

Untersuchung der In-situ Messmethode zur Bestimmung der akustischen Reflexionseigenschaften von Oberflächen

Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Naturwissenschaften (Dr. rer. nat.)



Institut für Elektronische Musik und Akustik
Universität für Musik und darstellende Kunst
Graz, Österreich



Stefan Fuhs

Mai 2010

Betreuer: o.Univ.-Prof. Mag. DI Dr.techn. Robert Höldrich

unterstützt durch: Dr. Tomberger Ziviltechniker GmbH

An dieser Stelle möchte ich mich bei all jenen bedanken, die mir bei der Erstellung dieser Arbeit behilflich waren.

Großer Dank gebührt meinem Betreuer o.Univ. Prof. Mag. DI. Dr.techn. Robert Höldrich, der mich mit seinen zahlreichen fachlichen Anregungen und kompetenten Hilfestellungen durch die Dissertation begleitet hat.

Dem IEM danke ich für den bereitgestellten Arbeitsplatz am Institut und das angenehme Arbeitsklima. Im Speziellen möchte ich mich aber bei Franz, Markus und Alois bedanken, die mir bei Problemen stets Gehör geschenkt haben und mit ihrem Wissen zur Stelle waren.

Herrn DI Dr.techn. Gerhard Tomberger danke ich für die Kooperation im Zuge vieler In-situ Messungen und die Zurverfügungstellung der Messausrüstung.

Bedanken möchte ich mich auch bei meinen Eltern, die mich auf dem langen Weg meiner Ausbildung immer unterstützt haben.

Mein größter Dank gilt aber meiner Familie, im Speziellen meiner geliebten Frau Karin, die mit viel Verständnis über die Jahre hinweg die Arbeit an meiner Dissertation mit getragen hat.

Stefan Fuhs
Graz, im Mai 2010

Zusammenfassung

Diese Arbeit behandelt die Messung des Schallabsorptionsgrades von Materialien mit der standardisierten In-situ Messtechnik gem. Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5 („Adrienne-Verfahren“) zur Bestimmung der akustischen Eigenschaften (Schallreflexion und Schalldämmung) von Lärmschutzwänden (LSW) vor Ort (In-situ). Das darin beschriebene Messverfahren basiert auf der Annahme der Beschallung mit einer idealen Punktschallquelle, wodurch real auftretende Eigenschaften des Messlautsprechers unberücksichtigt bleiben. In der vorliegenden Arbeit werden messtechnische, geometrische und wellentheoretische Untersuchungen zu verschiedenen Einflussfaktoren wie Ausbreitungsdämpfung, Richtcharakteristik, Gruppenlaufzeit und Lage des akustischen Zentrums des Lautsprechers durchgeführt. Des weiteren zeigen Untersuchungen an unebenen Prüfkörpern, dass bereits bei kleinen Oberflächenstrukturiefen erhebliche Standardabweichungen des ermittelten Reflexionsgrades bei leichter Variation der Messpositionen auftreten. Für den Fall, dass all diese Einflussfaktoren bei einer Messung eintreten, ist mit einer Abweichung der ermittelten Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} von $-0,9$ bis $+1,1$ dB zu rechnen. Eine Verbesserung bringt die Verwendung eines kleineren Messlautsprechers, wodurch die lautsprecherbedingten Einflussfaktoren reduziert werden. Die mit der erforderlichen Beschallungslautstärke einhergehende höhere Belastung des kleineren Lautsprechers, erhöht jedoch das Auftreten von Verzerrungen. Diese können durch die Verwendung der logarithmischen Sinus-Sweep-Technik aus der Impulsantwort beseitigt werden. Eine weitere Verbesserung bringt die adaptive Störschallunterdrückung womit der Störgeräuschabstand erhöht werden kann. Um speziell bei strukturierten LSW eine zuverlässigere Aussage über die Fernfeldwirkung treffