Messpunkt  $i$  das zugehörige Entzerrfilter  $k$  der 3x4 Messsonden-Anordnung zugeordnet werden:

$$p_i(\omega) = FFT\{p_i(t)\} \cdot H_{Z_p,k}(\omega) \quad (2.2.5)$$

$$v_i(\omega) = FFT\{v_i(t)\} \cdot H_{Z_v,k}(\omega) \cdot |H_{HP}(\omega)|^2. \quad (2.2.6)$$

Durch die Entzerrung werden die gemessenen Druck- und Schnelle-Spektren kalibriert und die Bandpasscharakteristik aufgeprägt. Da bei den Entzerrfiltern der Schallschnellesensoren die Hochpasscharakteristik fehlt, müssen die Übertragungsfunktionen der Schallschnelle-Messung erneut mit einem Hochpass gefiltert werden.

Durch den geringen Abstand der Messpunkte zu der Motoroberfläche, überwiegt bei allen Impulsantworten der Direktschall. Mögliche auftretende Reflexionen treffen einerseits mit großer Verzögerung ein und sind im Vergleich zum Direktschall betragsmäßig gering. Mögliche Reflexionen stellen somit kein Problem dar, wodurch eine individuelle Fensterung wie bei Kap. 2.1.2 nicht notwendig ist.

## 2.2.3 Bestimmung der Schalleistung

Die gleichzeitige Messung von Schalldruck und Schallschnelle ermöglicht eine direkte Bestimmung der Schallintensität. Die Wirkintensität einer Sondenmessung ergibt sich aus dem Realteil der Multiplikation von Schalldruck mit komplex konjugierter Schallschnelle [Wil99]

$$\vec{I}_{i,n}(\omega) = \frac{1}{2} Re(p_{i,n}(\omega) \vec{v}_{i,n}(\omega)^*) . \quad (2.2.7)$$

Jede Messsonde repräsentiert ein quadratisches Flächenstück  $A$  der gesamten Messoberfläche, das durch den Abstand von 7.5cm zwischen den Messsonden auf dem Messgitter definiert wird. Die von der Anregung  $n$  erzeugte Schalleistung ergibt sich aus der Summe aller flächengewichteter Wirkintensitäten:

$$P_n(\omega) = \sum_{i=1}^N \vec{I}_{i,n}(\omega) A, \quad \text{mit } A = 56,25\text{cm}^2 \quad (2.2.8)$$

Durch die Anordnung der Messsonden in einem 3x4 Raster, ergibt sich durch die Abmessung des Motormodells ein Überstand, der in Abb. 2.11 dargestellt ist.

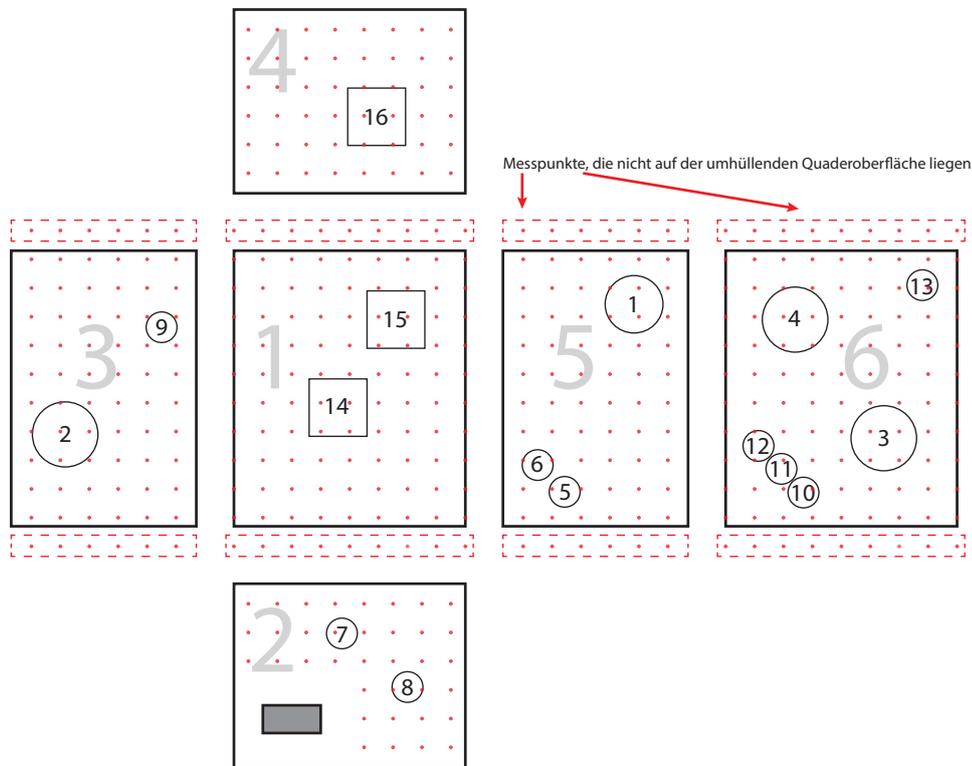


Abbildung 2.11: Überstand der Messpunktanordnung auf der Mantelfläche des Motormodells

Die mit diesem Überstand gemessenen Intensitäten sind nicht Teil der umhüllenden Quaderoberfläche. Diese zusätzlichen Messpunkte könnten dazu führen, dass die abgestrahlte Schalleistung der Treiber vor allem an den Stirnseiten des Motors überschätzt wird. Stellt man die berechnete Schalleistung der stirnseitigen Treiber ohne den Betrag der überstehenden Sondenpunkte der Berechnung mit allen gemessenen Intensitäten gegenüber, ergibt sich die in Abb. 2.12 dargestellte Differenz. Eine Messung ohne Überstand verringert die ermittelte Schalleistung um maximal 1dB. Der Einfluss der zusätzlich gemessenen Intensitäten ist somit gering. Da diese Messpunkte jedoch eine Ungenauigkeit darstellen, werden sie in der weiteren Auswertung nicht berücksichtigt.

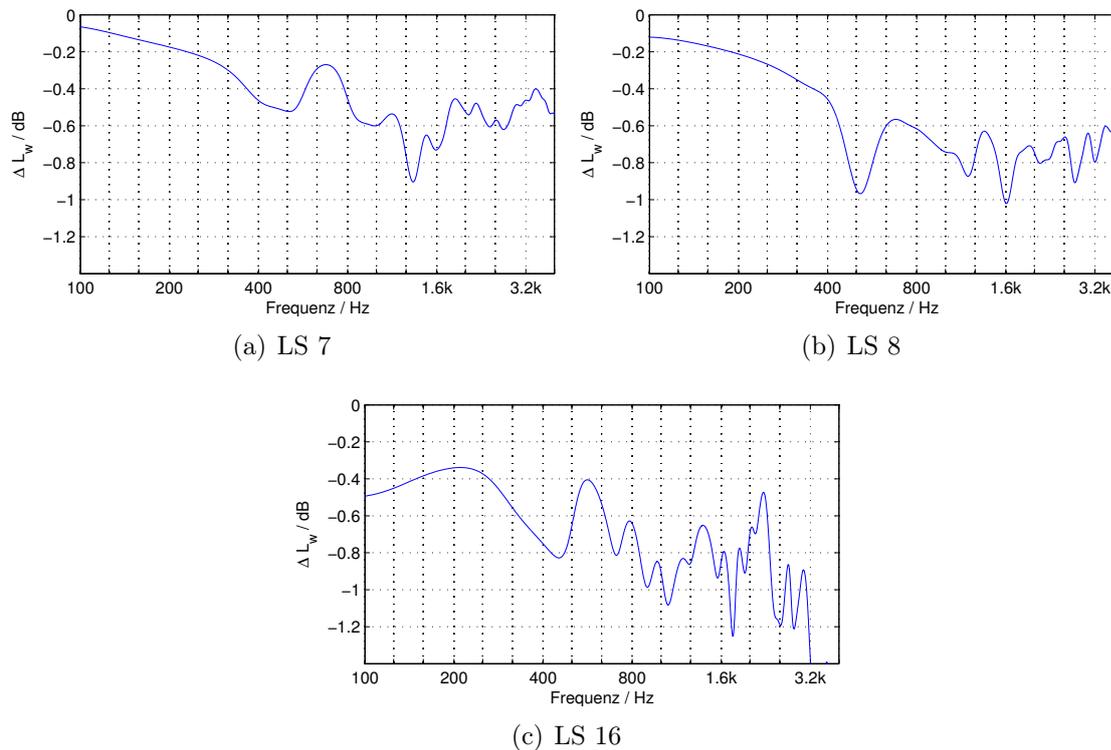


Abbildung 2.12: Differenz zwischen Leistungsermittlung ohne Überstand und Leistungsermittlung mit allen Messpunkten

## 2.2.4 Vergleich von Schalleistungsbestimmung im Fernfeld und Nahfeld

In Abbildung 2.14(a)-(h) und 2.15(a)-(h) wird die im Fernfeld mittels Schalldruckmessung, und die im Nahfeld mittels Schallsondenmessung ermittelte Wirkleistung für die einzelnen Treiber dargestellt. Abbildung 2.13(a)-(b) zeigt die Differenzen zwischen beiden Messungen und den Median. Folgende Beobachtungen können festgestellt werden:

- Beide Messung weisen einen qualitativ ähnlichen Kurvenverlauf auf. Die Fernfeldmessungen haben jedoch einen deutlich glatteren Kurvenverlauf. Die Welligkeiten im Verlauf der Nahfeldmessungen sind auf die Fensterung der Schallschnelle-Impulsantworten zurückzuführen, wodurch sich Artefakte bilden können.
- Die Schalleistung einzelner Treiber wird von der Nahfeldmessung im Vergleich zur Fernfeldmessung teilweise über- oder unterschätzt, vgl. Abb. 2.14(a) und (c).
- Während ab einer Frequenz von 400 Hz die Schalleistungen in etwa übereinstimmen, zeigt sich bei allen Treibern unterhalb von 400 Hz ein Offset von  $6\text{dB}$  im Median.

- Bei den Treibern der Stirnseite 7,8 und 16 stimmen die Schalleistungen qualitativ zwar überein, die Nahfeldmessung weist jedoch eine breitbandige Abweichung von ca.  $+6dB$  auf.<sup>1</sup>
- Bei einem Vergleich der gemessene Schalleistung der Exciter im Fernfeld zeigt sich bei Treiber 14 eine ausgeprägte Welligkeit bei tiefen Frequenzen, die bei Treiber 15 und 16 nicht beobachtet werden kann.

Betrachtet man die Differenzen zwischen beiden Messungen, exklusive der abweichenden Treiber 7, 8 und 16, so stimmen beide Schalleistungsbestimmungen im Median ab einer Frequenz von  $400Hz$  mit einer maximalen Abweichung von  $\pm 2dB$  überein. Die aufgelisteten Artefakte werden in den folgenden Kapiteln eingehend untersucht.

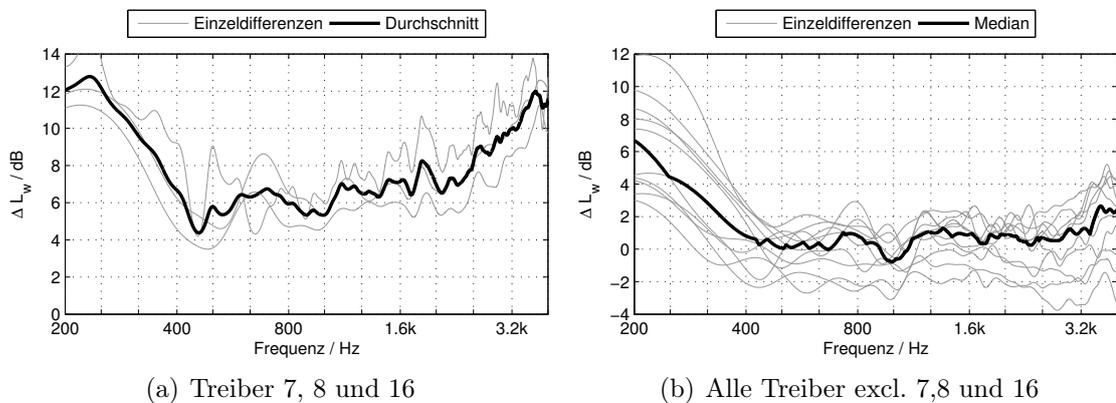
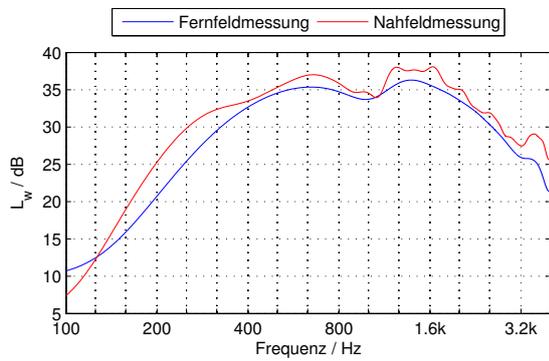
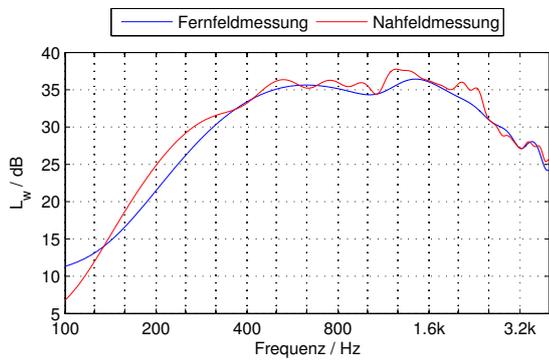


Abbildung 2.13: Differenz zwischen bestimmter Schalleistung bei Nahfeldmessung und Fernfeldmessung. Die Schalleistungsdifferenz bei Treiber mit einer breitbandigen Abweichung ist in (a) dargestellt. Die Schalleistungsdifferenz der restlichen Treiber in (b).

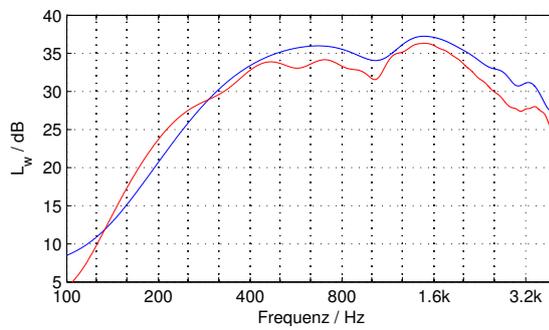
1. Um auszuschließen, dass dieser Fehler durch unterschiedliche Verstärkung dieser Treiber bei beiden Messungen entstanden ist, wurde eine Verifikationsmessung durchgeführt. Das Messergebnis gibt jedoch keinen Hinweis auf einen Messfehler bei der Fernfeld- oder Nahfeldmessung dieser Treiber. Details zu der Verifikationsmessung finden sich im Anhang 6



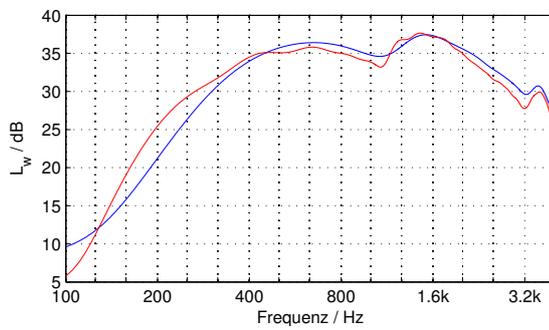
(a) LS 1



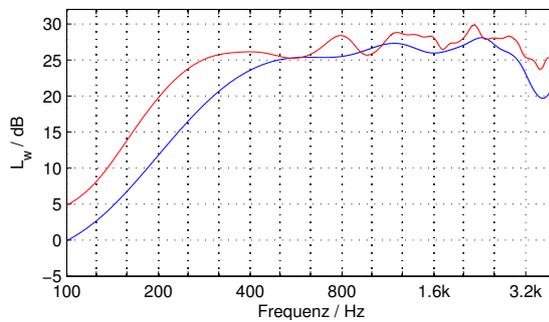
(b) LS 2



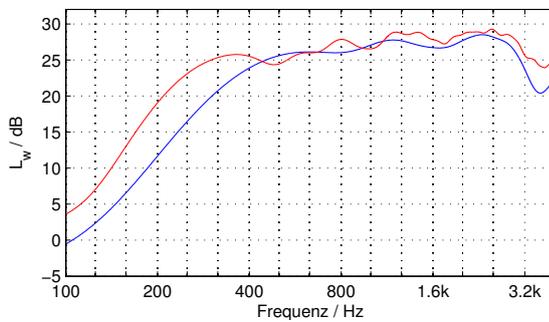
(c) LS 3



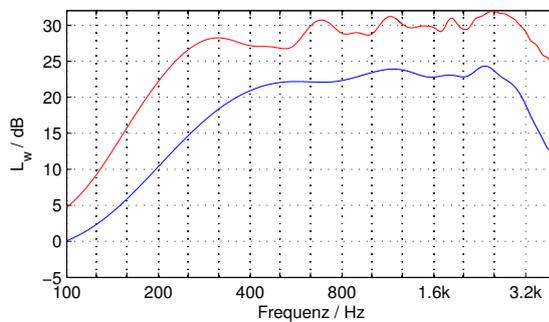
(d) LS 4



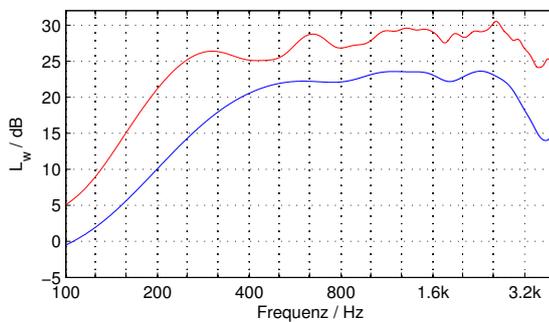
(e) LS 5



(f) LS 6

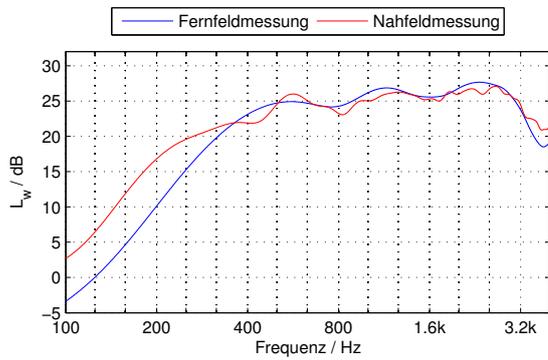


(g) LS 7

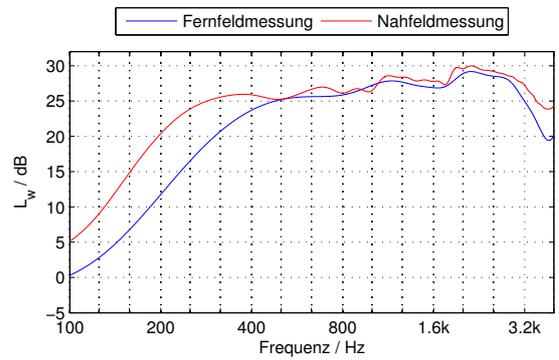


(h) LS 8

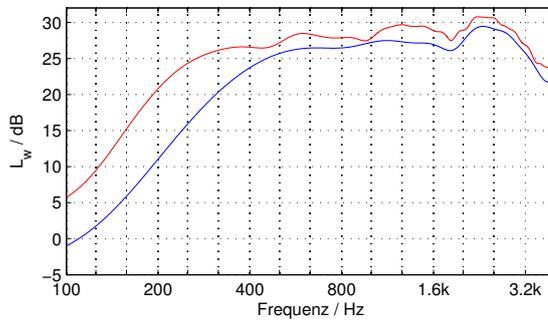
Abbildung 2.14: Schalleistung pro Hz für Treiber 1-8



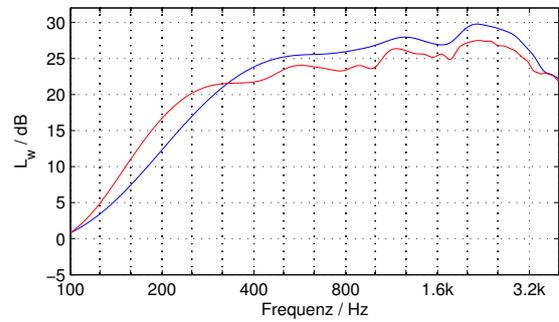
(a) LS 9



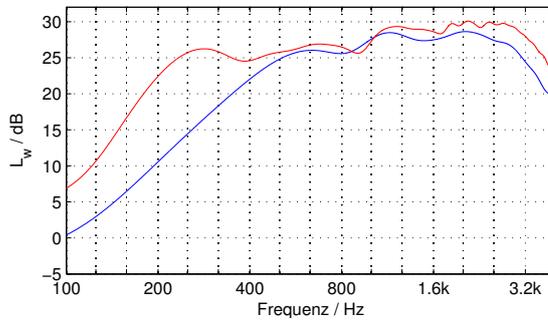
(b) LS 10



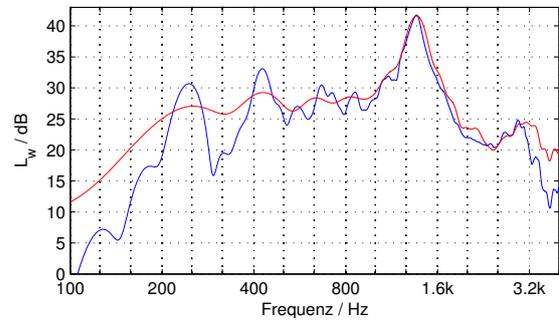
(c) LS 11



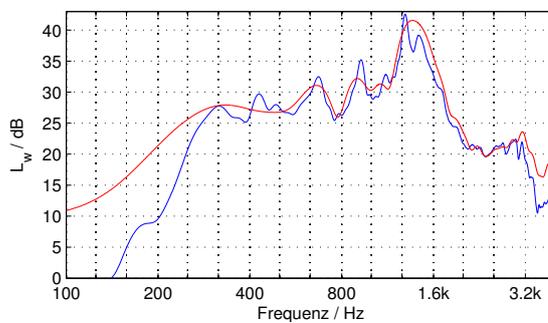
(d) LS 12



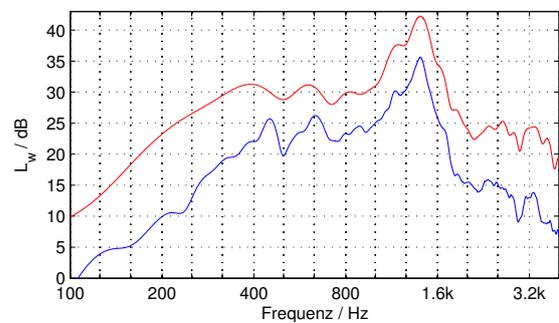
(e) LS 13



(f) Exciter 14



(g) Exciter 15



(h) Exciter 16

Abbildung 2.15: Schalleistung pro Hz für Treiber 9-16

## 2.2.5 Welligkeit bei Treiber 14

Bei einem Vergleich der gemessene Schalleistung der Exciter im Fernfeld zeigt sich bei Treiber 14 eine ausgeprägte Welligkeit bei tiefen Frequenzen, die bei Treiber 15 und 16 nicht beobachtet werden kann. Da die Treiber 14 und 15 auf der selben Motorseite positioniert sind, werden beide Frequenzgänge untersucht. Abbildung 2.16 zeigt die Übertragungsfunktion zu allen 18 Messpunkten der Messsichel bei einem Azimutwinkel von  $\varphi = 0^\circ$  für diese beiden Treiber. In Abb. 2.16(a) ist ein Einbruch bei ca. 300Hz deutlich sichtbar. Ein Reflexion als Ursache diese Einbruchs ist auszuschließen, da sich sonst weitere Einbrüche in regelmäßigen Frequenzabständen in Form eines Kammfilters zeigen müssten.

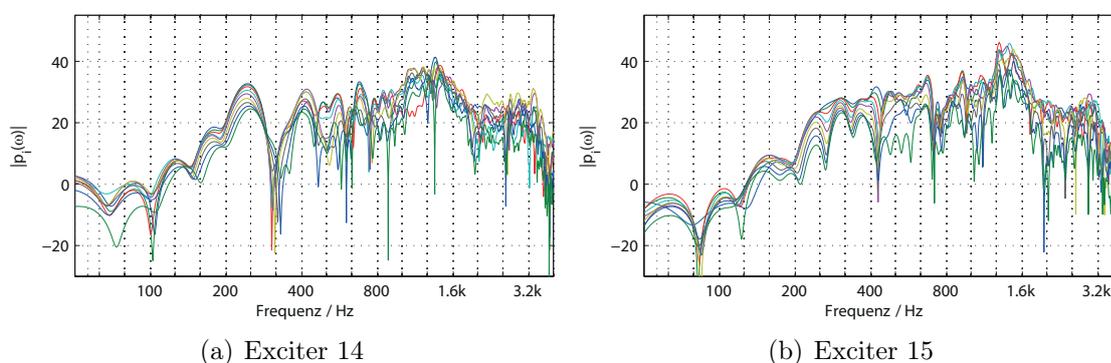


Abbildung 2.16: Gemessener Schalldruck im Fernfeld. Messung einer Messsichel bei einem Azimutwinkel von  $\varphi = 0^\circ$  und den Zenitwinkeln  $\vartheta = [5^\circ, 15^\circ, \dots, 85^\circ]$

Eine mögliche Ursache für den Einbruch liegt in der Position der Anregung in Verbindung mit den Schwingungsmoden der Platte. Die Eigenfrequenzen  $f_{n_x, n_y}$  der Schwingungsmoden einer aufliegenden, unterstützten Platte berechnen sich mit

$$f_{n_x, n_y} = \frac{\pi}{2} \left[ \left( \frac{n_x}{l_x} \right)^2 + \left( \frac{n_y}{l_y} \right)^2 \right] \frac{c_L h}{\sqrt{12}}, \quad (2.2.9)$$

wobei  $n_x$  und  $n_y$  die Schwingungsmoden definieren [Mös09]. Die Platte aus Sperrholz besitzt eine Ausbreitungsgeschwindigkeit  $c_L = 3000 \frac{m}{s}$  und die Länge  $l_x = 70cm$ , die Breite  $l_y = 60cm$  und die Höhe  $h = 6mm$ . Die ersten 4 Eigenfrequenzen lauten:

$$\begin{aligned} f_{1,1} &= 39.3Hz & f_{1,2} &= 107.3Hz \\ f_{2,1} &= 89.3Hz & f_{2,2} &= 157.3Hz \end{aligned}$$

Durch die baulichen Eigenschaften des Motormodells reduziert sich der frei schwingende Plattenanteil jedoch auf 59x49cm. Die hier dargestellte Berechnung bezieht sich auf eine aufliegende, unterstützte Platte. Durch die Annahme von kleineren Plattenmaßen kann der Einfluss einer fest verschraubten Platte, wie es bei dem Motormodell der Fall ist, abgeschätzt werden. Je nach angenommener Verkleinerung ergibt sich für die Frequenz der Schwingungsmoden eine Modenfrequenz im Bereich von  $f = 250Hz$  bis  $f = 300Hz$ .

Die geringere abgestrahlte Schalleistung bei einer Frequenz von 300Hz kann möglicherweise damit erklärt werden, dass der Exciter sich nahe des Schwingungsknotens dieser Schwingungsmode befindet und daher schlecht anregen kann.

## 2.2.6 Breitbandige Abweichung bei Treibern auf den Motorstirnseiten

Der Vergleich zwischen ermittelter Schalleistung im Fernfeld und Nahfeld zeigt eine breitbandige Abweichung bei den Treibern 7,8 und 16. Im Vergleich zu der Schalleistung gleichartiger Treibern auf anderen Motorseiten, ist die ermittelte Schalleistung bei der Fernfeldmessung zu gering. Da ein Fehler bei der Messung dieser Treiber ausgeschlossen werden kann, vgl. Anhang 6, wird die Schalleistung im Fernfeld zusätzlich mit einem Hüllflächenverfahren bestimmt. Die Berechnung der Schalleistung der Schallquelle  $n$  erfolgt mit flächengewichteter Summierung der Schalldruckquadrate

$$\Pi_n(\omega) = \frac{1}{2\rho c} \sum_{i=1}^N |p_{i,n}(\omega)|^2 A_i. \quad (2.2.10)$$

Das dem Schalldruck  $p_i$  zugeordnete Flächenstück  $A_h$  ergibt sich bei der Sichelmessung aus der Manteloberfläche eines Kugelsegments, vgl. Abb. 2.3,

$$A_i = \frac{\pi R^2}{18} (\cos(\vartheta_i) - \cos(\vartheta_{i+1})) \quad \forall i = 1, 2, \dots, 19, \quad (2.2.11)$$

wobei  $\vartheta$  den Zenitwinkel zu den Grenzen des jeweiligen Kugelsegments darstellt

$$\vartheta = [0^\circ, 10^\circ, \dots, 180^\circ]. \quad (2.2.12)$$

In Abbildung 2.17 ist die ermittelte Leistung für die Treiber 1, 7, 8 und 16 mit dem Hüllflächenverfahren der Leistungsbestimmung mit Kugelflächenfunktionen und der Nahfeldmessung gegenübergestellt. Bei allen Treibern, bei denen sich ohnehin keine Abweichung zwischen Fernfeld- und Nahfeldmessung ergibt, stimmt auch die Schalleistung des Hüllflächenverfahrens mit den beiden anderen Verfahren überein, wie am Beispiel von Treiber 1 in Abb. 2.17(a) ersichtlich ist. Bei den Treibern auf den Stirnseiten weichen beide Verfahren voneinander ab, wobei das Hüllflächenverfahren Werte ergibt, die der Nahfeldmessung deutlich näher kommen als die Bestimmung mittels Kugelflächenfunktionen.

Dieses Ergebnis deutet darauf hin, dass die Leistungsbestimmung der Treiber der Motor-Stirnseiten mit Kugelflächenfunktionen fehlerhaft ist. Die Ursache dieses Fehlers konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht festgestellt werden. In [PZHB14] wurde gezeigt, dass eine Unterschätzung der Schalleistung zustande kommen kann, wenn bei der Messung mehr Abtastpunkte verwendet werden, als für die Zerlegung in Kugelflächenfunktionen notwendig sind. Das kann auf den Nullraum der Matrix bei der Zerlegung zurückgeführt werden. Weshalb dieser Fehler hauptsächlich bei Treibern auf den Stirnseiten auftritt, erklärt sich dadurch jedoch nicht.

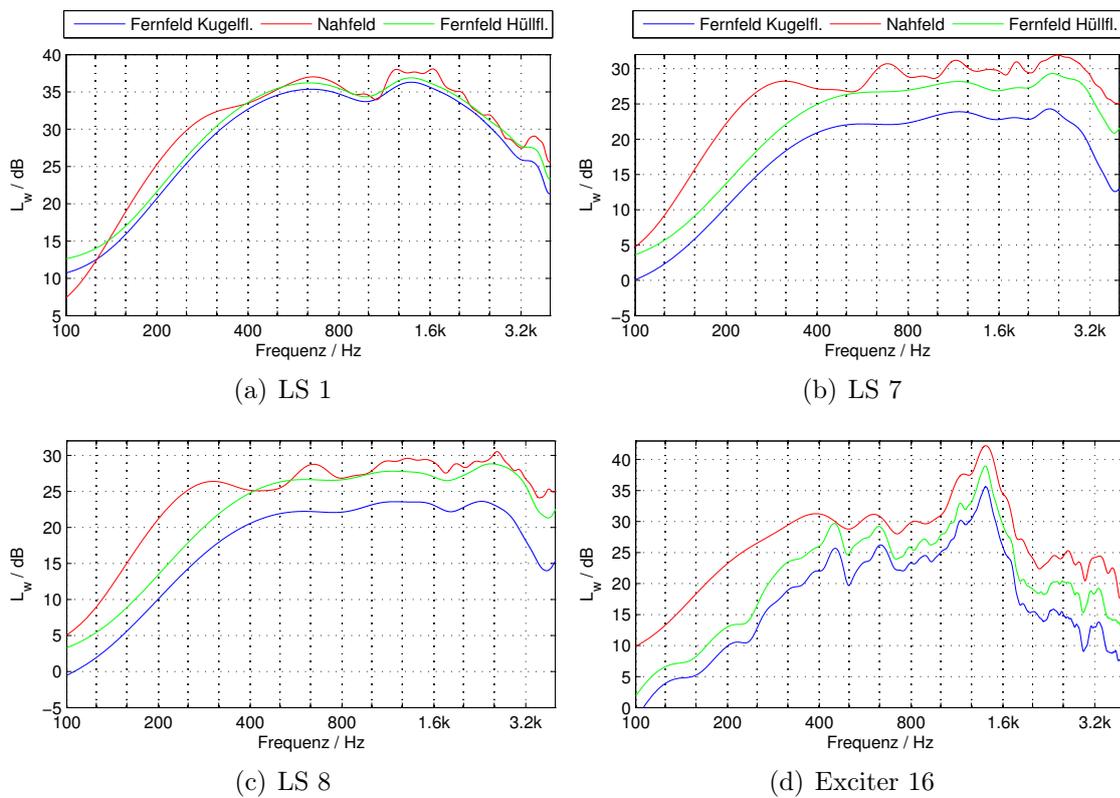


Abbildung 2.17: Schalleistung pro Hz für die Treiber 1, 7, 8 und 16 mit Kugelflächenfunktionen im Fernfeld, Schallintensitätsmessung im Nahfeld und Hüllflächenverfahren im Fernfeld.

## Kapitel 3

# Reduktion der Intensitätsmessung auf Schalldruckmessung

In Kapitel 2 wurde gezeigt, dass eine Messung der Schallintensität im Nahfeld dazu in der Lage ist, die korrekte Schalleistung zu bestimmen. Eine derartige Messung erfordert jedoch die Messung des Schalldrucks und der Schallschnelle. Wäre nur die Messung des Schalldrucks notwendig, würde sich der Messaufwand deutlich verringern. Kapitel 3 untersucht diese Vereinfachung und versucht darzustellen, welche Auswirkung die alleinige Messung des Schalldrucks auf die Bestimmung der Schalleistung im Nahfeld hat.

Der Messaufwand hängt nicht nur von der Messmethode ab, sondern auch von der Auflösung, mit der die umhüllende Quaderoberfläche abgetastet wird. Die in Kap. 2 gezeigten Resultate basieren auf insgesamt 444 Messpunkten. Eine alleinige Messung des Schalldrucks reduziert zwar den Messaufwand, doch er bleibt bei einer solchen Auflösung noch immer sehr hoch. Daher wird hier die Schalleistung mit verschiedenen Messauflösungen bestimmt. Die Abweichungen zu der tatsächlichen Schalleistung werden statistisch ausgewertet und damit versucht, den zu erwartenden Fehler qualitativ und quantitativ abzuschätzen.

Mit geringerer Auflösung des Messgitters gewinnt die Position eines Treibers auf dem Motormodell unter dem Messgitter an Bedeutung. Die gemessene Schalleistung variiert mit der Position des Treibers relativ zur Position der Messpunkte. Bei den Messungen am Motormodell sind die Position von Messpunkten und Treibern fixiert, womit die statistische Auswertung mit den zugehörigen Messdaten beschränkt ist. Um die Erkenntnisse der statistischen Ergebnisse der Messpunktreduzierung zu unterstützen, wird eine Simulation durchgeführt. Das Simulationsmodell basiert auf einer Kolbenmembran in einer unendlichen schallharten Wand und ermöglicht eine Parameterstudie zur Untersuchung der Abtastdichte. Mit dieser Parameterstudie ist es möglich, die Erkenntnisse aus der Messdatenauswertung zu verifizieren.

### 3.1 Reduktion auf alleinige Messung des Schalldrucks

Eine direkte Messung der Schallintensität durch Messung des Schalldrucks und der Schallschnelle führt bei vielen Messpunkten zu einem hohen praktischen Aufwand. Eine Reduktion auf die alleinige Messung des Schalldrucks würde die Anzahl an nötigen Sensoren halbieren und deutlich praktikabler sein.

Analog zur Intensitätsbestimmung in Gl. (2.2.7) lässt sich eine Intensität auch mit dem Schalldruckquadrat abschätzen. Durch Ersetzen der Schallschnelle durch die Fernfeld-Impedanzbeziehung ergibt sich die Schallintensität und in weiterer Folge die Schalleistung für die Anregung  $n$  mit:

$$\begin{aligned}\vec{v}_{i,n}(\omega) &= \frac{p_{i,n}(\omega)}{\rho c}, \\ I_{i,n}(\omega) &= \frac{1}{2\rho c} |p_{i,n}(\omega)|^2, \\ P_n(\omega) &= \sum_{i=1}^N I_{i,n}(\omega)A, \quad \text{mit } A = 56,25\text{cm}^2\end{aligned}\tag{3.1.1}$$

Vergleicht man die aus dem Schalldruckquadrat berechnete Schalleistung mit der Berechnung aus der tatsächlichen Schallintensität aus Gl. 2.2.8, zeigt sich bei Aufschlüsselung nach Anregungsart die in Abb. 3.1 gezeigte Differenz.

Eine Beschränkung auf alleinige Druckmessung führt im Frequenzbereich von  $f_u = 400\text{Hz}$  bis  $f_u = 4\text{kHz}$  im Median zu einer breitbandigen Überschätzung der gemessenen Schalleistung um ca. 4dB. Die Überschätzung entsteht hauptsächlich durch die fehlende Richtungsinformation der Schallschnelle. Die Abweichung beginnt bei hohen Frequenzen, bei großen Treibern und bei den Excitern stärker zu variieren. Bei allen Anregungen zeigt sich jedoch unterhalb von 400Hz, dass sich die Schalleistung aus der Druckmessung der Intensitätsmessung annähert. Im Vergleich mit der beobachteten Abweichung zur Fernfeldmessung in Abb. 2.13(b) lässt sich dieses Ergebnis auch umgekehrt formulieren: Die Intensitätsmessung nähert sich unterhalb von 400Hz der Schalldruckmessung an. Die Abweichung zur Fernfeldmessung ist somit möglicherweise der Schallschnellemessung der Intensitätssonden geschuldet, die unterhalb von 400Hz scheinbar zunehmend nicht mehr die Schallschnelle, sondern den Schalldruck messen.

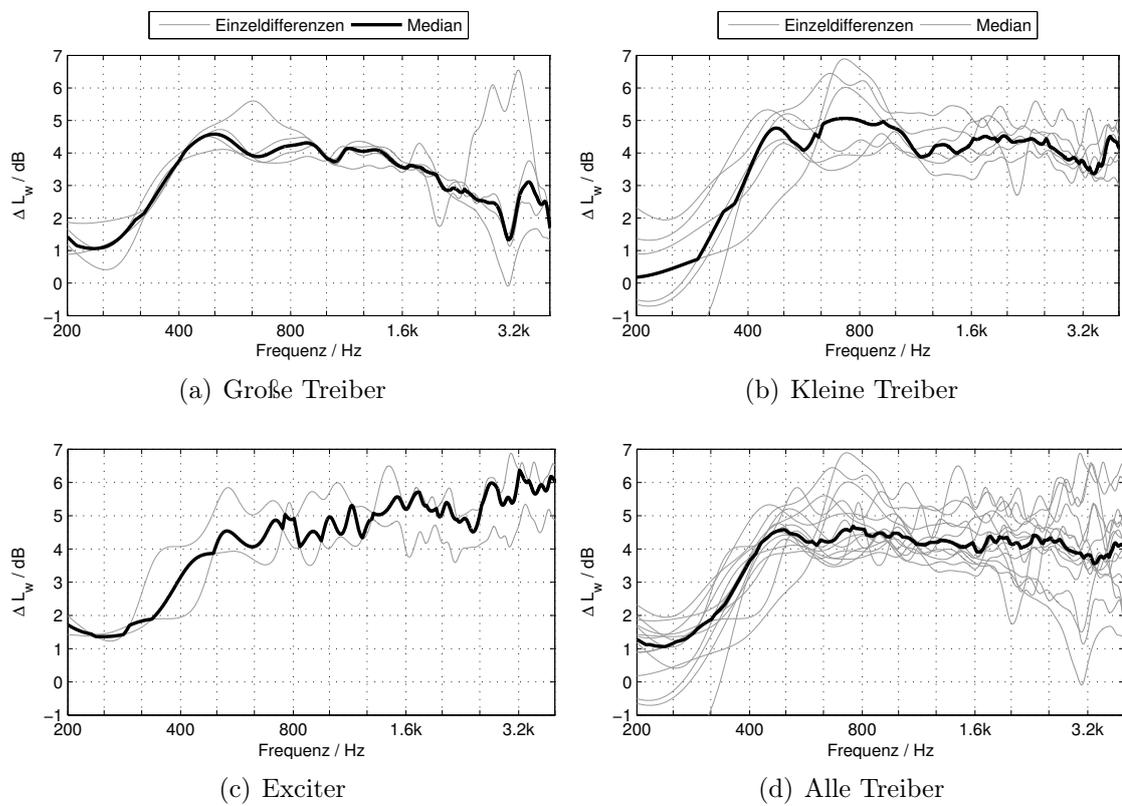


Abbildung 3.1: Differenz zwischen ermittelter Schalleistung bei Druckmessung und bei Intensitätsmessung

## 3.2 Statistische Auswertung einer Messpunktreduzierung

Die Messung im Nahfeld in Kap. 2 besitzt insgesamt 444 Messpunkte, die auf der umhüllenden Quaderoberfläche verteilt sind. Eine derart hohe Messpunktdichte wäre bei einem realen eingebautem Motor unpraktikabel. Es stellt sich somit die Frage, wie sich eine Reduzierung der Messpunkte auf die Bestimmung der Schalleistung auswirkt. Zur Darstellung des Einflusses einer solchen Vereinfachung wird die Schalleistung, analog zu Kap. 2.2.3, mit einer geringeren Messpunktanzahl berechnet, wobei sich das repräsentative Flächenstück  $A$  in Abhängigkeit des Reduzierungsfaktors vergrößert.

Eine Halbierung und auch eine Viertelung der Messpunkte haben im Median kaum Auswirkung auf die gemessene Schalleistung. Es zeigt sich jedoch, dass bei günstiger, bzw. ungünstiger Lage der Messpunkte, in Verbindung mit der Gewichtung, die Schalleistung deutlich über- oder unterschätzt werden kann. Eine günstige Lage bedeutet in diesem Zusammenhang, dass sich zumindest ein Messpunkt in unmittelbarer Nähe eines Lautsprechers befindet. Eine solche Reduzierung auf 222, bzw. 111, Messpunkte ist aber noch auf keinen Fall praxistauglich.

Interessanter ist eine Reduzierung auf 4, oder 2 Messpunkte pro Motorseite. Der Aufwand einer Abtastung mit 24, bzw. 12, Messmikrofonen ist auch bei einem eingebauten Motor in der Praxis vertretbar. Besonders wenn es sich bei der Messung um eine alleinige Schalldruckmessung handelt. Um den Einfluss einer solchen Reduzierung abzuschätzen, werden die Messpunkte einer Motorseite in Quadranten unterteilt. In jedem Quadranten werden die Messpunkte so reduziert, dass Messpunkte in der Mitte und am Rand ausgeschlossen werden, vgl. Abb. 3.2.

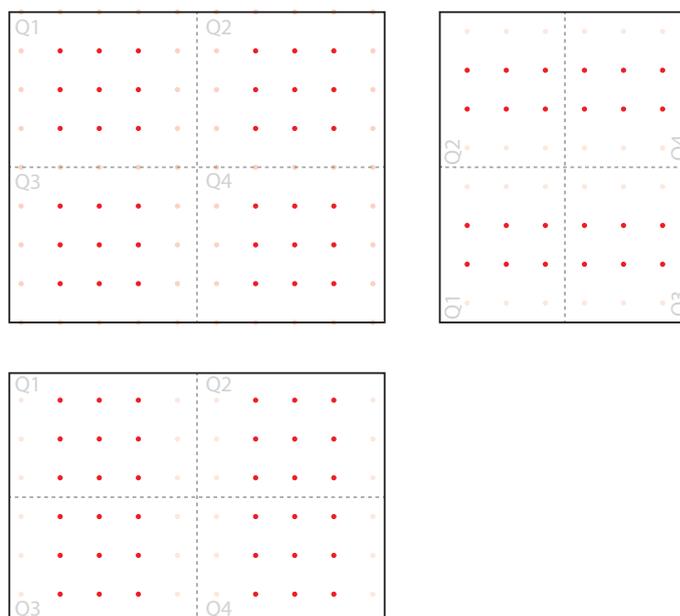


Abbildung 3.2: Gewählte Messpunkte pro Quadranten für verschiedene Motorseiten.

Unter Annahme einer Schalldruckmessung wird die Schalleistung mit allen möglichen Messpunktpermutationen berechnet. Der Vergleich mit der ermittelten Schalleistung bei Messung von Schalldruck und Schallschnelle mit voller Messgitterauflösung, führt zu der in Abb. 3.3 gezeigten Statistik.

Im Vergleich mit der tatsächlichen, abgestrahlten Schalleistung lassen sich folgende Beobachtungen machen:

1. *Große Lautsprecher*

Bei 4 Messpunkten pro Motorseite ergibt sich bei tiefen Frequenzen im Median die zu erwartende Abweichung durch Druckmessung, vgl. 3.1(a). Mit steigender Frequenz wird die Schalleistung jedoch zunehmend unterschätzt. Das kann damit erklärt werden, dass bei zunehmender Schallbündelung, die Position des Messpunktes an Bedeutung gewinnt. Liegen bei Schallbündelung die Messpunkte nicht in der Nähe der Normalausbreitungsrichtung eines Treibers, wird die Schalleistung tendentiell unterschätzt. Zudem nimmt die Streuung des Messfehlers mit der Frequenz zu.

Werden nur 2 Messpunkte pro Motorseite zur Leistungsermittlung herangezogen, zeigt sich ein ähnliches Resultat. Bei tiefen Frequenzen wird die zu erwartende Abweichung durch Schalldruckmessung jedoch nicht erreicht. Die Schalleistung wird tendentiell unterschätzt, aber wiederum vor allem bei hohen Frequenzen. Die Streuung ist mit breitbandig  $12dB$  zudem relativ hoch.

2. *Kleine Lautsprecher*

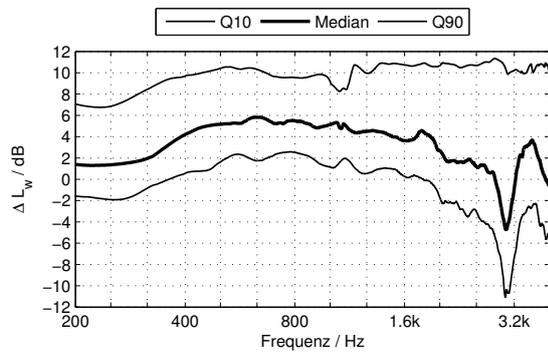
Bei kleinen Lautsprechern ergibt eine Reduzierung auf 4 Messpunkte im Median die erwartete Abweichung durch Druckmessung von 4 bis  $5dB$ , vgl. 3.1(b). Diese Lautsprechern weisen mit zunehmender Frequenz eine geringere Schallbündelung auf als die großen Lautsprecher. Dadurch fällt der Fehler bei hohen Frequenzen im Median geringer aus.

Eine Reduktion auf 2 Messpunkte unterschätzt im Median die Schalleistung bei gleichzeitig deutlich erhöhter Streuung.

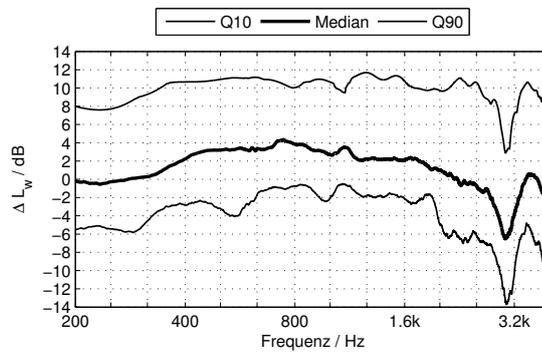
3. *Exciter*

Bei den Excitern zeigt sich eine deutlich geringere Streuung um den Median. Bei flächiger Schallabstrahlung wirkt sich die Wahl der Messpunkte also deutlich geringer auf die ermittelte Schalleistung aus. Im Median ist die ermittelte Schalleistung im Vergleich zu Abb. 3.1(c) vor allem bei tiefen Frequenzen zu hoch. Im Gegensatz zu großen und kleinen Lautsprechern zeigt die Reduzierung auf 2 Messpunkte im Median keinen Unterschied zur Reduzierung auf 4 Messpunkte. Die Streuung um den Median nimmt jedoch zu.

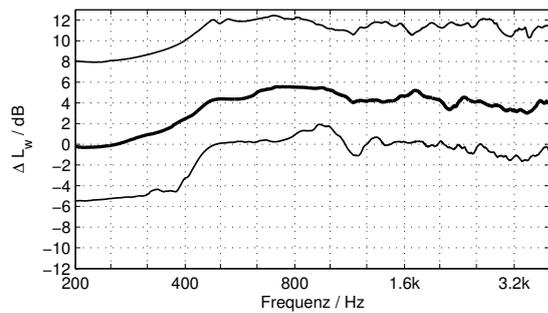
Eine Messung mit 4 Schalldruckmikrofonen pro Motorseite ermöglicht eine Abschätzung der tatsächlich abgestrahlten Schalleistung. Jedoch nur, wenn die Schallquelle eine schwache Schallbündelung besitzt. Tritt bei hohen Frequenzen Schallbündelung auf, wird die Schalleistung durch die Messpunktreduzierung tendentiell unterschätzt.



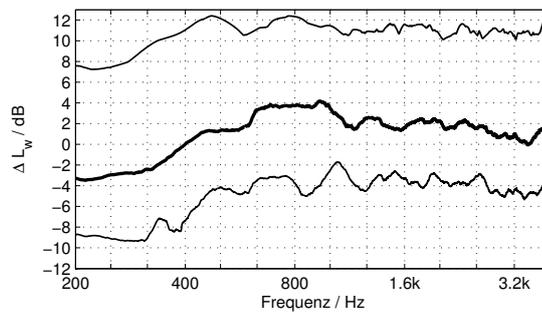
(a) Große Treiber, 4 Messp. pro S.



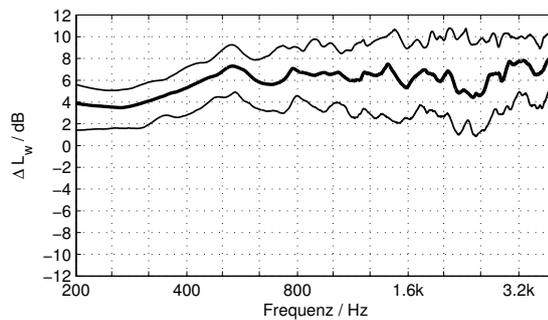
(b) Große Treiber, 2 Messp. pro S.



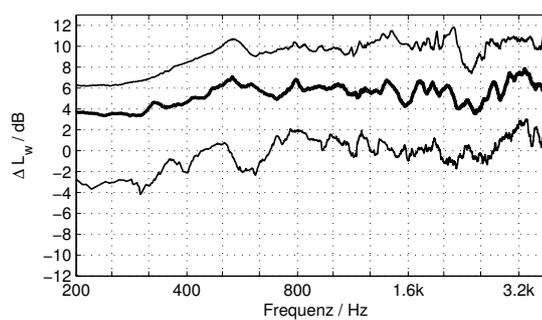
(c) Kleine Treiber, 4 Messp. pro S.



(d) Kleine Treiber, 2 Messp. pro S.



(e) Exciter, 4 Messp. pro S.



(f) Exciter, 2 Messp. pro S.

Abbildung 3.3: Messpunktreduzierung auf 4 Messpunkte pro Motorseite(links) und 2 Messpunkte pro Motorseite (rechts). Differenz zwischen gemessener Schalleistung bei Schalldruckmessung und Messpunktreduzierung, und Schalleistung bei Intensitätsmessung und voller Messgitterauflösung.

### 3.3 Parameterstudie zur Untersuchung der Abtastdichte

Die in Kap. 3.2 gezeigte Statistik zeigt, dass die gemessene Schalleistung stark von der Abtastdichte und der Schallbündelung der Schallquelle abhängt. Bei den vorhandenen Messdaten am Motormodell kann die Abtastdichte zwar variiert werden, die Messpunkte sind jedoch nachträglich unveränderbar. Ebenso ist die Position der Treiber fixiert, wodurch nur bestimmte Anordnungen von Messpunkt und Treiber zueinander möglich sind. In der Statistik ist der Abstand zwischen den Messpunkten bei den einzelnen Permutationen zudem unregelmäßig, wodurch der direkte Einfluss des Messpunktabstandes schwer abzuschätzen ist.

Um den Einfluss der Messpunktpositionierung über einer schallbündelnden Schallquelle auf die gemessene Schalleistung näher zu untersuchen, wurde ein Simulationsmodell erstellt. Mit dem Simulationsmodell können die Messpunkte beliebig positioniert werden und der Einfluss des Messpunktabstandes genau untersucht werden. Dabei wird nicht nur die Messpunktdichte untersucht, sondern auch wie sich der Abstand des Messgitters zur Schallquelle auf die ermittelte Schalleistung auswirkt.

Eine Anregung mit großen und kleinen Lautsprechern im Motormodell kann mit der Darstellung einer runden Kolbenmembran in einer unendlichen Wand verallgemeinert dargestellt werden. Diese Darstellung für Membranen, die sich in einem Gehäuse befinden, ist die gängige analytische Herangehensweise in der Elektroakustik und bildet die Schallabstrahlung ausreichend genau ab. Auf Basis dieser Kolbenmembran lässt sich ein Modell erstellen, das einer gleichmäßigen Abtastung mit Druckmikrofonen entspricht. Abbildung 3.4 zeigt den Aufbau des Simulationsmodells mit einem gleichmäßigen Abstand der Messpunkte, der Gitterkonstante  $g$ . Die Kolbenmembran kann durch konphas schwingende Punktquellen angenähert werden, sofern die Punktquellendichte hoch genug für den betrachteten Frequenzbereich ist. Das aufgespannte Messgitter umfasst unabhängig der Gitterkonstante immer eine Fläche von  $4 \times 4m$ . Die Position der Kolbenmembran unter diesem Messgitter variiert in dem hervorgehobenen Bereich in Abb. 3.4, wobei für jede Position die theoretisch gemessene Schalleistung berechnet wird.

Die Parameter die dabei variiert werden lauten:

1. Frequenz  $f$
2. Gitterkonstante  $g$
3. Abstand des Messgitters zur Wand  $h$
4. Kolbenmembranradius  $R$

#### 3.3.1 Bestimmung der Leistungsdifferenz zur analytischen Schalleistung

Die Punktquelle  $j$  erzeugt an dem Gittermesspunkt  $n$  den Schalldruck

$$p_{n,j} = \frac{i\rho_0ck}{2\pi} Q_s \frac{-e^{ikr_{n,j}}}{r_{n,j}} \quad (3.3.1)$$

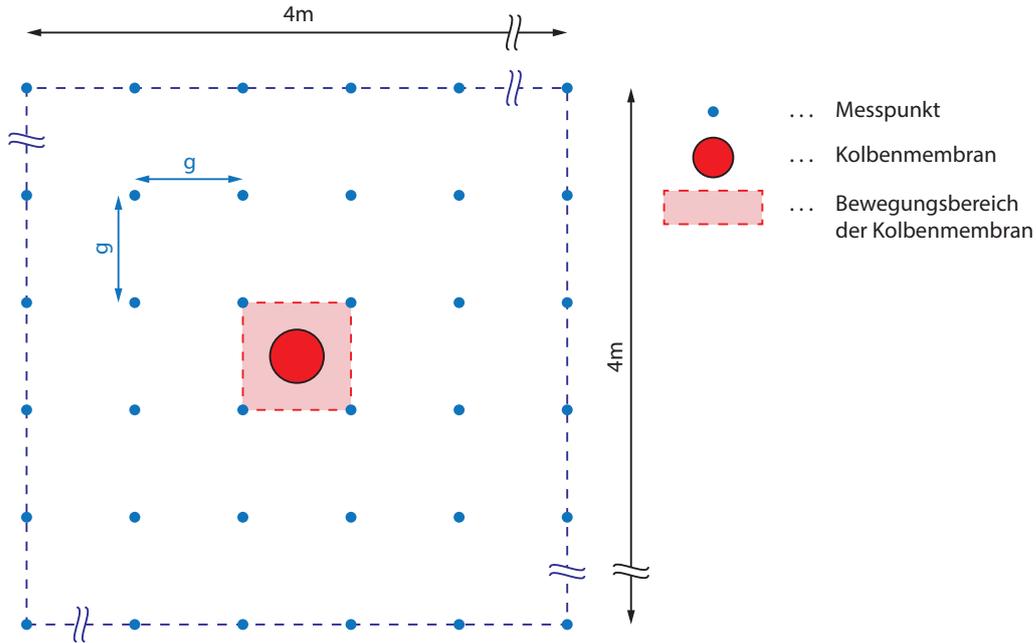


Abbildung 3.4: Simulationsmodell

wobei  $k$  die Wellenzahl,  $r_{n,j}$  der radiale Abstand zwischen Quelle und Messpunkt und  $Q_S$  der Volumsfluss der Punktquelle ist. Der Volumsfluss einer Punktquelle auf der Kolbenmembran entspricht dem Fluss einer konstanten definierten Oberflächenschnelle durch ein äquivalentes Flächenstück der Kolbenmembran:

$$Q_S = \frac{R^2 \pi}{N_Q} v_0 \quad \text{mit} \quad v_0 \stackrel{!}{=} 1. \quad (3.3.2)$$

Die Schallschnelle wird dabei auf den beliebigen Wert  $v_0 \stackrel{!}{=} 1$  festgelegt;  $N_Q$  entspricht der Anzahl von Punktquellen auf der Kolbenmembran und  $R$  dem Radius der Kolbenmembran.

Das von der Kolbenmembran erzeugte Schallfeld an einem Punkt  $n$  entsteht durch Überlagerung der erzeugten Schallfelder aller konphas schwingender Punktquellen:

$$p_n = \sum_{j=1}^{N_Q} p_{n,j},$$

$$v_n = \frac{1}{\rho_0 c} \sum_{j=1}^{N_Q} p_{n,j}. \quad (3.3.3)$$

Da dieses Modell eine alleinige Druckmessung simuliert, wird die Schallschnelle an einem Punkt  $n$  aus dem Schalldruck dividiert durch die Schallkennimpedanz abgeschätzt.

Mit Gl. (2.2.7) lässt sich eine an dem Gitterpunkt  $n$  gemessene Schallleistung ermitteln

$$\Pi_n = \frac{1}{2} \Re \{ p_n \cdot v_n^* \} A, \quad (3.3.4)$$

wobei sich das Flächenstück  $A$  dabei aus der Gitterkonstante definiert:  $A = g^2$ . Die von dem Messgitter ermittelte Schalleistung ergibt sich aus der Summe aller Teilmessungen

$$\Pi_S = \frac{g^2}{2} \sum_{n=1}^{N_G} \Re \{ p_n \cdot v_n^* \} . \quad (3.3.5)$$

Die abgestrahlte Schalleistung einer Kolbenmembran lässt sich auch analytisch mit Hilfe der Strahlungsimpedanz bestimmen. Die Strahlungsimpedanz einer Kolbenmembran ergibt sich laut Lerch [LSW09] mit

$$\underline{Z}_K = \rho_0 c \pi R^2 \left( 1 - \frac{J_1(2kR)}{kR} + j \frac{H_1(2kR)}{kR} \right) , \quad (3.3.6)$$

wobei  $J_1$  die Besselfunktion erster Ordnung und  $H_1$  die Struvefunktion erster Ordnung darstellen. Die abgestrahlte Wirkschalleistung berechnet sich mit

$$\Pi_K = \operatorname{Re} \{ \underline{Z}_k \} \frac{|v_0^2|}{2} \quad (3.3.7)$$

und führt durch Einsetzen der Definition der Oberflächenschnelle aus Gl. (3.3.2) zu

$$\Pi_K = \frac{\rho_0 c \pi R^2}{2} \left( 1 - \frac{J_1(2kR)}{kR} \right) . \quad (3.3.8)$$

Mit der ermittelten analytischen Schalleistung der Kolbenmembran und der vom Messgitter ermittelten Schalleistung, lässt sich nun ein Abweichungsmaß definieren:

$$\Delta\Pi = 10 \log_{10} \left( \frac{\Pi_S}{\Pi_K} \right) . \quad (3.3.9)$$

Dieses Maß beschreibt die Abweichung der Messung von der tatsächlichen Schalleistung in dB für genau eine Kolbenmembranposition. Die Position des Membranzmittelpunktes unter dem Messgitter wird nun in einem begrenzten Raum variiert und damit der in Abb. 3.4 rot dargestellte Bereich äquidistant mit 64x64 Positionen abgetastet.

Das Abweichungsmaß aller Kolbenmembranpositionen kann in einer quadratischen 64x64 Matrix  $\Delta\Pi$  angeschrieben werden:

$$\Delta\Pi = \begin{pmatrix} \Delta\Pi_{1,1} & \Delta\Pi_{1,2} & \dots & \Delta\Pi_{1,64} \\ \Delta\Pi_{2,1} & \Delta\Pi_{2,2} & \dots & \Delta\Pi_{2,64} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \Delta\Pi_{64,1} & \Delta\Pi_{64,2} & \dots & \Delta\Pi_{64,64} \end{pmatrix} \quad (3.3.10)$$

Die Messmatrix soll einen Flächenabschnitt darstellen, der durch Spiegelung an den Rändern beliebig fortgesetzt werden kann. Da sich bei einer Spiegelung die Ränder der Flächenabschnitte überlagern, muss eine Gewichtung eingeführt werden, die diesem Zustand entgegenwirkt. Da die Leistungsdifferenzen statistisch ausgewertet werden, muss die Gewichtung durch Halbierung, bzw. Viertelung, der Häufigkeit der

entsprechenden Einträge erfolgen. In Matrixschreibweise kann das durch Verringerung der Dimension der Matrix auf 63x63 erfolgen:

$$\Delta\Pi = \begin{pmatrix} \Delta\Pi_{1,1} & \Delta\Pi_{1,2} & \dots & \Delta\Pi_{1,63} \\ \Delta\Pi_{2,1} & \Delta\Pi_{2,2} & \dots & \Delta\Pi_{2,63} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \Delta\Pi_{63,1} & \Delta\Pi_{63,2} & \dots & \Delta\Pi_{64,63} \end{pmatrix} \quad (3.3.11)$$

Das Abweichungsmaß wird für alle möglichen Kombinationen der in Tab. 3.1 gezeigten Parameter bestimmt:

Radius der Kolbenmembran $R$ in cm	3, 5, 7.5
Frequenz $f$ in Hz	800, 1500, 2000, 3200
Gitterkonstante $g$ in cm	8, 12, 16, 20, 24, 28, 32, 36, 40, 44, 48, 52, 56, 60
Abstand des Messgitters zur unendlichen Wand $h$ in cm	2, 5, 10

Tabelle 3.1: Gewählte Werte der Parameterstudie

Abbildung 3.5 zeigt beispielsweise den Einfluss der Gitterkonstante auf die ermittelte Schalleistung im Messquadrat. Während bei einer hohen Messdichte das Abweichungsmaß konstant ist, vgl. Abb. 3.5(a), steigt mit zunehmenden Abstand zwischen den Messpunkten die Dynamik des Messfehlers in Abhängigkeit der Membranposition. Bei zunehmender Bündelung der Kolbenmembran kommt es also zu einer Überschätzung der Schalleistung, wenn die Membran direkt unter einem Messpunkt liegt und zu einer Unterschätzung, wenn die Membran genau im Mittelpunkt eines Messquadrates liegt.

Um den genauen Einfluss der verschiedenen Simulationsparameter vergleichen zu können, wird in weiterer Folge der Median der Abweichungsmatrix, im Weiteren als  $\overline{\Delta\Pi}$  bezeichnet, untersucht.

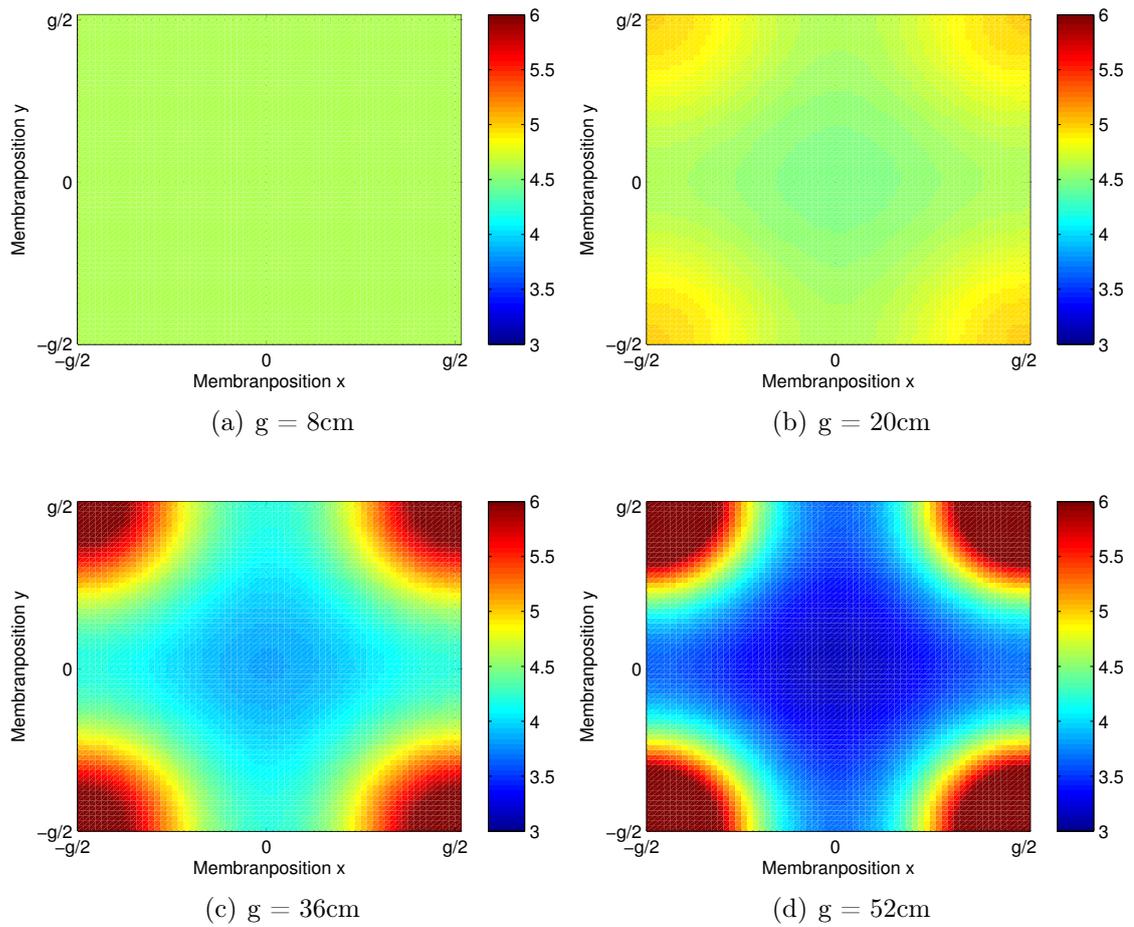


Abbildung 3.5: Abweichung  $\Delta\Pi$  je Kolbenmembranposition. Kolbenmembran mit  $r = 5\text{cm}$  bei verschiedenen Gitterkonstanten. Messgitterhöhe  $h=10\text{cm}$ , Frequenz  $f=1500\text{Hz}$

### 3.3.2 Einfluss der Simulationsgrenzen

Das simulierte Messgitter über einer unendlichen schallharten Wand kann nie die exakte abgestrahlte Schalleistung messen, da es keine geschlossene Fläche um die Kolbenmembran bildet. Eine Kolbenmembran mit einem Radius von  $r = 3\text{cm}$  strahlt bei einer Frequenz von  $800\text{Hz}$  annähernd halbkugelförmig in den Raum ab. Der Anteil der seitlich nicht gemessen werden kann, nimmt mit steigendem Abstand zwischen Messgitter und schallharter Wand zu. Abbildung 3.6 zeigt die berechnete Differenz zu der analytischen Schalleistung der Kolbenmembran bei einer simulierten Messung von Schalldruck und Schallschnelle für zwei Messgittergrößen. Vergrößert man das Messgitter auf die doppelte Seitenlänge, bzw. halbiert man den radialen Anteil der messtechnisch nicht erfasst wird, ergibt sich der halbe Messfehler zur analytischen Schalleistung. Bei einem Messgitter von  $4\times 4\text{m}$  ergibt sich für die in der Parameterstudie maximal simulierte Messgitterhöhe ein Messfehler von  $0.2\text{dB}$  bis maximal  $0.6\text{dB}$  bei der größten Gitterkonstante.

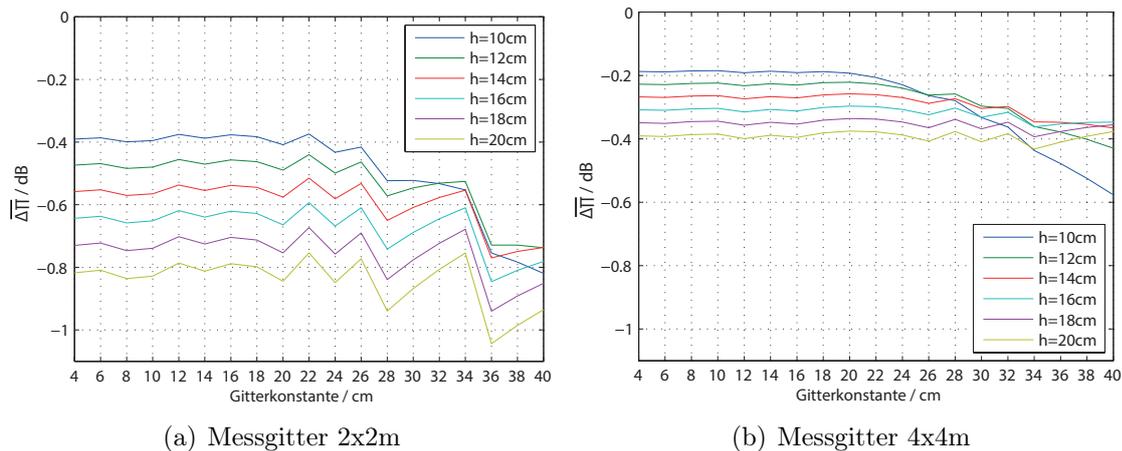


Abbildung 3.6: Median des Abweichungsmaß bei Messung der Schallintensität.  $r=3\text{cm}$ , Frequenz  $f=800\text{Hz}$

Ein zweiter Messfehler ergibt sich aus der programmtechnischen Realisierung und ist besonders in Abb. 3.6(a) als Unregelmäßigkeit bei höheren Gitterkonstanten sichtbar. Es wäre zu erwarten, dass eine höhere Gitterkonstante zu einer geringeren, oder maximal gleichen ermittelten Schalleistung führt, als die Abtastung mit einer geringeren Gitterkonstante. Durch die programmtechnisch harte Begrenzung der Messoberfläche, auf der Messpunkte platziert werden, können sich abhängig von dem Verhältnis Gitterkonstante zu Größe der Messoberfläche günstige Messpunktanteile ergeben. Konkret im Falle von den Gitterkonstanten  $g = 36\text{cm}$  und  $g = 40\text{cm}$  können auf einer  $4\times 4\text{m}$  Messoberfläche die selbe Anzahl von Messpunkten äquidistant positioniert werden. Durch die Gewichtung mit einer für alle Messpunkte konstanten Fläche, vergrößert sich in einer solchen Situation die simulierte Messoberfläche und somit auch die ermittelte Schalleistung. Da der Fehler bei der gewählten Messgittergröße von  $4\times 4\text{m}$  relativ gering im Vergleich zum Messergebnis ist, und zudem mit zunehmender Bündelung irrelevant wird, kann er vernachlässigt werden.

### 3.3.3 Darstellung des Simulationsergebnisses

Zur Darstellung der Ergebnisse der Parameterstudie gibt es zahlreiche Möglichkeiten. Die wesentlichen Einflüsse der einzelnen Parameter zeigen sich am besten bei Darstellung des Messfehlers  $\overline{\Delta\Pi}$  über der Gitterkonstante in der Abszisse. Zudem bietet sich an, entweder für eine Messfrequenz alle Messgitterhöhen, oder umgekehrt, für eine Messgitterhöhe alle Messfrequenzen darzustellen. Zur Interpretation des Ergebnisses werden ausgewählte, repräsentative Parameterkombinationen gezeigt.

**Eine Frequenz für alle Messgitterhöhen** Eine mögliche Darstellungsform zeigt den Median des Messfehlers aller Messgitterhöhen für eine Frequenz in Abhängigkeit der Gitterkonstante. In Abbildung 3.7 ist der Median des Messfehlers für eine Kolbenmembran mit dem Radius  $r = 7,5\text{cm}$  exemplarisch für 6 Frequenzen dargestellt.

Im Verlauf von Abb. 3.7(a)-(f) zeigt sich ein starker Einfluss der Schallbündelung auf das Messergebnis. Bei einer Frequenz von 800Hz erfolgt die Schallabstrahlung annähernd halbkugelförmig, wodurch das Abweichungsmaß weitgehend konstant im Bezug auf die Gitterkonstante ist. Der Einfluss der Messgitterhöhe bei dieser Frequenz ist gering, entspricht aber der Erwartung, dass der größte Messgitterabstand zur geringsten ermittelten Schalleistung führt.

Mit steigender Frequenz nimmt die Schallbündelung und damit der Einfluss der Gitterkonstante zu. Bei gebündelter Schallabstrahlung hat die Messgitterhöhe in Verbindung mit der Gitterkonstante einen wesentlichen Einfluss auf das Messergebnis. Eine große Gitterkonstante führt bei der geringsten Messgitterhöhe zur stärksten Unterschätzung der Schalleistung. Steigt die Gitterkonstante, wird bei einer Schallbündelung die Hauptkeule immer unzureichender abgetastet, womit die berechnete Schalleistung sinkt. Erhöht man bei großen Gitterkonstanten den Abstand des Messgitters zur Wand, verbessert sich die Abtastung der Hauptkeule und somit die Abschätzung der Schalleistung.

Bei einer Frequenz von 3200Hz führt eine große Gitterkonstante bei der geringsten Messgitterhöhe zum höchsten Messergebnis, während der höchste Abstand zu dem geringsten Ergebnis führt. Dieses Simulationsergebnis ist physikalisch nicht erklärbar. Die Ursache liegt in der Simulation, bei der die Anzahl an Punktquellen für die Darstellung einer konphas schwingende Kolbenmembran zu gering ist. Eine Betrachtung als Kolbenmembran ist somit nicht mehr zulässig und die simulierte Frequenz von  $f = 3200\text{Hz}$  wird bei diesem Membranradius nicht mehr für weitere Beobachtungen herangezogen.

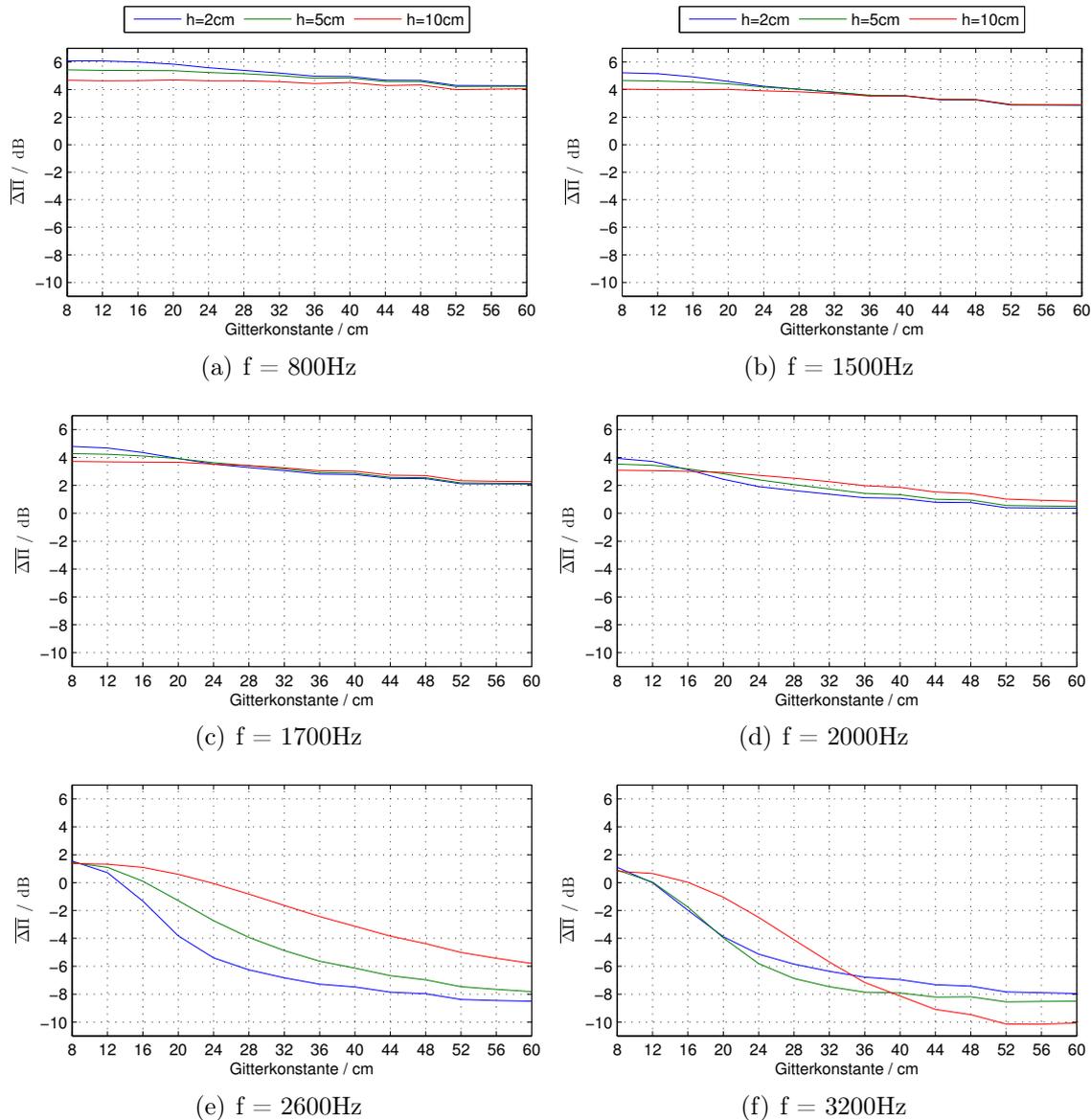


Abbildung 3.7: Median des Messfehlers bei Variation der Kolbenmembranposition für unterschiedliche Höhen und einen Kolbenmembranradius von  $r = 7.5\text{cm}$

**Alle Frequenzen für eine Messgitterhöhe** Die zweite Darstellungsform zeigt den Messfehler aller simulierten Frequenzen für eine Messgitterhöhe in Abhängigkeit der Gitterkonstante. Mit dieser Darstellungsart lässt sich der Einfluss der Schallbündelung auf das Messergebnis am besten zeigen.

Abbildung 3.8 zeigt den Median des Messfehlers für eine kleine Membran mit  $r = 2,5\text{cm}$  und eine große Membran mit  $r = 7,5\text{cm}$ . Es zeigt sich, dass bei einer kleinen Membran mit Zunahme des Messabstandes der Einfluss der Gitterkonstante und auch der Frequenz abnimmt. Bei einem Abstand von  $10\text{cm}$  ist das Abweichungsmaß beinahe konstant im Bezug auf die Gitterkonstante, vgl. Abb. 3.8(e).

Das Abweichungsmaß einer großen Membran hängt deutlich mehr von der Frequenz, und damit der zunehmenden Schallbündelung ab. Der Einfluss der Gitterkonstante nimmt auch hier mit zunehmendem Messabstand ab.

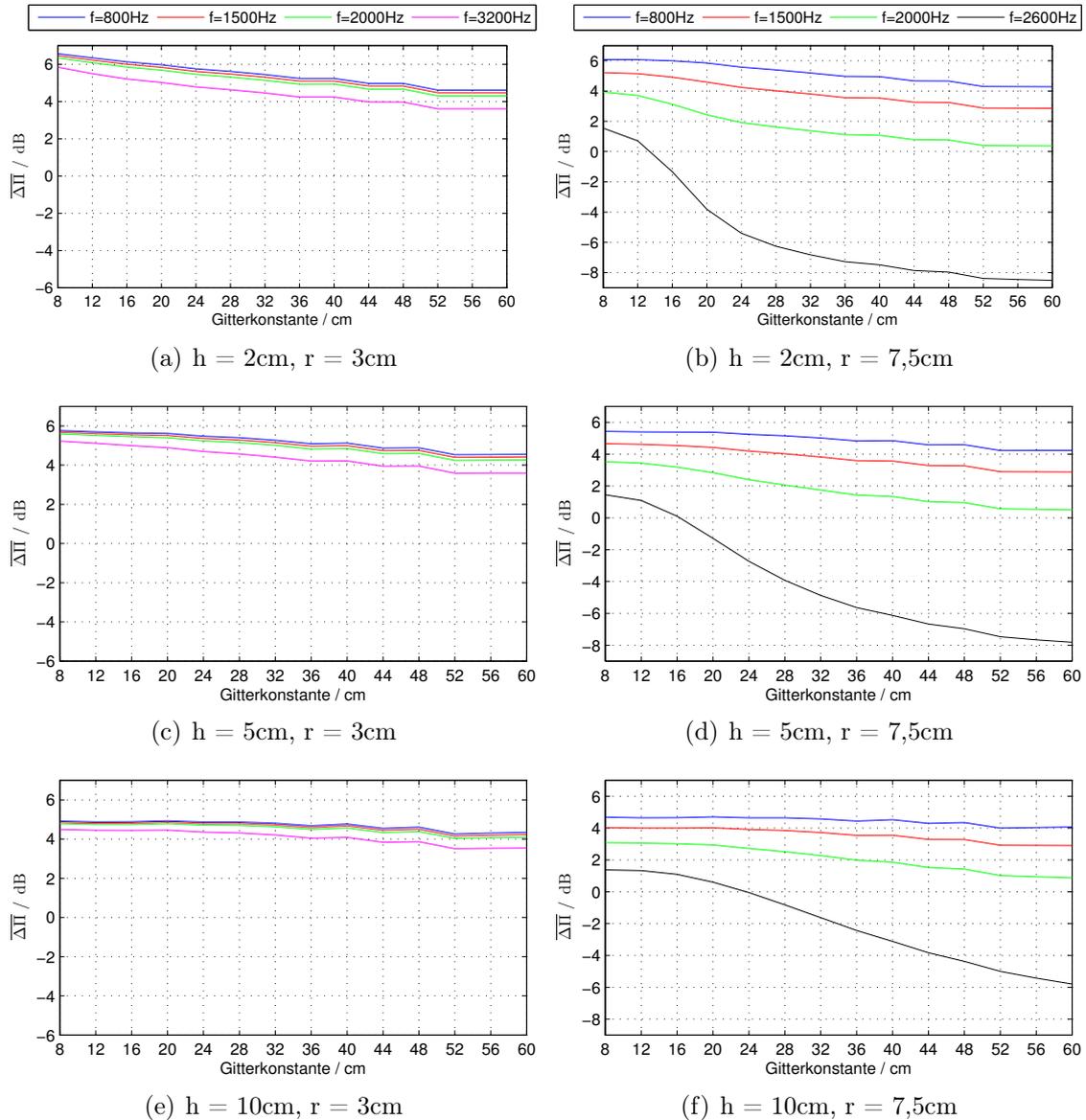


Abbildung 3.8: Median des Messfehlers bei Variation der Kolbenmembranposition für unterschiedliche Frequenzen.

**Streubereich des Messfehlers** Neben dem Median der Abweichungsmatrix ist auch der Streubereich des Messfehlers interessant. Die ermittelte Schallleistung kann abhängig von der Messposition mit zunehmender Bündelung stark von der analytischen Leistung abweichen. Abbildung 3.9 zeigt die Streuung, in der sich 90% der Messfehler befinden, jeweils für eine kleine Membran und eine große Membran bei zwei verschiedenen Messgitterhöhen. Bei einer kleinen Membran zeigt sich auch hier

ein geringer Einfluss der Frequenz auf den Messfehler. Zudem verringert sich mit zunehmenden Abstand des Messgitters die Streuung.

Bei einer großen Membran ist auch die Streuung stark von der Frequenz abhängig. Eine Zunahme des Messabstandes verringert zwar den Streubereich, die Streuung kann jedoch bei hohen Frequenzen bis zu 14dB betragen. Besonders in der Messsituation einer Druckmessung direkt über der Kolbenmembran wird die Schalleistung der Kolbenmembran deutlich überschätzt, vgl. dazu auch Abb. 3.5.

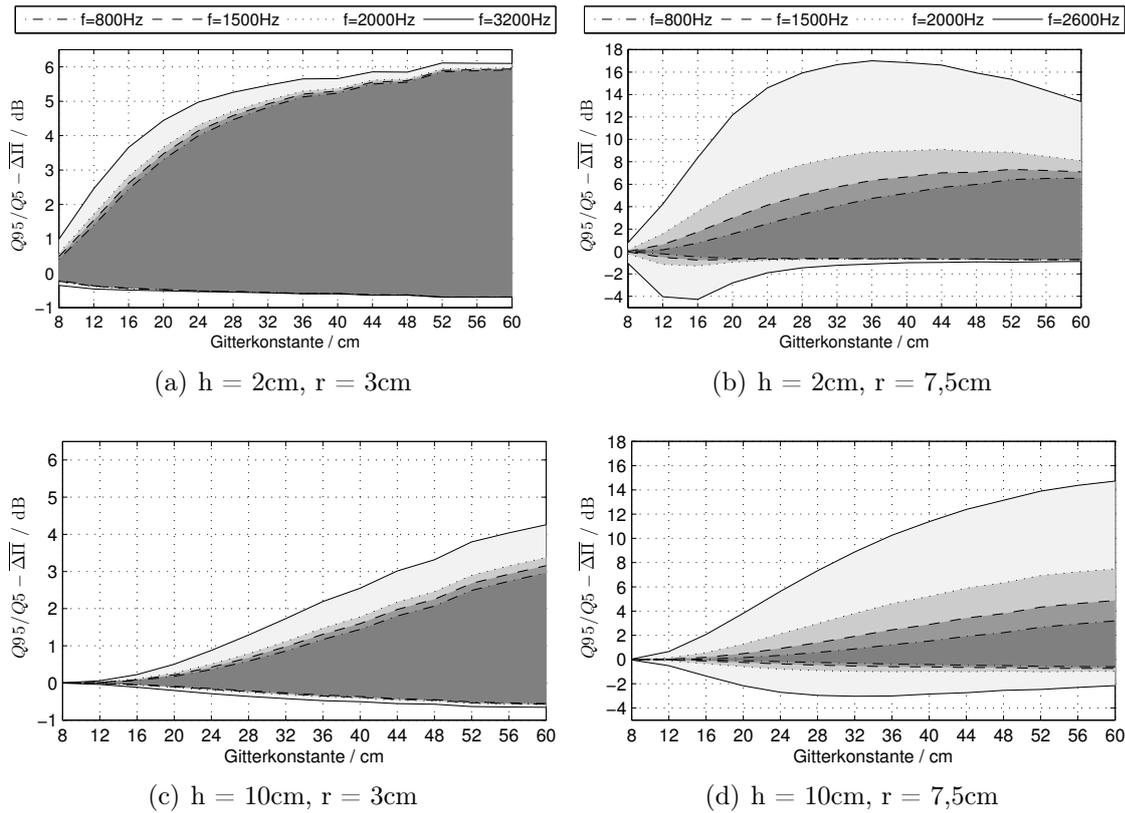


Abbildung 3.9: Differenz zwischen  $Q_{95}/Q_5$  und dem Median des Messfehlers bei Variation der Kolbenmembranposition

**Verteilung des Messfehlers** Um zu untersuchen, ob es sich bei den starken Überschätzungen um punktuelle Ausreißer handelt, kann die Verteilung des Messfehlers um den Median betrachtet werden. Abbildung 3.10 zeigt die Verteilung des Messfehlers um den Median, wobei  $N$  für die Anzahl an Kolbenmembranpositionen steht. Es zeigt sich bei allen simulierten Frequenzen eine Häufung um den Median. Für eine prozentuelle Abschätzung kann die Anzahl an Messpositionen abgeschätzt werden, für die sich eine Abweichung von  $\pm 1dB$  um den Median ergibt. In Abb. 3.10 wird dieses Intervall mit  $N_{[-1,1]}$  bezeichnet. Bei 800Hz liefern 86% aller Messpositionen einen Messwert von  $\pm 1dB$  um den Median; bei 2000Hz 62% aller Messpositionen und bei 2600Hz 21% aller Messpositionen.

Liegt ein Messpunkt zentral über der Kolbenmembran, ergibt sich die maximale Überschätzung, vgl. Abb. 3.5. Diese Abweichungen stellen jedoch nur einen geringen prozentualen Anteil dar. Werden derartige Messpunkte bei einer geringen Schallbündelung vermieden, ist mit hoher Wahrscheinlichkeit nur eine geringe Abweichung von dem Median zu erwarten. Bei einer stark ausgeprägten Schallbündelung fällt der zu erwartende Messfehler deutlich höher aus. Messpunkte direkt über der Kolbenmembran führen zu einer starken Überschätzung, während Messpunkte mit großem horizontalen Abstand zur Kolbenmembran zu einer deutlichen Unterschätzung führen können.

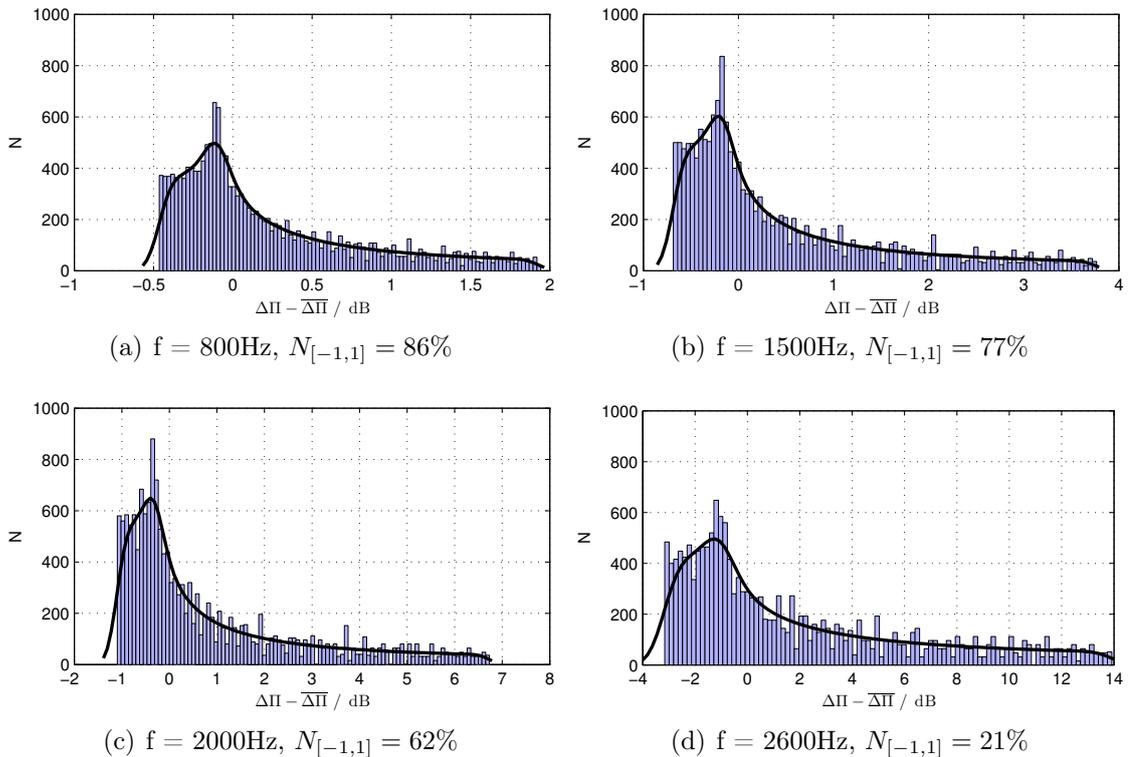


Abbildung 3.10: Histogramme des Messfehlers für eine Membran mit  $r = 7,5\text{cm}$  bei  $g = 40\text{cm}$  und  $h = 10\text{cm}$ .

### 3.4 Vergleich von Simulationsergebnis und Messergebnis

Die Statistik über eine Messpunktreduzierung bei gleichzeitiger Beschränkung auf alleinige Schalldruckmessung stellt das tatsächlich gemessene Äquivalent zur Parameterstudie dar. Bei einem Vergleich der Messpunktreduzierung auf 4 Messpunkte pro Motorseite mit der Parameterstudie lassen sich einige Übereinstimmungen erkennen.

Abbildung 3.11 zeigt die Statistik über eine Schalldruckmessung mit 4 Messpunkten pro Motorseite in einem Abstand von  $2.5\text{cm}$  von der Motoroberfläche im Vergleich zum Simulationsergebnis mit ähnlichen Parametern. Der Median in Abb. 3.11(a) entspricht mit nur kleinen Abweichungen dem Simulationsergebnis bei einer Gitterkonstante von  $28\text{cm}$ . Bei der Messpunktvariation, die der Statistik zu Grunde liegt, ist die Messpunktaufteilung unregelmäßig, wodurch keine fixe Gitterkonstante angegeben werden kann. Sie beträgt bei Messung der großen Treiber jedoch minimal  $15\text{cm}$  und maximal  $45\text{cm}$ , womit ein durchschnittlicher Messpunktabstand von  $28\text{cm}$  durchaus plausibel und ein Vergleich mit der Simulation zulässig ist.

Die Statistik über die Messung kleiner Treiber in Abb. 3.11(c) stimmt im Median ebenfalls mit dem Simulationsergebnis bei ähnlichen Parametern überein.

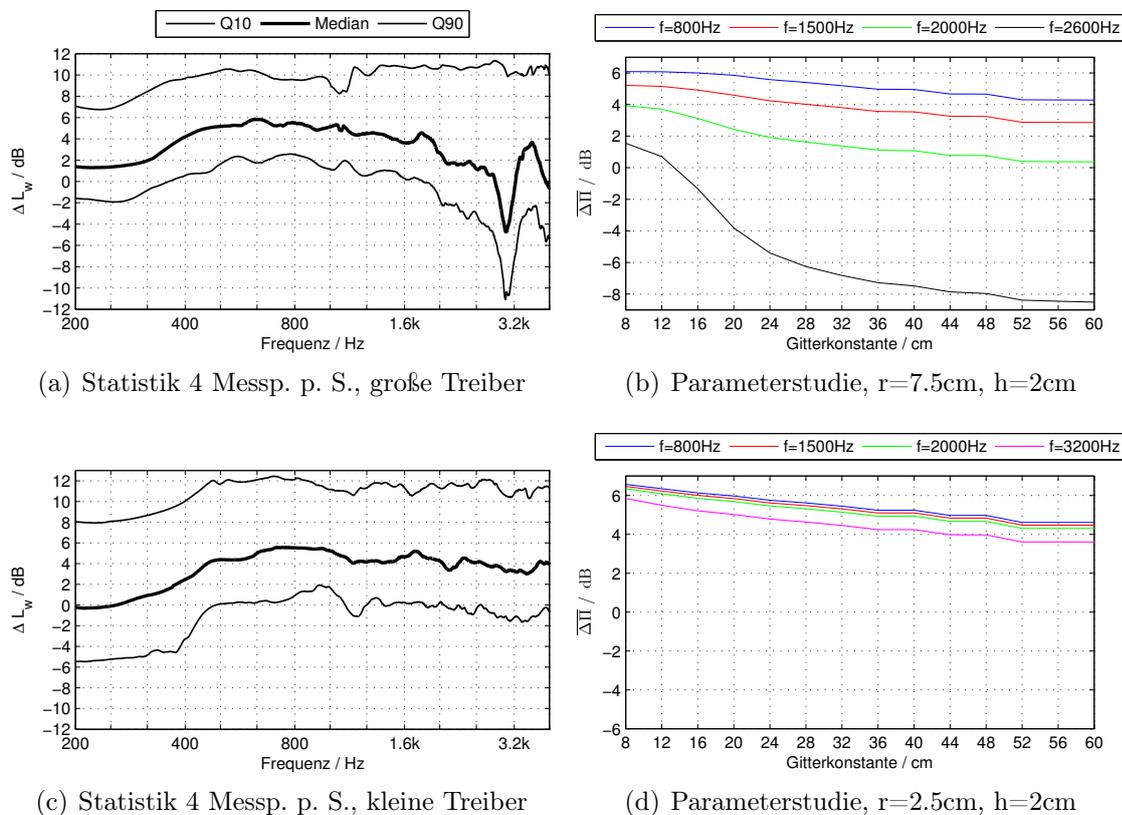


Abbildung 3.11: Gegenüberstellung der Statistik und Parameterstudie

Ein Vergleich mit der Gitterkonstante von  $28\text{cm}$  zeigt eine ähnliche geringe Frequenzabhängigkeit und eine durchschnittliche Abweichung von ca.  $+5\text{dB}$  von der Referenzschalleistung.

Die Parameterstudie zeigt somit eine weitgehende Übereinstimmung mit einer Messpunktreduzierung in Verbindung mit einer Reduktion auf Schalldruckmessung

### 3.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Um den Messaufwand einer direkten Schallintensitätsmessung mit hoher Messpunktdichte zu verringern, wurden einige Vereinfachungen untersucht, welche eine deutliche Erleichterung in der praktischen Anwendung bedeuten würden. Die Auswirkung auf das Messergebnis lässt sich folgendermaßen zusammenfassen:

1. *Die Reduktion auf eine alleinige Schalldruckmessung ergibt eine breitbandige Abweichung*

Bei geringer Schallbündelung der Schallquelle ergibt sich eine breitbandige Abweichung von ca.  $+5\text{dB}$  zu der ermittelten Leistung durch Intensitätsmessung.

2. *Eine Messpunktreduzierung bei geringer Schallbündelung der Quelle ist unproblematisch*

Die Messung einer schwach bündelnden Schallquelle mit 4 verteilten Schalldruckmessungen ergibt im statistischen Mittel die Abweichung zur tatsächlichen Schalleistung durch Schalldruckmessung, vgl. Abb. 3.1(c). Die Parameterstudie zeigt, dass mit zunehmenden Messabstand zur Motoroberfläche, die gemessene Schalleistung konstant im Bezug auf die Gitterkonstante wird, vgl. Abb. 3.8(e).

3. *Starke Schallbündelung führt zu Messfehlern*

Während bei Frequenzen bis  $1600\text{Hz}$  die gemessene Schalleistung bei 4 Messpunkten pro Motorseite noch eine ähnliche Abweichung wie bei einer alleinigen Schalldruckmessung ergibt, vgl. Abb. 3.1(a), nimmt der Messfehler über  $1600\text{Hz}$  mit steigender Frequenz zu. Mit zunehmender Schallbündelung hat die Wahl der Messpunkte, bzw. die Gitterkonstante, einen wesentlichen Einfluss auf das Messergebnis. Liegt ein Messpunkt in direkter Linie der Hauptkeule wird die abgestrahlte Schalleistung stark überschätzt, während bei ungenügender Abtastung durch die Bündelung, die Schalleistung unterschätzt wird. Ein höherer Abstand der Messanordnung zur Motoroberfläche verringert den Einfluss der Gitterkonstante und den Streubereich des Messfehlers. Die Schalleistung wird jedoch tendenziell unterschätzt. Ist die Schallbündelung der Schallquelle bekannt, wäre es möglich mit Hilfe der Parameterstudie Ausgleichskurven zur Korrektur des Messfehlers anzugeben.

4. *Eine Vergrößerung des Messabstandes führt zu einer geringeren Streuung des Messfehlers in Abhängigkeit von der konkreten Positionierung der Schallquelle und der Messpunkte.*

Mit der Übereinstimmung des Simulationsmodells mit der statistischen Auswertung einer Messpunktreduzierung lässt sich für eine schwach bündelnde Schallquelle ein breitbandiger Korrekturfaktor angeben. Die Bestimmung der Schalleistung mit Schalldruckmessungen an 4 Messpunkten pro Motorseite, führt nach Abzug von  $-5dB$  zu einer Abschätzung der tatsächlichen Schalleistung der Schallquelle. Befinden sich die Messpunkte nicht in normaler Ausbreitungsrichtung, so ist mit einer Wahrscheinlichkeit von 86% ein Messfehler von  $\pm 1dB$  zu erwarten.

# Kapitel 4

## Schalleistungsbestimmung in einer Einhausung

Bisherige Beobachtungen wurden stets bei Freifeldbedingungen durchgeführt. Die wesentliche Vereinfachung bei Schalleistungsmessungen eines Motors besteht darin, dass die Messung durchgeführt wird, nachdem der Motor im Fahrzeug eingebaut wurde. Um diesen Zustand nachzustellen, wurde das Motormodell mit reflektierend und absorbierend ausgeführten Grenzflächen eingehaust, und eine Nahfeldmessung der abgestrahlten Schalleistung durchgeführt.

Bei einer eingehausten Messsituation ist es sinnvoll, die abgestrahlte Schalleistung der einzelnen Treiber auf jeder Motorseite getrennt zu beobachten. Mit der Betrachtung der seitenbezogenen Schalleistung ist es möglich, Aussagen über ein Übersprechen zwischen den Motorseiten zu treffen.

### 4.1 Seitenbezogene Schalleistung

Bisherige Betrachtungen der Schalleistung einer Anregung basieren immer auf der Miteinbeziehung aller gemessener Schallintensitäten der gesamten Motoroberfläche. Die Motoroberfläche lässt sich in eine aktive Seite auf der sich der aktive Lautsprecher befindet, und 5 passive Seiten, auf denen keine Anregung stattfindet, unterteilen. Bei einem Vergleich der gemessenen Schalleistung der aktiven Seite, zur Summe der auf den passiven Seiten gemessenen Schalleistungen, zeigt sich in welchem Maß die passiven Seiten zur Schallabstrahlung beitragen.

Im Median aller 16 Anregungen, vgl. Abb. 4.1(d), liefert die Messung der aktiven Motorseite um  $10\text{dB}$  mehr Leistung als die Summe der passiven Seiten. Bei großen Treibern fällt die Differenz noch höher aus und nimmt zu hohen Frequenzen hin zu. Mit zunehmender Schallbündelung tragen die passiven Seiten also immer weniger zur Schallabstrahlung bei. Bei einer Schwingungsanregung mit Excitern tragen die passiven Seiten mehr zur Gesamtschalleistung bei. Der Beitrag der aktiven Seite ist jedoch auch hier breitbandig ca.  $7\text{dB}$  höher.

Der Anteil, den passive Seiten zur Gesamtschalleistung beitragen, hängt also von der Anregungsart ab. In allen Fällen ist der Anteil jedoch so gering, dass eine Messung der aktiven Seite ausreicht, um die Gesamtschalleistung mit geringer Abweichung zu bestimmen.

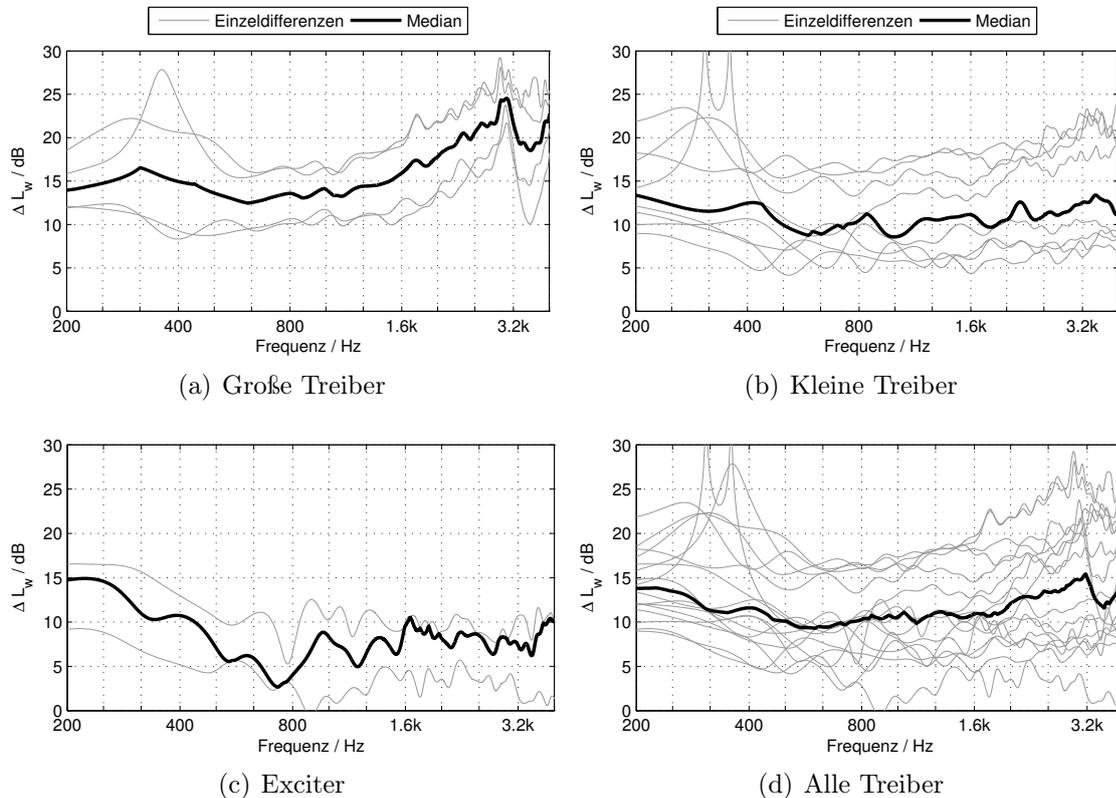


Abbildung 4.1: Differenz der an der aktiven Seite gemessenen Schalleistung zur Summe der an den passiven Motorseiten gemessenen Schalleistung für unterschiedliche Anregungsarten.

## 4.2 Einhausung des Motormodells

Um die Auswirkung von Begrenzungen um den Motor auf die Ermittlung der Schalleistung zu bestimmen, wurden 8 verschiedene Einhausungs-Varianten gemessen. Da eine Messung der gesamten Motoroberfläche sehr zeitaufwendig ist, wurde die Auswirkung der Einhausung nur für eine Stirnseite und eine Längsseite des Motors vermessen. Eine Einhausung setzt sich aus einer Anordnung von Platten zusammen, die entweder schallhart oder schallabsorbierend ausgeführt sind. Abbildung 4.2 illustriert die 8 verschiedenen Varianten, bei denen an den rot dargestellten Motorseiten eine Schallmessung durchgeführt wurde. Bei allen Varianten beträgt der Normalabstand eines Einhausungselementes zur Motoroberfläche  $h_e = 17\text{cm}$ .

Zuerst wird ermittelt, ob die in Abschnitt 4.1 getroffenen Vereinfachung, dass die alleinige Messung der aktiven Motorseite zur Ermittlung der Schalleistung ausreicht,

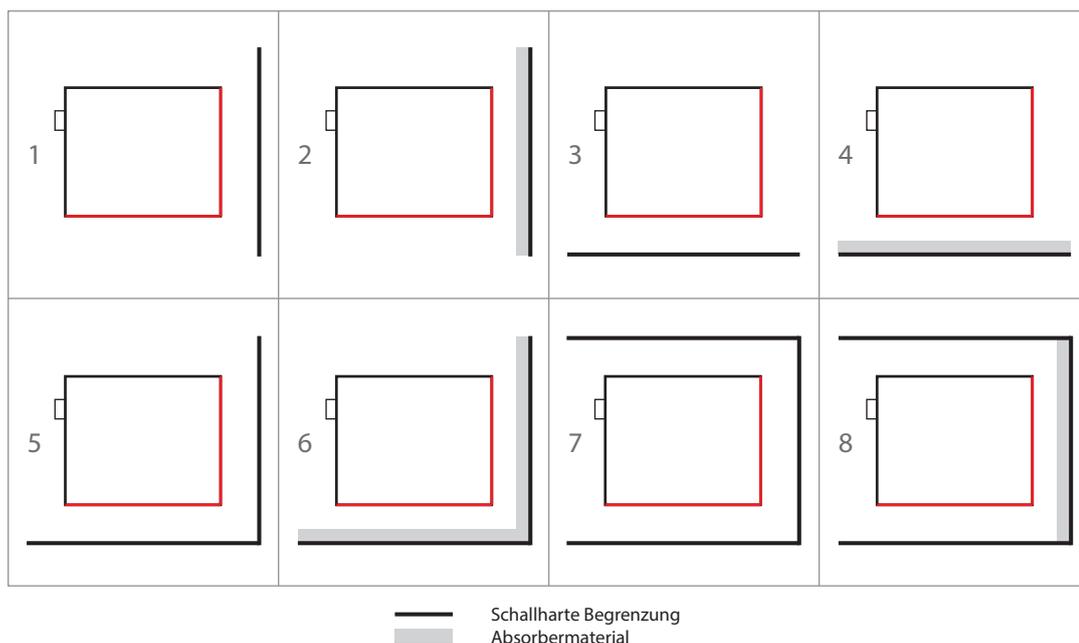
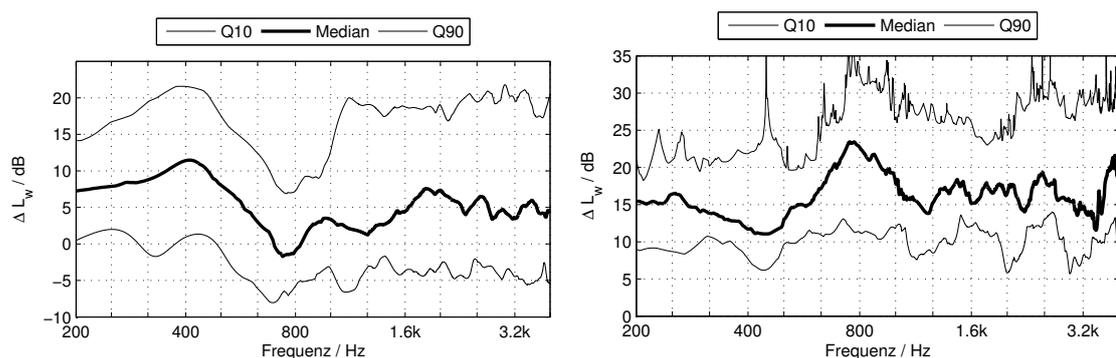


Abbildung 4.2: Einhausungsvarianten des Holzmotors aus der Vogelperspektive

auch bei einer Einhausung weiterhin Gültigkeit besitzt. Dazu wird die Schalleistung analog zu Kap. 2.2.3 für jede der beiden Motorseiten ermittelt. Um den Einfluss der Einhausung auf die gemessene Schalleistung auf der passiven Seite zu zeigen, wird die Leistungsdifferenz zwischen Einhausungs- und Freifeldbedingung betrachtet. Abbildung 4.3(a) zeigt den Median sowie die 10% und 90% Quantile für alle möglichen Iterationen von Einhausungsvariante und aktivem Treiber. Die gemessene Schalleistung auf der passiven Seite erhöht sich durch Einhausung im Median breitbandig um ca.  $5\text{dB}$ .



(a) Passive Seite bei Einhausung zu passiver Seite im Freifeld (b) Aktive Seite zu passiver Seite bei Einhausung

Abbildung 4.3: Seitenbezogene Schalleistungsdifferenzen.

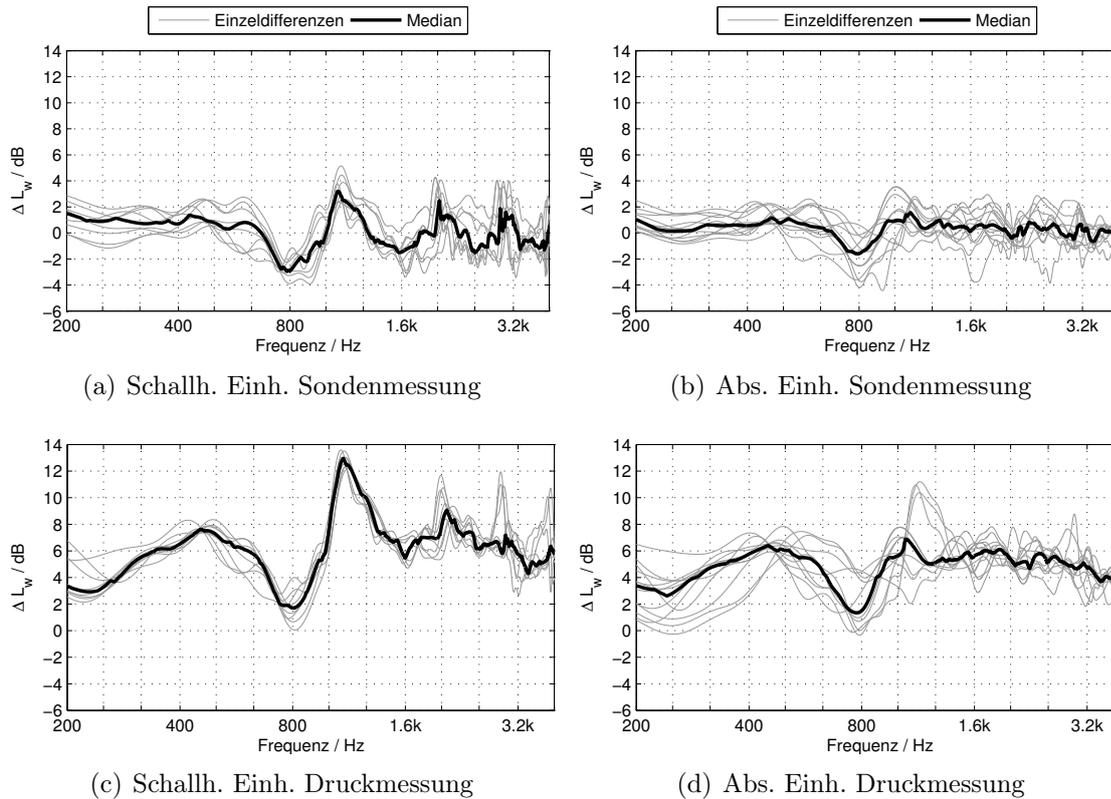


Abbildung 4.4: Differenz zwischen gemessener Schalleistung an der aktiven Motorseite in der Einhausung und Messung im Freifeld mit Intensitätsonden. Die dünnen grauen Linien zeigen die Differenzen für die einzelnen Treiber und die fette schwarze Linie den Median.

Im Vergleich dazu wird, analog zu Abschnitt 4.1, die Leistung der aktiven Seite zur Summe der passiven Seiten untersucht. Da nur die Messung einer passiven Seite vorliegt, wird die Differenz der Leistung der aktiven Seite zur 5-fachen Leistung der gemessenen passiven Seite gebildet. Abbildung 4.3(b) zeigt wiederum den Median und den Streubereich für alle Iterationen. Auf der aktiven Motorseite wird bei Einhausung im Median breitbandig um ca.  $15\text{dB}$  mehr Leistung gemessen.

Eine Einhausung um den Motor hat durch Übersprechen eine signifikante Auswirkung auf die Messung einer passiven Seite. Da die Messung auf der passiven Seite jedoch weiterhin nur einen geringen Teil der Gesamtleistung beiträgt, kann dieser Einfluss vernachlässigt werden.

Durch die unterschiedliche Ausführung der Einhausung kann untersucht werden, welche Auswirkung die Beschaffenheit der Einhausung auf die Messung der Schalleistung der aktiven Motorseite hat. Abbildung 4.4 zeigt die resultierende Differenz bei Sondenmessung und bei reiner Druckmessung, jeweils für schallharte Einhausungen und absorbierend ausgeführte Einhausungen. Bei Intensitätsmessung haben beide Einhausungsausführungen im Median breitbandig geringe Auswirkung auf die Schalleistungsermittlung. Bei schallharten Einhausungen treten jedoch Drucküberhöhungen auf, da sich zwischen zwei akustischen Grenzflächen stehenden Wellen

ausbilden. Bei einem Einhausungs-Abstand von  $h_e = 17\text{cm}$  ergeben sich stehende Wellen bei Vielfachen von

$$h_e = \lambda/2, \quad f_1 = \frac{c}{2h_e} = 1009\text{Hz}. \quad (4.2.1)$$

Die resultierende, punktuell erhöht gemessene Schalleistung lässt sich bei Sondenmessung und bei reiner Druckmessung beobachten. Bei absorbierend ausgeführter Einhausung wird die Ausbildung stehender Wellen unterdrückt. Bei der Sondenmessung ist der Einfluss der Einhausung im Median minimal. Die Schalldruckmessung bei Einhausung führt im Vergleich zur Intensitätsmessung bei Freifeldbedingungen wiederum breitbandig zu einer um ca. 5dB höheren Schalleistung, siehe Kap. 3.5.

Bei allen Einhausungen tritt unabhängig von Sonden- oder Druckmessung eine verringert gemessene Schalleistung bei ca. 800Hz auf. Dieser Effekt ist nicht durch geometrische Einflüsse erklärbar.

Für die Messung eines im Fahrzeug eingebauten Motors lässt sich somit zusammenfassen:

1. *Messung der aktiven Motorseite bildet die Gesamtschalleistung ab.*  
Eine Reduktion auf die alleinige Messung der aktiven Motorseite führt zu einer maximalen Abweichung von  $-1\text{dB}$ . Breitbandig kann dieser Einfluss jedoch vernachlässigt werden. Im Freifeld findet kaum ein Übersprechen auf eine passive Motorseite statt. Eine Einhausung hat einen signifikanten Einfluss auf die gemessene Schalleistung an einer passiven Motorseite. Dieser Einfluss bleibt jedoch gering im Verhältnis zur Leistung der aktiven Seite und ist somit vernachlässigbar.
2. *Eine absorbierend ausgeführte Einhausung hat nur geringen Einfluss.*  
Ist eine absorbierend ausgeführte Einhausung um den Motor vorhanden, führt eine Schalldruckmessung im Vergleich zum Freifeld zu einer breitbandigen Abweichung von  $+1\text{dB}$ . Bei einer schallharten Einhausung treten zusätzlich Drucküberhöhungen in Abhängigkeit der geometrischen Verhältnisse auf.

# Kapitel 5

## Luftschalltransferfunktionen auf Grundlage der statistischen Energieanalyse

Ist die abgestrahlte Schallleistung des im Fahrzeug verbauten Motors bekannt, kann der dadurch erzeugte Schalldruckpegel an einem Aufpunkt abgeschätzt werden. Die Schallübertragung zu diesem Aufpunkt findet jedoch nicht bei Freiraumbedingungen statt, sondern besitzt unbekannte Einflüsse durch das Chassis des Fahrzeugs. Dieses Kapitel befasst sich mit der Formulierung eines Systems auf Basis der *Statistischen Energieanalyse (SEA)*, das in der Lage sein soll, die Situation eines eingebauten Motors mit den räumlichen Gegebenheiten und den damit verbundenen Leistungsflüssen darzustellen. Die Ausführungen zur Formulierung des Systems stützen sich dabei auf die Darstellung der *SEA* in [LD95].

Dieses Kapitel beschreibt die nötigen Parameter und die mathematischen Formulierung eines solchen Systems. Nach der Untersuchung des aufgestellten Gleichungssystems und Lösung nach unbekanntem Faktoren, wird der Schalldruck in einem Teilsystem, das den Fahrzeuginnenraum repräsentiert, prognostiziert. Durch zusätzliche Messung des tatsächlichen Schalldrucks an dem betrachteten Aufpunkt kann die Qualität dieser Prognostizierung evaluiert werden. Hierzu werden mit den Treibern des Motormodells unterschiedliche Schallfelder erzeugt und die Prognostizierung des Schalldruckpegels mit der tatsächlichen Messung verglichen.

### 5.1 Ansatz und Voraussetzungen

Für die Anwendung der *SEA* werden stationäre Verhältnisse angenommen. Die abgestrahlte Leistung jeder Motorseite sowie die physikalischen Eigenschaften der Teilsysteme sind also zeitinvariant. Das Gesamtsystem eines eingebauten Motors lässt sich dabei in einzelne Teilsysteme unterteilen, zwischen denen Energie fließen kann. Bei einem Motor im Einbau lassen sich 6 Teilvolumina definieren, die von der Motoroberfläche sowie dem Chassis, der Motorhaube und dem Boden begrenzt werden.

Zusammen mit dem Fahrzeuginnenraum besteht das Modell der SEA somit aus insgesamt 7 Teilsystemen. In dem Modell findet von allen Motorseiten eine Leistungsübertragung in den Innenraum statt. Zwischen den Motorseiten findet ebenfalls ein Leistungsaustausch statt, wobei jedoch angenommen wird, dass kein Austausch zwischen gegenüberliegende Motorseiten stattfindet. Das aufgestellte Modell der SEA ist für die den Motor umgebenden Teilsysteme in Abb. 5.1 dargestellt und beinhaltet folgende Parameter:

1. Energie  $E_i$  des Teilsystems
2. Modenanzahl  $N_i$  des Teilsystems
3. Eingangsleistung  $\Pi_{i,in}$  des Teilsystems
4. Dissipationsleistung  $\Pi_{i,diss}$  des Teilsystems
5. Leistungsfluss  $\Pi_{ij}$  zwischen Teilsystem  $i$  und  $j$

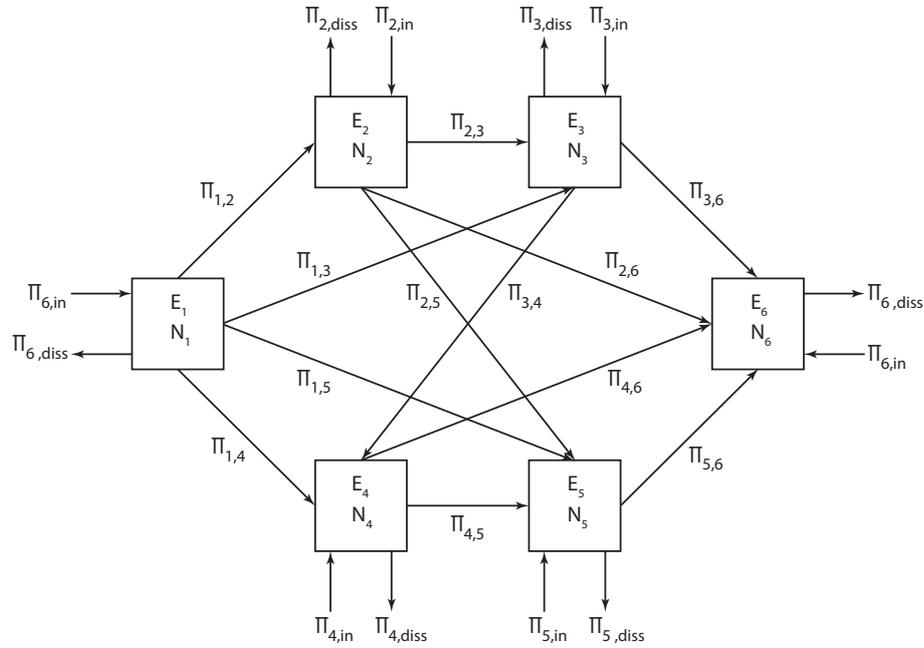


Abbildung 5.1: SEA Modell der 6 Teilsysteme im Motorraum

### 5.1.1 Energie $E_i$ und Modenzahl $N_i$ der Teilsysteme $i = 1, \dots, 6$

Jedes Teilsystem besitzt die akustische Energie  $E_i(\omega)$ , die mit dem gemittelten Schalldruckquadrat ermittelt wird

$$E_i(\omega) = \frac{\overline{|p_i(\omega)|^2} V_i}{\rho c^2}, \quad (5.1.1)$$

wobei  $V_i$  das Volumen eines Teilsystems,  $p_i(\omega)$  den gemessenen Schalldruck und  $\rho$  die Luftdichte darstellen. Die Energie ist in den Moden des Teilsystems gespeichert. Eine Voraussetzung für die Anwendung der SEA, ist eine ausreichende Anzahl von

Moden im betrachteten Frequenzbereich. Eine ausreichende Anzahl bedeutet in diesem Fall, dass sich die Moden stark überlappen und dadurch im statistischen Mittel alle Moden dieselbe Energie tragen. Die Modenanzahl  $N_i$  berechnet sich mit

$$N_i = \frac{\Delta f}{\overline{\delta f_i}} \quad (5.1.2)$$

wobei  $\Delta f$  den betrachteten Frequenzbereich und  $\overline{\delta f_i}$  den mittleren Frequenzabstand zwischen den benachbarten Moden angibt. Der mittlere Frequenzabstand definiert sich mit

$$\overline{\delta f_i} = \frac{1}{2 \pi n_i(\omega)} \quad (5.1.3)$$

wobei die Modendichte  $n_i(\omega)$  mit der Geometrie des betrachteten Volumens zusammenhängt. Dabei erfolgt in Abhängigkeit der Höhe, eine Unterscheidung in eine 3D-Modendichte oder eine 2D-Modendichte. Handelt es sich um einen flachen Raum, definiert durch die Grenze

$$h < \frac{\lambda}{2}, \quad (5.1.4)$$

so wird die 2D-Modendichte herangezogen. Bei einer unteren Grenzfrequenz von  $f_u = 400\text{Hz}$  entspricht diese Grenze einer Höhe von 42.5cm. Im Bezug auf einen Motor im Motorraum, ist diese Grenze bei tiefen Frequenzen bei allen Teilvolumen relevant, jedoch besonders bei dem Teilvolumen zwischen Motoroberfläche und Motorhaube. Unter der Annahme, dass dieser Mindestabstand erfüllt wird, kann die Betrachtung mit einem 3D-Volumen erfolgen. Die Modendichte eines quaderförmigen 3D-Volumens kann mit

$$n(\omega)^{3D} = \frac{V\omega^2}{2\pi^2 c^3} + \frac{A_{3D}\omega}{8\pi^2 c^2} + \frac{P}{16\pi c} \quad (5.1.5)$$

angegeben werden ([LD95] Kap. 8), wobei  $V$  das Volumen,  $A_{3D}$  die Gesamtbegrenzungsfläche und  $P$  die Gesamtkantenlänge ist. Weicht das Volumen von der Quaderform ab, kann die Modendichte durch Reduktion auf den Volumsterm angenähert werden. Durch Einsetzen in Gl. (5.1.3) ergibt sich der mittlere Frequenzabstand

$$\overline{\delta f}^{3D} = \frac{c^3}{4\pi V f^2} \quad (5.1.6)$$

und somit die Modenanzahl

$$N_i = \frac{\Delta f}{\overline{\delta f_i}^{3D}} = \frac{4\pi \Delta f V_i f^2}{c^3}. \quad (5.1.7)$$

Sind im Frequenzbereich  $\Delta f$   $N_i$  Moden vorhanden, berechnet sich die modale Energiedichte mit

$$\varepsilon_i = \frac{E_i}{N_i}, \quad (5.1.8)$$

die kompakt mit dem modalen Leistungspotential  $\Phi_i(\omega)$  dargestellt werden kann:

$$\begin{aligned} \Phi_i(\omega) &= 2\pi \Delta f \varepsilon = 2\pi \Delta f \frac{E_i(\omega)}{N_i} \\ &= 2\pi \Delta f \frac{|p_i(\omega)|^2 V_i}{\rho c} \frac{c^3}{4\pi \Delta f V_i f^2} = \frac{|p_i(\omega)|^2 c}{2 \rho f^2} \end{aligned} \quad (5.1.9)$$

Unter Verwendung des modularen Leistungspotentials, ist bei Betrachtung einer 3D-Modendichte keine Volumsabhängigkeit mehr gegeben.

### 5.1.2 Eingangsleistungen $\Pi_{i,in}$ und Dissipationsleistungen $\Pi_{i,diss}$

Die Eingangsleistungen  $\Pi_{i,in}$  entsprechen der gemessenen Leistung an den 6 Motorseiten. Die Schallleistungsmessung und der Einfluss verschiedener Messparameter wurde im vorherigen Kapitel eingehend betrachtet. Die praxisnahe Messung der Eingangsleistung  $\Pi_{i,in}$  besteht aus der Schalldruckmessung an 4 Punkten pro Motorseite:

$$\Pi_{i,in}(\omega) = \sum_{j=1}^4 \frac{|p_j(\omega)|^2 A_i}{4 \rho c} \quad (5.1.10)$$

wobei  $A_i$  die abstrahlende Fläche der Motorseite darstellt und eine Schalldruckmessung mit einem Viertel gewichtet wird.

Die in einem Teilsystem eingebrachten Leistungsanteile können entweder in ein anderes Teilsystem übergehen oder verschwinden, wobei alle verschwindenden Anteile in der dissipierten Leistung  $\Pi_{i,diss}$  zusammengefasst sind:

$$\Pi_{i,diss} = 2 \pi f \eta_i E_i \quad (5.1.11)$$

wobei  $\eta_i$  den Verlustfaktor des Teilsystems  $i$  darstellt. Die Dissipationsleistung setzt sich dabei aus Verlusten durch Reibung und Dämpfung zusammen, größtenteils jedoch aus jener Leistung, die an die Umgebung abgegeben wird.

### 5.1.3 Leistungsfluss $\Pi_{ij}$

Der Leistungsfluss  $\Pi_{ij}$  gibt den Leistungsanteil an, der von einem Teilsystem  $i$  in das Teilsystem  $j$  übergeht und ist definiert mit

$$\Pi_{ij} = 2 \pi f (\eta_{ij} E_i - \eta_{ji} E_j) , \quad (5.1.12)$$

wobei  $\eta_{ij}$  und  $\eta_{ji}$  die Kopplungsverlustfaktoren zwischen den Teilsystemen darstellen. Für die Kopplungsverlustfaktoren gilt der Zusammenhang mit den Systemmoden  $N_i$  und  $N_j$

$$\eta_{ij} N_i = \eta_{ji} N_j . \quad (5.1.13)$$

der sich unter Verwendung der modalen Kopplungsfaktoren  $\beta_{ij}$  mit  $\eta_{ij} = \frac{\beta_{ij} \delta f_i}{\Delta f}$  und daher  $\beta_{ij} = \beta_{ji}$  zusammenfassen lässt. Mit den modalen Kopplungsfaktoren ergibt sich der Leistungsfluss mit

$$\Pi_{ij} = 2\pi \Delta f \beta_{ij} \left( \frac{E_i}{N_i} - \frac{E_j}{N_j} \right) . \quad (5.1.14)$$

### 5.1.4 Aufstellen des Gleichungssystems

Mit den definierten Parametern kann ein Gleichungssystem für die resultierenden Eingangsleistungen  $\Pi_i$  aufgestellt werden und lautet für zwei Teilsysteme ([LD95] Kap.3)

$$\begin{aligned}\Pi_{1,in} &= \Pi_{1,diss} + \Pi_{12} = \omega (\eta_1 + \eta_{12}) E_1 - \omega \eta_{21} E_2 \\ \Pi_{2,in} &= \Pi_{2,diss} + \Pi_{21} = -\omega \eta_{12} E_1 + \omega (\eta_2 + \eta_{21}) E_2\end{aligned}\quad (5.1.15)$$

In allgemeiner Form ergibt sich für das Teilsystem  $i$  bei einer Summe von  $m$  Teilsystemen ([LD95] Kap. 12)

$$\Pi_{i,in} = \omega \eta_{i,diss} E_i + \sum_{j=1, j \neq i}^m \omega (\eta_{ij} E_i - \eta_{ji} E_j) \quad (5.1.16)$$

was sich mit den Substitutionen

$$\eta_{ji} = \frac{\eta_{ij} \overline{\delta f_j}}{\delta f_i} \quad \text{und} \quad \eta_{ii} = \eta_{i,diss} \quad (5.1.17)$$

auch anschreiben lässt als

$$\Pi_{i,in} = \sum_{j=1}^m \omega \eta_{ij} E_i - \sum_{j=1, j \neq i}^m \omega \eta_{ij} \frac{\overline{\delta f_j}}{\delta f_i} E_j. \quad (5.1.18)$$

Durch Einsetzen der Definition des modalen Leistungspotentials  $\Phi_i$  aus Gl. (5.1.9) und der modalen Kopplungsfaktoren  $\beta_{ij}$  vereinfacht sich Gl. (5.1.18) zu

$$\Pi_{i,in} = \sum_{j=1}^m \beta_{ij} \Phi_i(\omega) - \sum_{j=1, i \neq j}^m \beta_{ij} \Phi_j(\omega). \quad (5.1.19)$$

Die allgemeine Gleichung lässt sich auch in Vektor-Matrizen-Schreibweise ausdrücken:

$$\begin{pmatrix} \beta_{11} & -\beta_{12} & \dots & -\beta_{1m} \\ -\beta_{21} & \beta_{22} & \dots & -\beta_{2m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -\beta_{m1} & -\beta_{m2} & \dots & \beta_{mm} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Phi_1 \\ \Phi_2 \\ \vdots \\ \Phi_m \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \Pi_{1,in} \\ \Pi_{2,in} \\ \vdots \\ \Pi_{m,in} \end{pmatrix} \quad (5.1.20)$$

oder kompakt

$$\mathbf{B} \cdot \Phi = \Pi_{in}. \quad (5.1.21)$$

Die Kopplungsmatrix  $\mathbf{B}$  ist symmetrisch und beinhaltet durch die Bedingung, dass sich gegenüberliegende Motorseiten nicht beeinflussen, Kopplungsfaktoren die per Definition 0 sind:

$$\begin{aligned}\beta_{16} &= \beta_{61} = 0 \\ \beta_{24} &= \beta_{42} = 0 \\ \beta_{35} &= \beta_{53} = 0\end{aligned}\quad (5.1.22)$$

Das vollständige Gleichungssystem mit  $m = 6$  Teilsystemen für den Motorinnenraum, oder  $m = 7$  wenn man den Fahrzeuginnenraum miteinbezieht, beschreibt den Leistungsaustausch in dem Gesamtsystem und bildet die Grundlage für das weitere Verfahren.

### 5.1.5 Aufgabe des TPA-Verfahrens

Auf Basis des aufgestellten Gleichungssystems solle mit Hilfe des TPA-Verfahrens folgendes realisiert werden:

1. *Bestimmung der Kopplungsfaktoren.*

Die Bestimmung der Kopplungsfaktoren mit dem Gleichungssystem in Gl. (5.1.21) setzt das Wissen über die seitenbezogene Motorleistungen  $\Pi_{i,in}$ , und die modalen Leistungspotentiale  $\Phi_i(\omega)$  voraus.

Um die nötigen Größen zur Lösung des Gleichungssystems bei einem realen Motor zu erhalten, wird eine Volumsschallquelle mit bekannter Schallleistung  $\Pi_{i,in}$  in den Motorraum eingeführt und das emittierte Schallfeld mit Druckmikrofonen gemessen. Die Volumsschallquelle stellt dabei die seitenbezogene Leistung  $\Pi_{i,in}$  dar. Die Schalldruckmessungen an den Motorseiten führen mit Gl. (5.1.9) zu den zugehörigen Leistungspotentialen  $\Phi_i$ .

Bei dem Motormodell ist die abgestrahlte, seitenbezogene Schallleistung für jede Anregung durch die Schallsondenmessung mit hoher Messgitterauflösung bekannt. Die modalen Leistungspotentiale werden durch Schalldruckmessung bei Einhausungsvariante 8, vgl. Abschnitt 4.2 Abb. 4.2, ermittelt und die Messsituation in der Praxis damit abgebildet.

2. *Berechnung der seitenbezogenen Motorleistungen im Betrieb.*

Die erhaltenen Kopplungsfaktoren drücken das Wissen über den Leistungsaustausch zwischen den Motorseiten aus. Damit ist es möglich, die seitenbezogene Leistung eines Motors im Betrieb über die modalen Leistungspotentiale mit Gl. (5.1.21) zu berechnen. Um die zugehörigen modalen Leistungspotentiale  $\Phi_i$  zu ermitteln, wird der Schalldruck an den Motorseiten bei Betrieb des Motors erneut gemessen.

Bei dem Motormodell ist die seitenbezogene Leistung bereits bekannt. Mit diesem Wissen ist es möglich, die Qualität der berechneten Kopplungsfaktoren zu evaluieren. Dazu wird die seitenbezogene Schallleistung mit den berechneten Kopplungsfaktoren und den gemessenen, modularen Leistungspotentialen laut Gl. (5.1.9) berechnet und mit der tatsächlichen Schallleistung aus der Schallsondenmessung verglichen.

3. *Prognostizierung des Schalldrucks im Innenraum.*

Um den Schalldruck im Innenraum prognostizieren zu können, wird das SEA-System um ein Teilsystem, das den Innenraum repräsentiert, auf  $m = 7$  erweitert. Sind die seitenbezogenen Motorleistungen bestimmt, kann das Gleichungssystem unter Kenntnis der Kopplungsfaktoren in den Fahrzeuginnenraum nach dem modalen Leistungspotential, und damit dem Schalldruck im Innenraum, aufgelöst werden. Die Bestimmung der Kopplungsfaktoren in den Innenraum geschieht entweder durch Messung des Leistungspotentials im Innenraum bei Schritt 1 oder durch eine Reziprokmessung.

Für die Untersuchung von beiden Varianten wurden zusätzlich zu den Schalldruckmessungen bei Einhausung 8 noch Referenzpunkte in der Umgebung festgelegt, an denen ebenfalls der Schalldruck bei allen Anregungsarten gemessen wurde. Diese Punkte repräsentieren die Aufpunkte an denen der Schalldruckpegel prognostiziert werden soll. Ein Referenzpunkt befindet sich über dem Motormodell und der zweite befindet sich vor Motorseite 5, vgl. Abb. 5.4.

## 5.2 Bestimmung der Kopplungsfaktoren

Zur Bestimmung der Kopplungsfaktoren müssen zunächst die modalen Leistungspotentiale  $\Phi_i(\omega)$  berechnet werden. Bei einem im Fahrzeug verbauten Motor basiert die Bestimmung auf der Messung von Impulsantworten zu verschiedenen Punkten in den Volumina der Motorseiten bei Anregung mit einer kalibrierten Leistungsquelle. Die Anregung im Teilvolumen mit der bekannten Schalleistung  $\Pi_{i,in}$  führt nach der Zusammenfassung der zugehörigen Schalldruckmessungen jeder Seite gemäß Gl. (5.1.9) zu den modalen Leistungspotentialen 1-6, bzw. 7, wenn der Innenraum mitgemessen wird. Befinden sich  $Q$  Schallquellen auf einer Motorseite  $i$  und wird das produzierte Schallfeld der Anregung  $a$  mit  $N$  Druckmikrofonen gemessen, so lässt sich das modale Leistungspotential einer Motorseite  $i$  zusammenfassen mit:

$$\Phi_i = \sum_{a=1}^Q \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \frac{|p_{a,i,n}(\omega)|^2 c}{2\rho f^2}. \quad (5.2.1)$$

Das gemessene durchschnittliche Schalldruckquadrat jeder Anregung dieser Motorseite wird also zu einer Summenanregung zusammengefasst. Diese Zusammenfassung ist für eine stabile Lösung der Kopplungsfaktoren notwendig. Bei der späteren Berechnung der seitenbezogenen Schalleistung und des Schalldrucks im Innenraum, werden beide Anregungsarten, Summenanregung und Einzelanregungen, untersucht.

Nach Anregung in allen Teilvolumina, kann das Gleichungssystem Gl. (5.1.21) nach  $\mathbf{B}$  gelöst werden. Bei allen bisher betrachteten Frequenzgängen von Schalleistung oder Schalldruck wurde die Leistung, bzw. Druck, pro Hertz betrachtet. Bei statistischen Betrachtungen mit der SEA ist es notwendig, die Frequenzgänge in Terz- oder Oktavbänder zu mitteln. Alle Parameter der SEA sind frequenzabhängig, wodurch eine Frequenzbandmittelung zudem den Vorteil einer Verringerung des Rechenaufwandes bringt. Mit gemittelten Frequenzgängen erfolgt die Lösung des Gleichungssystems nach  $\mathbf{B}$ .

### 5.2.1 Terzbandmittelung der Messung

Die Daten für Schalldruck, Schallschnelle und Schalleistung basieren aufgrund der hier verwendeten FFT-Länge von  $N = 44100$  bei einer Abtastfrequenz von  $f_s = 44,1\text{kHz}$  auf einer fundamentalen Frequenz von  $f_0 = 1\text{Hz}$ . Jede Messung liegt somit für die Frequenzen  $f_l = l f_0$  vor. Die Terzbandmittelung der Messdaten erfolgt

über die Multiplikation mit einem Hann-Fenster [PSB<sup>+</sup>16]. Die Leistung in einem Terzband um die Frequenz  $f_c$  berechnet sich dabei mit

$$\Pi(f_c) = \sum_l \Pi(f_l) \frac{1}{f_0} \int_{-f_0/2}^{f_0/2} \cos^2 \left( \frac{\pi}{2} \min \{ |\log_2(f_l + f) - \log_2(f_c)|, 1 \} \right) df \quad (5.2.2)$$

also durch die Leistungssumme aller Frequenzbins multipliziert mit dem Hann-Fenster, das im Intervall  $f \in [f_l - f_0/2; f_l + f_0/2]$  aufintegriert wird.

## 5.2.2 Korrektur der modalen Leistungspotentiale

Bevor das Gleichungssystem gelöst wird, können die modalen Leistungspotentiale einer näheren Untersuchung unterzogen werden. Jede Anregung im Teilsystem  $i$  führt zu dem modalen Leistungspotential  $\Phi_{ij}$  im Teilsystem  $j$ . Die Gesamtheit aller Leistungspotentiale lässt sich in einer Matrix zusammenfassen:

$$\tilde{\Phi} = \begin{pmatrix} \Phi_{11} & \Phi_{12} & \dots & \Phi_{1m} \\ \Phi_{21} & \Phi_{22} & \dots & \Phi_{2m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \Phi_{m1} & \Phi_{m2} & \dots & \Phi_{mm} \end{pmatrix}. \quad (5.2.3)$$

Eine Umformulierung durch Inversion von  $\mathbf{B}$  und Diagonalisierung des Leistungsvektors  $\mathbf{\Pi}_{in}$  aus Gl. (5.1.21) führt zu

$$\mathbf{B}^{-1} = \tilde{\Phi} \cdot \text{diag} \{ \mathbf{\Pi}_n \}^{-1}. \quad (5.2.4)$$

Die reinen Messgrößen der rechten Gleichungsseite in Gl. (5.2.4), also die gemittelten Schalldruckquadrate und die Leistung der Anregungen pro Motorseite, lassen sich in einer Messmatrix zusammenfassen:

$$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} \frac{|p_{11}(\omega)|^2}{\Pi_1} & \frac{|p_{12}(\omega)|^2}{\Pi_2} & \dots & \frac{|p_{1m}(\omega)|^2}{\Pi_m} \\ \frac{|p_{21}(\omega)|^2}{\Pi_1} & \frac{|p_{22}(\omega)|^2}{\Pi_2} & \dots & \frac{|p_{2m}(\omega)|^2}{\Pi_m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{|p_{m1}(\omega)|^2}{\Pi_1} & \frac{|p_{m2}(\omega)|^2}{\Pi_2} & \dots & \frac{|p_{mm}(\omega)|^2}{\Pi_m} \end{pmatrix}. \quad (5.2.5)$$

Mit der Definition der modalen Kopplungsfaktoren in Gl. (5.1.14) ist die Kopplungsmatrix  $\mathbf{B}$  symmetrisch. In weiterer Folge ist die Inverse  $\mathbf{B}^{-1}$  und durch den Zusammenhang in Gl. (5.2.4) auch die Messmatrix  $\mathbf{M}$  symmetrisch. Die Messmatrix weicht nur um den konstanten Faktor  $\frac{c}{2\rho f^2}$  von  $\mathbf{B}^{-1}$  ab.

In Abschnitt 5.1.1 wurde die Annahme getroffen, dass es sich bei den Volumina zwischen Motoroberfläche und Motorraum um 3D-Volumen handelt. Wie schon bei dem Volumen zwischen Motoroberfläche und Motorhaube angesprochen, können die Teilvolumen von dieser Annahme abweichen. Die Teilvolumen sind für jede Motorseite unterschiedlich und weichen generell von einem idealen 3D-Volumen ab, was

sich darin zeigt, dass die tatsächliche Messmatrix  $\mathbf{M}$  nicht symmetrisch ist. Angenommen es existiert ein Korrekturfaktor  $k_i \sim 1$ , der die Abweichung von einem idealen Volumen kompensiert, so gilt für die modalen Leistungspotentiale analog zu Gl. (5.1.9)

$$\Phi_i(\omega) = k_i \frac{\overline{|p_i(\omega)|^2} c}{2 \rho f^2}. \quad (5.2.6)$$

Unter Verwendung der Korrekturfaktoren lässt sich eine unbekannte symmetrierte Form der Messmatrix  $\mathbf{S}$  anschreiben als

$$\mathbf{S} = \text{diag} \{ \mathbf{k} \} \cdot \mathbf{M}, \quad (5.2.7)$$

wobei  $\mathbf{k} = [k_1, \dots, k_m]^T$  die Kopplungsfaktoren in Vektorform darstellt. Nur für die Teilsysteme im Motorraum kann ein Teilvolumen zugeordnet werden. Für das Teilsystem, das den Innenraum repräsentiert, kann kein Volumen abgeschätzt werden, wodurch sich die Dimension von  $\mathbf{M}$ ,  $\mathbf{k}$  und  $\mathbf{S}$  mit  $m = 6$  begrenzt.

Die Lösung dieses Gleichungssystems nach den Unbekannten  $S$  und  $k$  stellt die Problemstellung der *Nonnegative-Matrix-Factorization (NMF)* dar [Nai16]. Diese zeichnet sich dadurch aus, dass alle involvierten Matrizen keine negative Elemente enthalten, was bei der Betrachtung von Schalldruckquadraten und Leistungen bei diesem Problem zutrifft. Für die Lösung nach den Unbekannten lässt sich eine Fehlerfunktion für die Abweichung von einer symmetrischen Matrix definieren

$$\mathbf{e} = \text{diag} \{ \mathbf{k} \} \cdot \mathbf{M} - \mathbf{S}. \quad (5.2.8)$$

Die Minimierung des Fehlers  $\mathbf{e}$  führt zu dem Optimierungsproblem:

$$\min \|\text{diag} \{ \mathbf{k} \} \cdot \mathbf{M} - \mathbf{S}\|_2 \quad (5.2.9)$$

$$\begin{aligned} \text{für} \quad & \mathbf{S} \rightarrow \text{symmetrisch} \\ & S_{ij} \geq 0 \\ & \|\mathbf{k}\| = m \end{aligned}$$

Die von den Datenpunkten aufgespannte Fehlerfläche ist in der Regel konvex ([Nai16] Kap.2). Für die numerische Lösung von konvexen Optimierungsproblemen steht das *MATLAB* Tool-Set *CVX* von M. Grant, S. Boyd und Y. Ye zur Verfügung mit dem das Optimierungsproblem mit den Nebenbedingungen in *MATLAB* umgesetzt werden kann [GBY16] [BV04].

Mit den ermittelten Korrekturfaktoren können die Leistungspotentiale korrigiert werden:

$$\tilde{\Phi} = \text{diag} \{ \mathbf{k} \} \begin{pmatrix} \Phi_{11} & \Phi_{12} & \dots & \Phi_{1m} \\ \Phi_{21} & \Phi_{22} & \dots & \Phi_{2m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \Phi_{m1} & \Phi_{m2} & \dots & \Phi_{mm} \end{pmatrix}. \quad (5.2.10)$$

### 5.2.3 Vektorisierung des Gleichungssystems

Für die Lösung von Gl. (5.1.21) nach den Kopplungsfaktoren ist es sinnvoll, die Gleichung durch Vektorisierung der Kopplungsfaktoren umzuschreiben. Je nachdem, ob bei der Messung der Schalldruckquadrate bei Anregung mit einer Schallquelle definierter Leistung, das Schalldruckquadrat im Innenraum, bzw. an den beiden Referenzpunkten, mitgemessen wird, ergibt sich für  $\mathbf{B}$  eine symmetrische, reellwertige 6x6 oder 7x7 Matrix. Da gegenüberliegende Motorseiten sich nicht beeinflussen sind einige Kopplungsfaktoren 0, vgl. Gl. (5.1.22), wodurch sich die zu berechnende Anzahl an Kopplungsfaktoren auf 18, bzw. 25, reduzieren lässt. Werden alle Kopplungsfaktoren in dem Kopplungsvektor  $\boldsymbol{\beta}$  zusammengefasst ergibt sich für die Messung  $n$

$$\hat{\boldsymbol{\Phi}}_n \cdot \boldsymbol{\beta} = \boldsymbol{\Pi}_n, \quad (5.2.11)$$

wobei für  $m = 6$   $\boldsymbol{\Pi}_n$  ein 6x1 Vektor mit nur einem Eintrag ungleich 0 an der Stelle  $n$  ist und  $\hat{\boldsymbol{\Phi}}_n$  bei einem 18x1  $\beta$ -Vektor eine 6x18 Matrix sein muss. Die Einträge  $\hat{\Phi}_{n,ij}$  müssen dabei so gewählt werden, dass das Gleichungssystem Gl. (5.1.21) erfüllt wird. Die resultierende Matrix  $\hat{\boldsymbol{\Phi}}_n$  ist für  $m = 6$  und  $m = 7$  im Anhang detailliert dargestellt.

Werden alle Messungen bei  $N$  Anregungen in ein Gleichungssystem zusammengefasst, ergibt sich

$$\begin{pmatrix} \hat{\boldsymbol{\Phi}}_1 \\ \hat{\boldsymbol{\Phi}}_2 \\ \vdots \\ \hat{\boldsymbol{\Phi}}_N \end{pmatrix} \cdot \boldsymbol{\beta} = \begin{pmatrix} \boldsymbol{\Pi}_1 \\ \boldsymbol{\Pi}_2 \\ \vdots \\ \boldsymbol{\Pi}_N \end{pmatrix}, \quad (5.2.12)$$

wobei  $\hat{\boldsymbol{\Phi}}$  zusammengefasst eine  $(7N) \times 25$  Matrix und  $\boldsymbol{\Pi}$  einen  $(7N) \times 1$  Vektor ergibt.

Mit der Fehlerfunktion

$$\mathbf{e} = \hat{\boldsymbol{\Phi}} \cdot \boldsymbol{\beta} - \boldsymbol{\Pi} \quad (5.2.13)$$

lässt sich erneut ein konvexes Optimierungsproblem formulieren, das einer  $NMF$  entspricht:

$$\min \|\hat{\boldsymbol{\Phi}} \cdot \boldsymbol{\beta} - \boldsymbol{\Pi}\|_2 \quad (5.2.14)$$

$$\text{für } \boldsymbol{\beta} \geq 0$$

$$\beta_{ii} \geq \sum_j \beta_{ij} \quad \forall i$$

Die Kopplungsfaktoren müssen einerseits positiv sein und andererseits darf die Leistung, die von einem Teilsystem an andere Teilsysteme übertragen wird, nicht größer sein als die Energie, die im jeweiligen Teilsystem zur Verfügung steht, was durch die zweite Nebenbedingung ausgedrückt wird. Die Berechnung von  $\boldsymbol{\beta}$  erfolgt wiederum mit dem *MATLAB* Tool-Set *CVX* zur numerischen Auswertung konvexer Optimierungsprobleme. Die zweite Nebenbedingung lässt sich dabei kompakt mit

der vektorisierten Schreibweise von Gl. (5.2.11) allgemein formulieren

$$\beta_{vz} \cdot \beta \geq 0 \quad (5.2.15)$$

wobei  $\beta_{vz}$  eine Vorzeichenmatrix darstellt, die analog zu  $\hat{\Phi}_n$  aufgebaut ist, vgl. Anhang 6. Sind die Kopplungsfaktoren berechnet, müssen sie für den weiteren Vorgang wieder in die Matrixform von Gl. (5.1.21) gebracht werden.

### 5.3 Berechnung der seitenbezogenen Motorleistungen

Sind die Kopplungsfaktoren bekannt, kann im Betrieb mit der Messung der Schalldruckquadrate an den Motorseiten die zugehörige seitenbezogene Schalleistung ermittelt werden. Strahlt die Motorseite  $i$  eine unbekannte Schalleistung ab und werden die modalen Leistungspotentiale  $\Phi_1 - \Phi_6$  gemessen, kann die Schalleistung der Seite  $i$  mit

$$(\beta_{i1} \quad \beta_{i2} \quad \dots \quad \beta_{i6}) \begin{pmatrix} \Phi_1 \\ \Phi_2 \\ \vdots \\ \Phi_6 \end{pmatrix} = \Pi_{i,in} \quad (5.3.1)$$

bestimmt werden. In der Modellmessung sind die Schalleistungen bekannt und können mit der Berechnung mittels Kopplungsfaktoren verglichen werden. Dabei ist es möglich, das Vergleichsergebnis bei einer Summenanregung oder bei Anregung mit einzelnen Treibern zu betrachten. Abbildung 5.2 zeigt den Vergleich der berechneten seitenbezogenen Leistung mit der tatsächlichen Schalleistung der Sondenmessung, wenn alle Motorseiten aktiv sind. Abbildung 5.3(a) und (c) zeigen die Differenz der berechneten Schalleistung der aktiven Seite mit dem *SEA*-Ansatz und der Leistung der aktiven Motorseite durch Sondenmessung bei Summenanregung und Einzelanregung. Abbildung 5.3(b) und (d) zeigen das Verhältnis der summierten Schalleistung aller passiven Seiten, zu der aktiven Seite bei Berechnung durch den *SEA*-Ansatz.

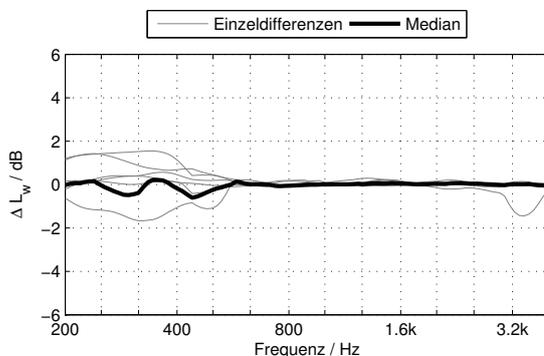


Abbildung 5.2: Differenz zwischen berechneter, seitenbezogener Leistung  $\Pi_{i,in}$  und der gemessenen, seitenbezogenen Schalleistung des Motormodells, wenn die Treiber aller Motorseiten aktiv sind.

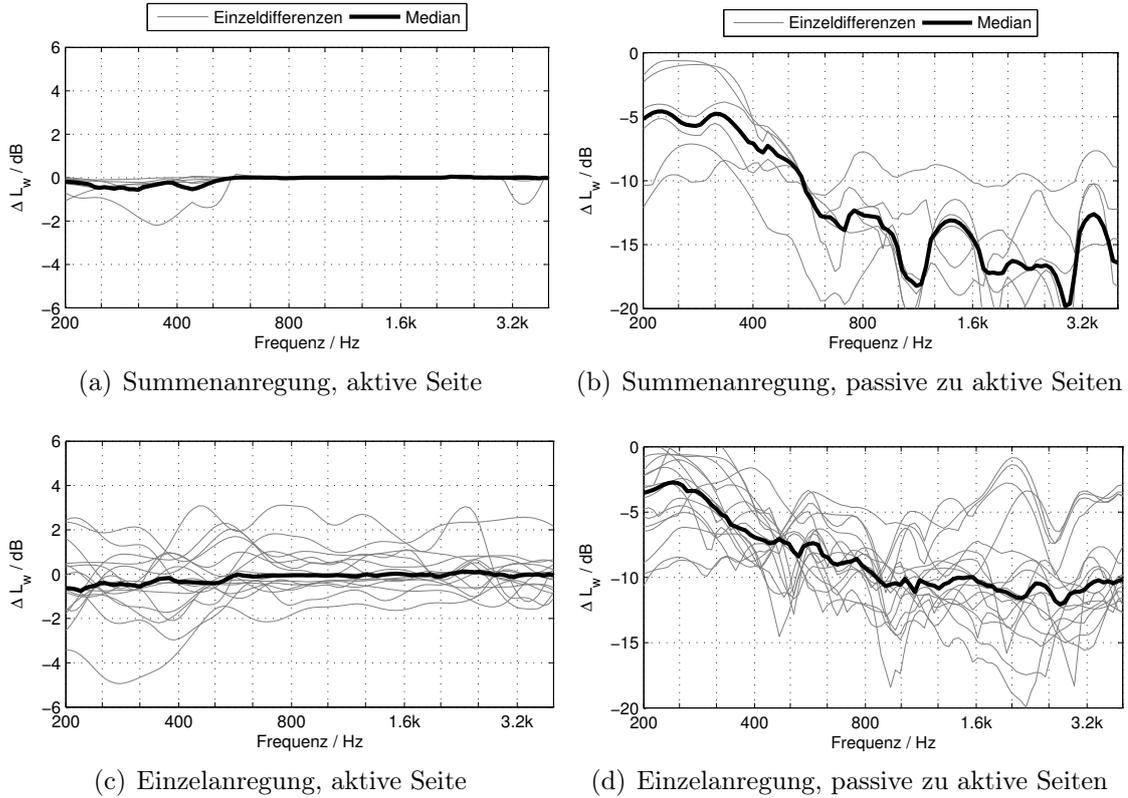


Abbildung 5.3: (a),(c): Abweichung von der mit dem SEA-Ansatz berechneten Leistung zur Leistung der Sondenmessung. (b),(d): Leistungsverhältnis der Summe aller passiven Seiten zur aktiven Seite bei Berechnung mit dem *SEA*-Ansatz

Bei Betrachtung von Summenanregungen weicht die *SEA*-bestimmte Seitenschallleistung ab ca. 500Hz kaum von der Leistung der Sondenmessung ab. Wird nur die aktive Seite betrachtet, stimmen die Leistungen auch unterhalb dieser Frequenz überein. Einzig die berechnete Leistung auf der Seite des Exciters weicht geringfügig ab. Die passiven Motorseiten der *SEA*-Berechnung tragen, wie auch bei der Sondenmessung beobachtet, kaum zur Schallabstrahlung bei. Ab 500Hz ist die Summenleistung aller passiven Motorseiten mindestens  $-10dB$  geringer als die Leistung der aktiven Seite.

Die Kopplungsmatrix ist bei Anregung mit Summenanregungen berechnet worden. Bei Einspeisung derselben Leistungen, Messung der modalen Leistungspotentiale und Berechnung der Leistungen mit dem *SEA*-Ansatz ist eine geringe Abweichung zu erwarten. Findet nun eine Einzelanregung mit unterschiedlicher Anzahl von Treibern pro Motorseite statt, so stimmt die Leistung der aktiven Seite bei *SEA*-Ansatz im Median ebenfalls mit der Sondenmessung bei Einzelanregung überein. Es bildet sich jedoch ein Streubereich von  $\pm 2dB$ . Die Leistung der passiven Motorseiten sind höher im Vergleich zur Summenanregung, sie sind ab 500Hz in Summe um  $-5dB$  geringer als die Leistung der aktiven Seite.

Der *SEA*-Ansatz kann somit zu einer relativ genauen Abschätzung der seitenbezogenen Schalleistungen führen. Sind die unbekanntenen Schalleistungen ermittelt, ist der nächste Schritt die Abschätzung des Schalldrucks im Fahrzeuginnenraum.

## 5.4 Prognostizierung des Schalldrucks im Innenraum

Der Fahrzeuginnenraum stellt das 7. Teilsystem im *SEA*-Modell dar, womit sich Gl. (5.1.21) auf ein  $m = 7$  System erweitert. Durch Multiplikation der Inversen  $\mathbf{B}^{-1}$  von links lässt sich das Gleichungssystem umschreiben in

$$\begin{pmatrix} \Phi_1 \\ \Phi_2 \\ \vdots \\ \Phi_7 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \beta_{11} & -\beta_{12} & \dots & -\beta_{17} \\ -\beta_{21} & \beta_{22} & \dots & -\beta_{27} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -\beta_{71} & -\beta_{72} & \dots & \beta_{77} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \Pi_{1,in} \\ \Pi_{2,in} \\ \vdots \\ \Pi_{7,in} \end{pmatrix}. \quad (5.4.1)$$

Ist die seitenbezogene Schalleistung und die inverse Kopplungsmatrix bekannt, so können die modalen Leistungspotentiale berechnet werden. Die relevante Größe für die Abschätzung des Schalldrucks im Innenraum ist das modale Leistungspotential  $\Phi_7$ , das sich aus der Multiplikation der letzten Zeile der inversen Kopplungsmatrix  $\mathbf{b}_{inv,7}$  und den seitenbezogenen Schalleistungen  $\Pi_{i,in}$  ergibt. Da im Innenraum keine Leistung eingespeist wird, gilt  $\Pi_{7,in} = 0$ , wodurch sich die Berechnung auf die ersten 6 Kopplungsfaktoren beschränkt

$$\Phi_7 = \mathbf{b}_{inv,7} \cdot \begin{pmatrix} \Pi_{1,in} \\ \Pi_{2,in} \\ \vdots \\ \Pi_{6,in} \end{pmatrix}. \quad (5.4.2)$$

### 5.4.1 Kopplungsfaktoren in den Innenraum

Für die Bestimmung der Kopplungsfaktoren in den Innenraum stehen durch Ausnutzung der Symmetrie-Eigenschaft der inversen  $\mathbf{B}$  Matrix zwei Möglichkeiten zur Verfügung. Für die Berechnung von  $\Phi_7$  ist die Kenntnis der letzten Zeile der inversen Kopplungsmatrix  $\beta_{71} - \beta_{76}$  nötig, oder durch die Symmetrie die letzte Spalte der inversen Kopplungsmatrix  $\beta_{17} - \beta_{67}$ .

Die Kopplungsfaktoren der letzten Zeile erhält man, indem bei Anregung mit bekannter Schalleistung in den Teilvolumina 1-6 der Schalldruck im Innenraum mitgemessen wird. Bei der Modellmessung bei Einhausung 8 wurden bei den Sweep-Messungen aller Anregungen der Schalldruck an zwei Aufpunkten, die den Innenraum repräsentieren, gemessen. Abbildung 5.4 zeigt die Position der Aufpunkte über Motorseite 1 und vor Seite 5. Es werden die Transferpfade jeder Motorseite zu beiden Punkten im Innenraum ermittelt, was quasi einer Messung in „Vorwärtsrichtung“ entspricht. Alternativ ist es möglich, die Transferpfade mit einer Reziprokmessung zu ermitteln, indem im Innenraum mit einer Schallquelle angeregt, und die resultierenden Schalldrücke in den Teilvolumina 1-6 gemessen werden.

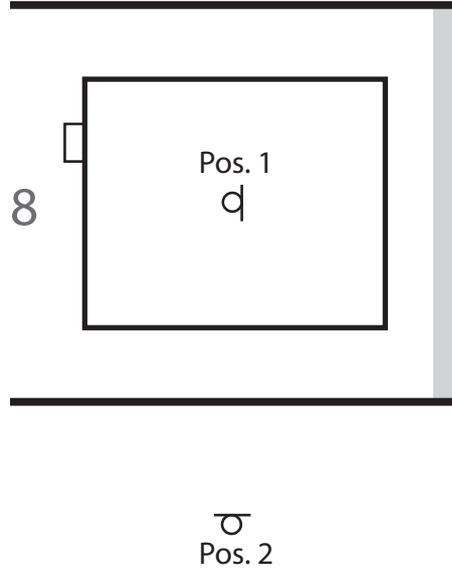


Abbildung 5.4: Schalldruckmessungen an den Positionen 1 und 2, die den Innenraum repräsentieren

### Messung in Vorwärtsrichtung

Die Kopplungsfaktoren in Vorwärtsrichtung ergeben sich aus der letzte Zeile von Gl. (5.2.4)

$$\mathbf{b}_{inv,7i} = \begin{bmatrix} \frac{\Phi_{71}}{\Pi_1} & \frac{\Phi_{72}}{\Pi_2} & \dots & \frac{\Phi_{76}}{\Pi_6} \end{bmatrix}. \quad (5.4.3)$$

Drückt man die modalen Leistungspotentiale durch das Schalldruckquadrat aus, vgl. Gl. (5.2.6), ergibt sich

$$\mathbf{b}_{inv,7i} = \frac{k_7 c}{2 \rho f^2} \begin{bmatrix} \frac{\overline{|p_{71}(\omega)|^2}}{\Pi_1} & \frac{\overline{|p_{72}(\omega)|^2}}{\Pi_2} & \dots & \frac{\overline{|p_{76}(\omega)|^2}}{\Pi_6} \end{bmatrix} \quad (5.4.4)$$

worin der unbekannte Korrekturfaktor  $k_7$  enthalten ist. Der Schalldruck im Innenraum ergibt sich durch Umformung von Gl. (5.2.6) nach dem Schalldruck mit

$$\overline{|p_7(\omega)|^2} = \frac{2 \rho f^2}{c k_7} \Phi_7. \quad (5.4.5)$$

Durch Einsetzen von Gl. (5.4.2) und Gl. (5.4.4) kürzt sich der unbekannte Korrekturfaktor heraus und der Schalldruck im Innenraum ergibt sich mit

$$\overline{|p_7(\omega)|^2} = \begin{bmatrix} \frac{\overline{|p_{71}(\omega)|^2}}{\Pi_1} & \frac{\overline{|p_{72}(\omega)|^2}}{\Pi_2} & \dots & \frac{\overline{|p_{76}(\omega)|^2}}{\Pi_6} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \Pi_{1,in} \\ \Pi_{2,in} \\ \vdots \\ \Pi_{6,in} \end{pmatrix}. \quad (5.4.6)$$

Die Leistungen  $\Pi_i$  stellen dabei die eingespeisten bekannten Leistungen zur Ermittlung der Kopplungsfaktoren und  $\Pi_{i,in}$  die mit dem *SEA*-Ansatz berechnete seitenbezogene Schalleistung bei Schalldruckmessung dar. Diese Methode setzt voraus, dass

die eingespeiste Schalleistung in den Teilvolumen bei der Ermittlung der Kopplungsfaktoren groß genug ist, um eine Ermittlung der Transferpfade in den Innenraum zu ermöglichen. Dieser Umstand ist bei den Messungen am Motormodell garantiert gegeben, weil das Teilsystem, das den Innenraum repräsentiert, akustisch nur schwach von den Teilsystemen des Motormodell getrennt ist. Bei einem realen Fahrzeug ist die akustische Trennung zwischen Motorraum und Fahrzeuginnenraum deutlich ausgeprägter, wodurch die Bestimmung der Luftschall-Transferpfade in den Innenraum erschwert wird.

### Reziprokmessung

Die Transferpfade zwischen Motorraum und Fahrzeuginnenraum können auch durch eine reziproke Messung ermittelt werden. Diese Anwendung basiert darauf, dass sich die Transferpfade bei einem linearen System bei Vertauschung von Schallquelle und Schallempfänger nicht ändern. Bei der reziproken Messung wird im Fahrzeuginnenraum mit einer definierten Schalleistung angeregt, und der Schalldruck in den Teilsystemen im Motorraum gemessen.

Da bei der Reziprokmessung im Gegensatz zur Vorwärtsmessung eine Leistung  $\Pi_7$  bekannt ist, kann die letzte Spalte der Kopplungsmatrix ermittelt werden. Die letzte Spalte der Kopplungsmatrix ergibt sich mit dem unbekanntem Korrekturfaktor als

$$\mathbf{b}_{inv,i7} = \frac{k_7 c}{2 \rho f^2} \begin{pmatrix} \frac{\overline{|p_{17}(\omega)|^2}}{\Pi_7} \\ \frac{\overline{|p_{27}(\omega)|^2}}{\Pi_7} \\ \vdots \\ \frac{\overline{|p_{67}(\omega)|^2}}{\Pi_7} \end{pmatrix} \quad (5.4.7)$$

und führt nach Einsetzen von Gl. (5.4.2) und Gl. (5.4.7) zum Schalldruck im Innenraum

$$\overline{|p_7(\omega)|^2} = \begin{pmatrix} \frac{\overline{|p_{17}(\omega)|^2}}{\Pi_7} \\ \frac{\overline{|p_{27}(\omega)|^2}}{\Pi_7} \\ \vdots \\ \frac{\overline{|p_{67}(\omega)|^2}}{\Pi_7} \end{pmatrix}^T \begin{pmatrix} \Pi_{1,in} \\ \Pi_{2,in} \\ \vdots \\ \Pi_{6,in} \end{pmatrix}. \quad (5.4.8)$$

Die Berechnung der Transferpfade hängt also wesentlich von der korrekten Bestimmung der abgestrahlten Schalleistung  $\Pi_7$  ab. Beim Motormodell wurde versucht eine Reziprokmessung nachzustellen, indem an den Messpositionen, die den Innenraum repräsentieren, ein Tropfenlautsprecher positioniert, und die Transferpfade vom Lautsprecher zu den Druckmikrofonen ermittelt wurden. Zur Ermittlung der abgestrahlten Schalleistung des Tropfenlautsprechers steht eine Schalldruckmessung  $p_{ref,7}$  in einem Abstand von  $r = 1m$  zur Verfügung. Unter der Annahme, dass ein

kugelförmiges Schallfeld produziert wird, kann die Schalleistung durch das Schalldruckquadrat und der Kugeloberfläche abgeschätzt werden:

$$\Pi_7 = \frac{|p_{ref,7}(\omega)|^2 4 \pi}{\rho c}. \quad (5.4.9)$$

Eine Abschätzung der Schalleistung mit nur einer Druckmessung stellt einen Unsicherheitsfaktor dar. Ein weiteres Problem ergibt sich bei der Betrachtung des Teilvolumens 7 im Sinne der *SEA*. Für die Messpositionen, die den Innenraum repräsentieren, gelten im Messraum im wesentlichen Freiraumbedingungen. Ein Freiraum besitzt im Sinne der *SEA* ein unendliches Volumen und damit lt. Gl. (5.1.1) eine unendliche akustische Energie. Die Nachstellung einer Reziprokmessung mit Messpunkten im Freiraum ist bei dem Motormodell in dieser Form somit nicht möglich.

## 5.4.2 Vergleich des prognostizierten Schalldrucks

Da der Schalldruck an den beiden Messpositionen für alle Anregungen bekannt ist, kann der prognostizierte Schalldruck bei einer Ermittlung der Transferpfade in Vorwärtsrichtung direkt verglichen werden.

Abbildung 5.5 zeigt die Schalldruckdifferenz zu den Messpunkten bei gleichzeitiger Anregung an allen Motorseiten. Ab  $500\text{ Hz}$  zeigt sich für beide Messpunkte beinahe keine Abweichung von der Messpunktreferenz. Der Fehler hängt maßgeblich von der fehlerhaften Abschätzung der seitenbezogenen Leistung durch den *SEA*-Ansatz ab, der sich schon in Abb. 5.2 als gering erwiesen hat.

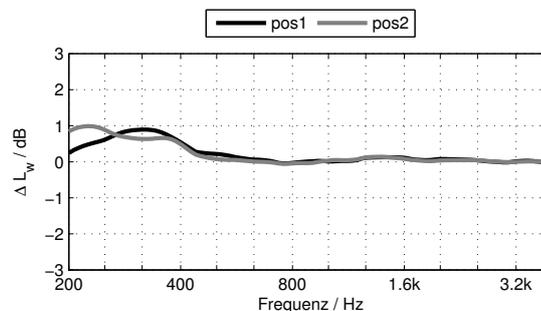


Abbildung 5.5: Differenz des prognostizierten Schalldrucks zu dem gemessenen Schalldruck an Messpunkt 1 und 2 bei gleichzeitiger Anregung mit allen 6 Motorseiten

Die Anregung an den Motorseiten kann prinzipiell beliebig variiert werden und verschiedene Anregungsszenarien entworfen werden. Eine mögliche Unterscheidung ist wiederum, ob Summenanregung oder Einzelanregung der Treiber stattfindet. Eine zweite Variationsmöglichkeit besteht darin, dass die Anregung an allen Seiten gleichzeitig stattfindet, jedoch nicht in der gleichen Stärke. Diese Variation kommt der Praxis nahe, da nicht anzunehmen ist, dass alle Motorseiten zu gleichen Teilen Schall abstrahlen. Der Fall, dass eine Seite stärker an der Schallabstrahlung beteiligt ist, kann simuliert werden, indem alle Motorseiten gleichzeitig Leistung abstrahlen,

jedoch alle bis auf eine Seite um  $-10\text{dB}$  oder  $-20\text{dB}$  verringert. Abbildung 5.6 zeigt diesen Fall bei Summenanregung pro Motorseite und einer Verringerung von  $-10\text{dB}$  und  $-20\text{dB}$  für beide Messpositionen.

Abbildung 5.7 zeigt den selben Vorgang wie zuvor, nur findet in dieser Variante Einzelanregung statt. Alle Lautsprecher strahlen gleichzeitig Schallleistung ab, die Leistungen aller Lautsprecher, bis auf einen, sind jedoch um  $-10\text{dB}$  oder  $-20\text{dB}$  verringert.

Bei der Variation der Summenanregung zeigt sich bei Position 1 kaum eine Abweichung oberhalb von  $500\text{Hz}$ . Bei einer Abschwächung um  $-20\text{dB}$  vergrößert sich der Fehler auf maximal  $\pm 0.5\text{dB}$ . Bei Variation der Einzelanregung zeigt sich bei einer Abschwächung von  $-10\text{dB}$  eine Abweichung von weniger als  $\pm 2\text{dB}$ , bei einer Abschwächung von  $-20\text{dB}$  eine Abweichung von weniger als  $\pm 4\text{dB}$ . Eine Differenz zwischen den beiden Messpunkten ist nicht beobachtbar, obwohl ein Messpunkt durch eine Einhausung abgetrennt ist.

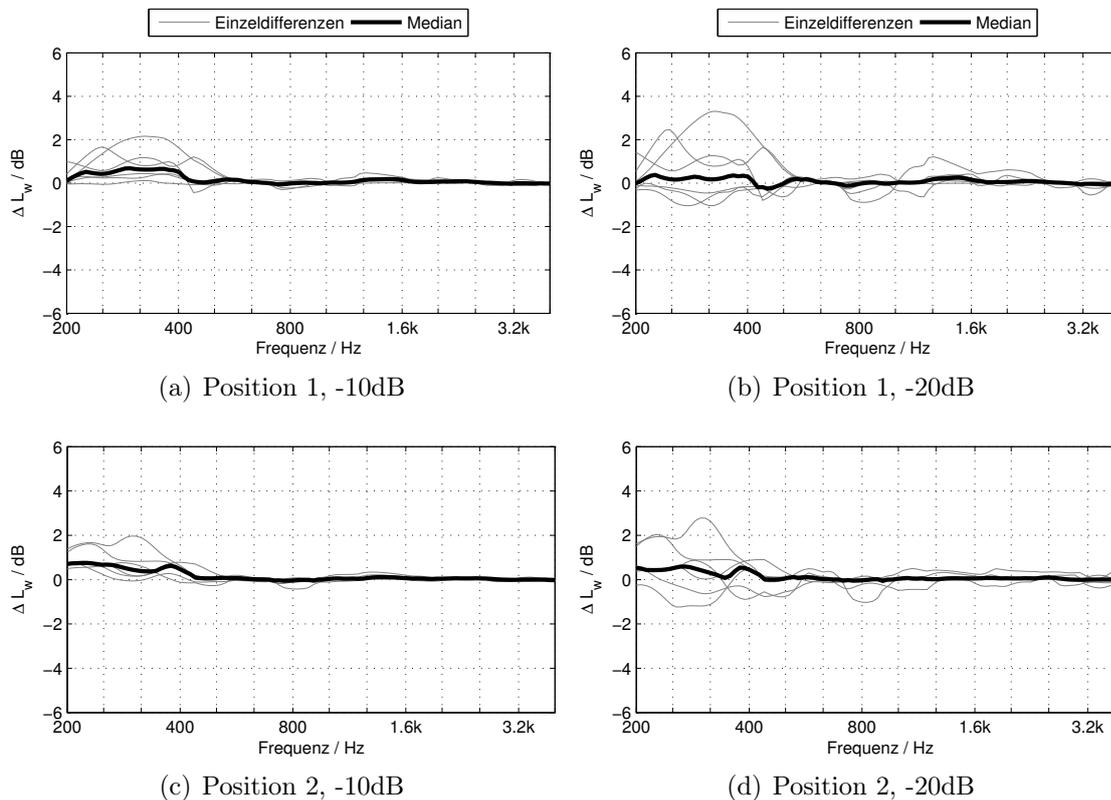


Abbildung 5.6: Differenz des prognostizierten Schalldrucks zu den gemessenen Schalldrücken an beiden Messpunkten bei gleichzeitiger Anregung aller Motorseiten, wobei die Schallleistung von 5 Seiten bei (a),(c) um je  $-10\text{dB}$ , und bei (b),(d) um je  $-20\text{dB}$  abgeschwächt ist.

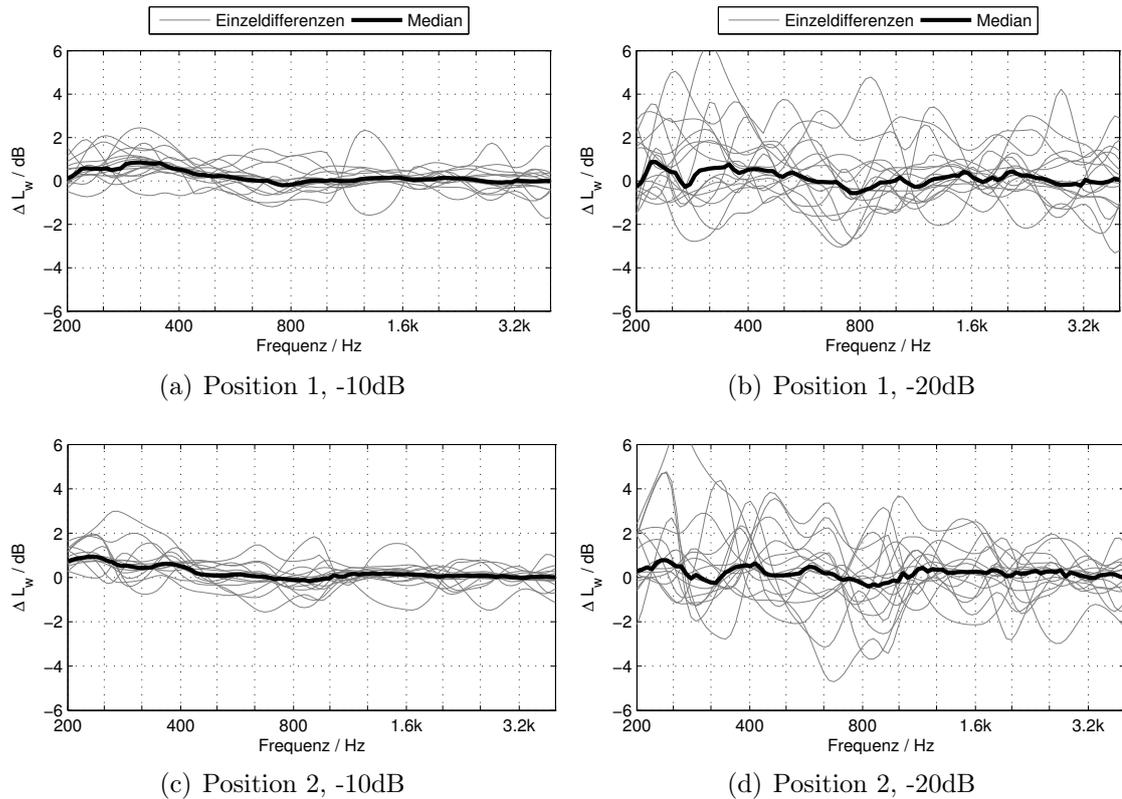


Abbildung 5.7: Differenz des prognostizierten Schalldrucks zu den gemessenen Schalldrücken an beiden Messpunkten bei gleichzeitiger Anregung aller Treiber, wobei die Schalleistung von  $N - 1$  Treibern bei (a),(c) um je  $-10\text{dB}$ , und bei (b),(d) um je  $-20\text{dB}$  abgeschwächt ist.

Bei Betrachtung von Summenanregungen kann auch bei unterschiedlich gedämpften Anregungen der Schalldruck in beiden Aufpunkten mit sehr geringer Abweichung prognostiziert werden. Bei Anregung mit einzelnen Lautsprechern und für den Fall, dass eine Anregung stark dominiert, vergrößert sich diese Abweichung zu maximal  $\pm 4\text{dB}$ . Im statistischen Mittel ist die Abweichung jedoch gering.

# Kapitel 6

## Zusammenfassung der Ergebnisse

Diese Arbeit befasst sich mit den beiden Fragestellungen:

1. Wie wirkt sich die Messsituation eines im Fahrzeug verbauten Motors auf die Bestimmung der Schalleistung aus?
2. Kann mit SEA-basierten Luftschallübertragungsfunktionen die Prognostizierung des Schalldrucks im Fahrzeuginnenraum verbessert werden?

Die derzeitige Technik zur Ermittlung der abgestrahlten Schalleistung eines Motors benötigt den separaten Aufbau des Motors auf einem Prüfstand und bestimmt die Schalleistung durch Schalldruckmessungen im Fernfeld. Wird die Schalleistung des Motors bestimmt, wenn der Motor verbaut ist, entfällt der Aufwand für den Aufbau am Prüfstand. Die Schalleistungsbestimmung erfolgt dadurch jedoch nicht mehr bei Freifeldbedingungen und erfolgt zwangsläufig im Nahfeld.

Zur Untersuchung der Fragestellungen wurde ein Motormodell gebaut, das die Abstrahlungseigenschaften eines Motors nachbilden soll. In dieser Arbeit wurde die abgestrahlte Schalleistung des Motormodells durch Schalldruckmessungen im Fernfeld und Schallintensitätsmessungen im Nahfeld bestimmt und miteinander verglichen.

Die Untersuchungen zur Schalleistungsmessung am Motormodell bei Freifeldbedingungen zeigen, dass die Schalleistung durch Messung der Schallintensität im Nahfeld mit geringer Abweichung der gemessenen Schalleistung im Fernfeld entspricht.

Bei der Nahfeldmessung wurde die Schallintensität auf einer das Motormodell eng umhüllenden Quaderoberfläche mit einer hohen Abtastdichte gemessen, wodurch ein hoher Messaufwand entsteht. Zur Reduktion des Messaufwandes wurde der Einfluss einer Beschränkung auf alleinige Schalldruckmessung und der Einfluss einer geringeren Abtastdichte auf die gemessene Schalleistung untersucht. Innerhalb des betrachteten Frequenzbereichs zwischen  $f_u = 400\text{Hz}$  und  $f_o = 4\text{kHz}$  ergibt die Beschränkung auf Schalldruckmessung eine konstante breitbandige Abweichung von ca. 5dB zur tatsächlichen Schalleistung.

Die statistische Auswertung einer verringerten Abtastdichte ergibt im Median eine vergleichbare, breitbandige Abweichung. Dabei zeigt sich, dass die Größe einer schwingenden Fläche in Verbindung mit der Abtastdichte Einfluss auf das Messergebnis hat. Zur weiteren Untersuchung dieses Einflusses wurde eine Parameterstudie

durchgeführt, deren Ergebnisse mit der statistischen Messdatenauswertung übereinstimmen. Die Parameterstudie untersucht die Abtastdichte bei zwei kreisförmigen schwingenden Flächen mit einem Radius von  $r = 3\text{cm}$  und  $r = 7.5\text{cm}$ . Bei einer schwingenden Fläche mit einem Radius von  $r = 3\text{cm}$  kann ein breitbandiger Korrekturfaktor angegeben werden, mit dem die tatsächliche Schalleistung abgeschätzt werden kann. Der Messfehler bei dieser Abschätzung liegt mit einer Wahrscheinlichkeit von 86% bei  $\pm 1\text{dB}$ , wenn die Messpunkte des Schalldrucks nicht direkt über der schwingenden Fläche liegen. Bei Vergrößerung der schwingenden Fläche nimmt die Schallbündelung bei hohen Frequenzen zu, wodurch die Genauigkeit einer solchen Abschätzung abnimmt. Bei einer schwingenden Fläche mit einem Radius von  $r = 7.5\text{cm}$  liegt der zu erwartende Messfehler bei hohen Frequenzen nur mehr mit einer Wahrscheinlichkeit von 21% bei  $\pm 1\text{dB}$ . Mit steigendem Normalabstand der Messpunkte zu der Motoroberfläche kann die Genauigkeit verbessert werden. Durch die Schallbündelung kann bei dieser schwingenden Fläche jedoch kein breitbandiger Korrekturfaktor angegeben werden.

Um die Messsituation im Motorraum nachzubilden, wurde die Nahfeldmessung mit reflektierend und absorbierend ausgeführten Grenzflächen durchgeführt. Da bei dem Motormodell die Treiber einzeln angesteuert werden können, ist eine Unterteilung in aktive und passive Motorseiten möglich. Dadurch kann der Einfluss der Einhausung auf ein mögliches Übersprechen zwischen den Motorseiten untersucht werden. Bei der Betrachtung der abgestrahlten Schalleistung von aktiven und passiven Motorseiten zeigt sich, dass die Einhausung die gemessene Schalleistung an den passiven Seiten erhöht. Die gemessene Schalleistung der passiven Motorseiten ist jedoch gering im Vergleich zu der abgestrahlten Schalleistung der aktiven Motorseite. Zur Bestimmung der abgestrahlten Schalleistung ist die Schalldruckmessung an der aktiven Motorseite somit ausreichend.

Ein Vergleich der gemessenen Schalleistung bei Freifeldbedingungen zu der Schalleistung bei eingehausten Messsituationen zeigt, dass sich die Beschaffenheit der Einhausung auf die gemessene Schalleistung auswirkt. Bei reflektierenden Grenzflächen ergeben sich Resonanzen in Abhängigkeit des Normalabstandes zur Motoroberfläche. Diese Resonanzen bewirken eine erhöhte gemessene Schalleistung bei bestimmten Frequenzen. Sind die Grenzflächen absorbierend ausgeführt, wird bei diesen Frequenzen keine erhöhte Schalleistung gemessen. Bei absorbierend ausgeführten Grenzflächen hat eine Einhausung somit kaum einen Einfluss auf die gemessene Schalleistung. Es zeigt sich jedoch im Vergleich zur tatsächlichen Schalleistung im interessanten Frequenzbereich eine breitbandige Erhöhung von  $+1\text{dB}$ .

Der zweite Teil dieser Arbeit befasst sich mit der Prognostizierung des Luftschallanteils des Schalldruckpegels an einem Aufpunkt. Die Prognostizierung basiert auf einem Modell, in dem Teilräume um den Motor definiert, und die Eigenschaften der Teilräume mit der *SEA* beschrieben werden. Die Teilräume werden mit Kopplungsfaktoren verknüpft, die den Leistungsfluss zwischen den Teilräumen beschreiben. Die Größen des aufgestellten Gleichungssystems sind die Kopplungsfaktoren, die seitenbezogenen Schalleistungen des Motors, und die modalen Leistungspotentiale, die auf einer Schalldruckmessung basieren.

Bei einem im Fahrzeug verbauten Motor wird ein Teilraum mit einer Volumsschallquelle definierter Leistung angeregt und durch Schalldruckmessung die modalen Leistungspotentiale aller Teilräume ermittelt. Mit den bekannten eingespeisten Leistungen und den modalen Leistungspotentialen können die Kopplungsfaktoren mit einem numerischen Lösungsverfahren ermittelt werden. Bei dem Motormodell werden die Kopplungsfaktoren mit der gemessenen, seitenbezogenen Schalleistung und den zugehörigen Schalldruckmessungen ermittelt. Werden diese Kopplungsfaktoren in das Gleichungssystem eingesetzt und damit die seitenbezogenen Schalleistungen erneut berechnet, kann durch einen Vergleich mit der tatsächlichen Schalleistung die Qualität der gefundenen Kopplungsfaktoren untersucht werden. Die Qualität der gefundenen Kopplungsfaktoren wird bei Summenanregung und bei Einzelanregung untersucht, wobei bei dem Motormodell zusätzlich zwischen aktiver und passiver Motorseite unterschieden werden kann. Bei Summenanregung kann das SEA-Modell die Schalleistung der aktiven Motorseite sehr genau abschätzen. Bei Einzelanregung bildet sich im Vergleich zu der tatsächlichen Schalleistung der aktiven Seite, eine Streuung von  $\pm 2\text{dB}$ . Wird die Schalleistung der passiven Motorseiten berechnet, zeigt sich, dass bei Summenanregung die Summe aller Schalleistungen der passiven Motorseiten um mindestens  $10\text{dB}$  geringer ist, als die Leistung der aktiven Motorseite. Bei Einzelanregung verringert sich die Differenz auf  $-5\text{dB}$ . Die Überprüfung der Kopplungsfaktoren zeigt, dass dieser Ansatz in der Lage ist, die seitenbezogenen Schalleistungen des Motors mit hoher Genauigkeit abzuschätzen.

Sind die seitenbezogenen Schalleistungen und die Kopplungsfaktoren bekannt, kann der Luftschallanteil des Schalldrucks an einem Aufpunkt abgeschätzt werden. Für diesen Zweck müssen die Transferpfade von den Motorseiten zu dem Aufpunkt bekannt sein. Bei einem realen Motor können die Transferpfade einerseits bei der Schalldruckmessung bei Anregung mit einer Volumsschallquelle zur Ermittlung der Kopplungsfaktoren mitbestimmt werden. Andererseits ist auch eine Reziprokmessung denkbar, bei der die Anregung im Fahrzeuginnenraum stattfindet und die Übertragung zu den Motorseiten ermittelt wird. Bei den Untersuchungen mit dem Motormodell, repräsentieren zwei Aufpunkte im Messraum den Fahrzeuginnenraum. Die Bestimmung der Transferpfade kann bei dem Motormodell nur von den Motorseiten zu den Aufpunkten erfolgen. Eine Reziprokmessung ist bei den Untersuchungen mit dem Motormodell nicht möglich. Zur Überprüfung der Qualität einer solchen Prognostizierung wird der prognostizierte Schalldruck an zwei Aufpunkten mit dem gemessenen Schalldruck verglichen. Dabei wird eine gleichzeitige Schallabstrahlung aller Motorseiten, jedoch mit unterschiedlicher Gewichtung, untersucht. Es wird dabei wiederum zwischen Summenanregung einer Motorseite und Einzelanregung der Treiber unterschieden. Bei Betrachtung von Summenanregung kann der Schalldruckpegel mit einer Genauigkeit von weniger als  $\pm 2\text{dB}$  prognostiziert werden. Bei Einzelanregung vergrößert sich der maximale Fehler auf  $\pm 4\text{dB}$ .

Der Luftschallanteil an dem Schalldruckpegel an einem Aufpunkt kann bei dem Motormodell mit hoher Genauigkeit abgeschätzt werden. Die Messung der Transferpfade zu den untersuchten Aufpunkten weisen bei den Modellmessungen jedoch mit Sicherheit ein höheres Signal-Rausch-Verhältnis auf, als es bei der Messung bei einem realen Fahrzeug der Fall wäre. Die hier verwendete Bestimmung der Transferpfade

von den Motorseiten zu dem Aufpunkt kann daher in der Praxis schwierig sein, da die eingebrachte Leistung einer Volumsschallquelle im Motorraum möglicherweise nicht ausreicht, um die Transferpfade für die Luftschallübertragung zu bestimmen. Die Transferpfade zwischen Motorraum und Fahrzeuginnenraum können auch mit einer reziproken Messung bestimmt werden. Dabei erfolgt die Anregung im Fahrzeuginnenraum und Schalldruckmessung des erzeugten Schallfeldes im Motorraum. Die Reziprokmessung konnte mit dem Modellaufbau in dieser Arbeit jedoch nicht nachgestellt werden.

Eine genauere Untersuchung der Reziprokmessung könnte weitere Erkenntnisse zur Qualität des prognostizierten Luftschallanteils des Schalldrucks liefern. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass SEA-basierte Luftschallübertragungsfunktionen prinzipiell dazu in der Lage sind, den Luftschallanteil des Schalldrucks im Fahrzeuginnenraum mit hoher Genauigkeit abzuschätzen.

# Appendix

## Verifizierungsmessung

Bei dem Vergleich der ermittelten Schallleistung im Fernfeld und im Nahfeld zeigt sich bei den Treibern 7,8 und 16 eine breitbandige Abweichung. Um einen Fehler bei der Messung dieser Treiber auszuschließen, wurde eine Verifizierungsmessung durchgeführt. Dabei wurde versucht, die Messung an je einem Punkt der Nahfeldmessung und der Fernfeldmessung nachzustellen. Es wird die Schalldruckmessung an einem Schallsondenmesspunkt in unmittelbarer Nähe eines Treibers mit der Schalldruckmessung normal zur Motorseite am Äquator der Fernfeldmessung verglichen. Die gemessenen Schalldrücke können von der ursprünglichen Messung abweichen. Wenn die ursprünglich gemessenen Schalldrücke der Nahfeldmessung und Fernfeldmessung an den ausgewählten Messpunkten dieselbe Differenz aufweisen, die auch die Verifizierungsmessung ergibt, so liegt kein Fehler in der Messung vor. Zusätzlich zu den Treibern 7,8, und 16 wurden auch Messpunkte bei den Treibern 2 und 9 erneut vermessen.

Die erneut gemessenen Schalldruckpegel für Nahfeldmessung und Fernfeldmessung werden für jeden Treiber in Abb. 1 mit der ursprünglichen Messung verglichen. Da nur die Messung von zwei Schalldrücken verglichen werden und die nachgestellten Messpositionen minimal von der ursprünglichen abweichen können, zeigen die Gegenüberstellungen durchaus kleine Abweichungen. Ein breitbandiger Fehler von mindestens 6dB kann jedoch bei den Treibern 2, 7, 8 und 9 nicht beobachtet werden. Einzig die Fernfeldmessung bei Treiber 16, vgl. 1(e), zeigt eine breitbandige Abweichung, die jedoch durch eine mögliche Fehlpositionierung des Druckmikrofons verbunden mit der starken Schallbündelung (große konphas schwingende Flächen + Kanteneffekte) verursacht sein dürfte.

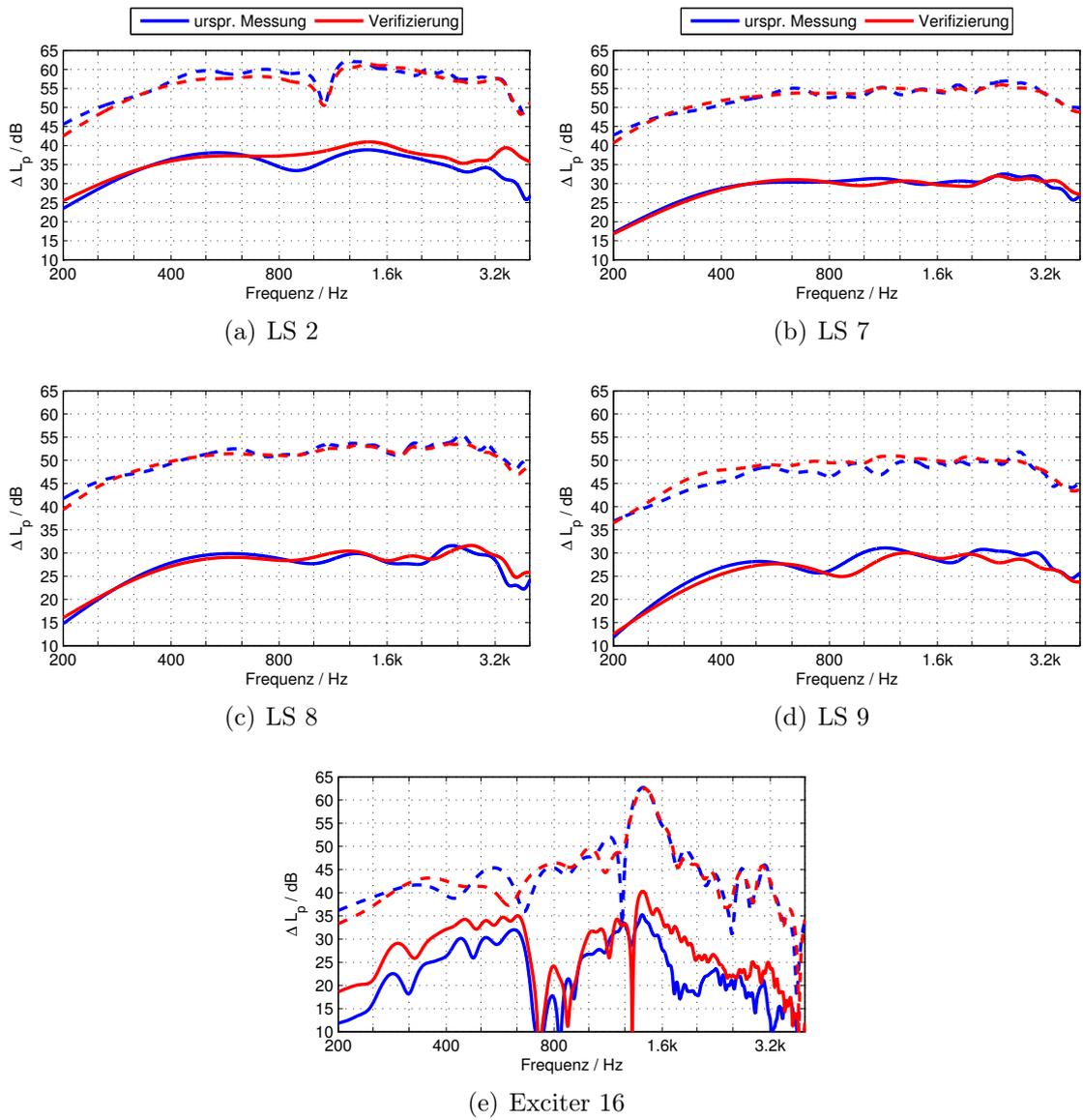


Abbildung 1: Verifizierungsmessung. Schalldruckpegel an einem Messpunkt im Nahfeld (strichliert) und im Fernfeld (durchgezogen)

# Vektorisierung der Kopplungsfaktoren

Vollständige Darstellung von Gl. (5.2.11) für  $m = 6$

74

$$\begin{matrix}
 & \begin{matrix} 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & 9 & 10 & 11 & 12 & 13 & 14 & 15 & 16 & 17 & 18 \end{matrix} \\
 \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ 6 \end{matrix} & \begin{pmatrix}
 \Phi_1 & -\Phi_2 & -\Phi_3 & -\Phi_4 & -\Phi_5 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & \Phi_2 & -\Phi_3 & -\Phi_5 & -\Phi_6 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & \Phi_3 & -\Phi_4 & -\Phi_6 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_3 & 0 & \Phi_4 & -\Phi_5 & -\Phi_6 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_4 & 0 & \Phi_5 & -\Phi_6 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & -\Phi_3 & 0 & 0 & -\Phi_4 & 0 & -\Phi_5 & \Phi_6
 \end{pmatrix}
 \end{matrix}
 =
 \begin{matrix}
 \begin{pmatrix} \beta_{11} \\ \beta_{12} \\ \beta_{13} \\ \beta_{14} \\ \beta_{15} \\ \beta_{22} \\ \beta_{23} \\ \beta_{25} \\ \beta_{26} \\ \beta_{33} \\ \beta_{34} \\ \beta_{36} \\ \beta_{44} \\ \beta_{45} \\ \beta_{46} \\ \beta_{55} \\ \beta_{56} \\ \beta_{66} \end{pmatrix} \\
 \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ 6 \\ 7 \\ 8 \\ 9 \\ 10 \\ 11 \\ 12 \\ 13 \\ 14 \\ 15 \\ 16 \\ 17 \\ 18 \end{matrix}
 \end{matrix}
 =
 \begin{matrix}
 \begin{pmatrix} \Pi_1 \\ \Pi_2 \\ \Pi_3 \\ \Pi_4 \\ \Pi_5 \\ \Pi_6 \end{pmatrix} \\
 \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ 6 \end{matrix}
 \end{matrix}$$

Vollständige Darstellung von Gl. (5.2.11) für  $m = 7$

$$\begin{array}{c}
 75 \\
 \text{Gl.}
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 1 \\
 2 \\
 3 \\
 4 \\
 5 \\
 6 \\
 7
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 1 \\
 2 \\
 3 \\
 4 \\
 5 \\
 6 \\
 7 \\
 8 \\
 9 \\
 10 \\
 11 \\
 12 \\
 13 \\
 14 \\
 15 \\
 16 \\
 17 \\
 18 \\
 19 \\
 20 \\
 21 \\
 22 \\
 23 \\
 24 \\
 25
 \end{array}
 \begin{pmatrix}
 \Phi_1 & -\Phi_2 & -\Phi_3 & -\Phi_4 & -\Phi_5 & -\Phi_7 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_2 & -\Phi_3 & -\Phi_5 & -\Phi_6 & -\Phi_7 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & 0 & \Phi_3 & -\Phi_4 & -\Phi_6 & -\Phi_7 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_3 & 0 & 0 & \Phi_4 & -\Phi_5 & -\Phi_6 & -\Phi_7 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_4 & 0 & 0 & \Phi_5 & -\Phi_6 & -\Phi_7 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_3 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_4 & 0 & 0 & -\Phi_5 & 0 & \Phi_6 & -\Phi_7 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_2 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_3 & 0 & 0 & 0 & -\Phi_4 & 0 & 0 & -\Phi_5 & 0 & -\Phi_6 & \Phi_7
 \end{pmatrix}
 =
 \begin{array}{c}
 \beta_{11} \\
 \beta_{12} \\
 \beta_{13} \\
 \beta_{14} \\
 \beta_{15} \\
 \beta_{17} \\
 \beta_{22} \\
 \beta_{23} \\
 \beta_{25} \\
 \beta_{26} \\
 \beta_{27} \\
 \beta_{33} \\
 \beta_{34} \\
 \beta_{36} \\
 \beta_{37} \\
 \beta_{44} \\
 \beta_{45} \\
 \beta_{46} \\
 \beta_{47} \\
 \beta_{55} \\
 \beta_{56} \\
 \beta_{57} \\
 \beta_{66} \\
 \beta_{67} \\
 \beta_{77}
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 1 \\
 2 \\
 3 \\
 4 \\
 5 \\
 6 \\
 7 \\
 8 \\
 9 \\
 10 \\
 11 \\
 12 \\
 13 \\
 14 \\
 15 \\
 16 \\
 17 \\
 18 \\
 19 \\
 20 \\
 21 \\
 22 \\
 23 \\
 24 \\
 25
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 \Pi_1 \\
 \Pi_2 \\
 \Pi_3 \\
 \Pi_4 \\
 \Pi_5 \\
 \Pi_6 \\
 \Pi_7
 \end{array}$$

# Literaturverzeichnis

- [BV04] S. Boyd and L. Vandenberghe, *Convex optimization*. Cambridge university press, 2004.
- [CTK14] D. F. Comesana, E. Tijs, and D. Kim, “Direct sound radiation testing on a mounted car engine,” *SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems*, vol. 7, no. 2014-01-2088, pp. 1229–1235, 2014.
- [Day] Dayton Audio, “TT25-8.” [Online]. Available: <http://www.daytonaudio.com/index.php/tt25-8-puck-tactile-transducer-mini-bass-shaker.html>
- [Far00] A. Farina, “Simultaneous measurement of impulse response and distortion with a swept sine technique,” *108th AES Convention, Paris, France*, 2000.
- [GBY16] M. Grant, S. Boyd, and Y. Ye, “Cvx: Matlab software for disciplined convex programming,” 2016. [Online]. Available: <http://cvxr.com/cvx/>
- [ISO12] ISO 3745: Acoustics – Determination of sound power levels and sound energy levels of noise sources using sound pressure – Precision methods for anechoic rooms and hemi-anechoic rooms, 2012.
- [LD95] R. H. Lyon and R. G. DeJong, *Theory and application of statistical energy analysis*. Butterworth-Heinemann, 1995, vol. 2.
- [LSW09] R. Lerch, G. Sessler, and D. Wolf, *Technische Akustik: Grundlagen und Anwendungen*. Springer-Verlag, 2009.
- [Mic] Microflown Technologies, “PU MINI.” [Online]. Available: <http://www.microflown.com/products/standard-probes/pu-mini.html>
- [Mös09] M. Möser, *Technische Akustik*. Springer, 2009, vol. 8.
- [Nai16] G. R. Naik, *Non-negative Matrix Factorization Techniques*. Springer, 2016.
- [NY06] K. Noumura and J. Yoshida, “Method of transfer path analysis for interior vehicle sound by actual measurement,” *JSAE Paper 268 / 20065041*, 2006.
- [Opp99] A. V. Oppenheim, *Discrete-time signal processing*. Pearson Education India, 1999.
- [Pom08] H. Pomberger, *Angular and radial directivity control for spherical loudspeaker arrays*. Diplomarbeit. Universität für Musik und darstellende Kunst Graz, Institut für elektronische Musik und Akustik, 2008.

- [PSB<sup>+</sup>16] H. Pomberger, A. Sontacchi, M. Brandner, M. Resch, S. Brandl, and R. Höldrich, “Free-field pressure-based sound power measurement procedure with low spatial-sampling-and near-field-induced uncertainty,” in *INTER-NOISE and NOISE-CON Congress and Conference Proceedings*, vol. 253, no. 4. Institute of Noise Control Engineering, 2016, pp. 4318–4327.
- [PZHB14] H. Pomberger, F. Zotter, R. Höldrich, and S. Brandl, “Estimating uncertainty in pressure-based sound power measurement due to spatial sampling and near fields,” *SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems*, 2014.
- [Visa] Visaton, “FRS 8.” [Online]. Available: [http://www.visaton.de/de/industrie/breitband/frs8\\_8.html](http://www.visaton.de/de/industrie/breitband/frs8_8.html)
- [Visb] —, “WS 17 E.” [Online]. Available: [http://www.visaton.de/de/chassis\\_zubehoer/tiefton/ws17e\\_4.html](http://www.visaton.de/de/chassis_zubehoer/tiefton/ws17e_4.html)
- [Wil99] E. G. Williams, *Fourier acoustics: sound radiation and nearfield acoustical holography*. Academic press, 1999.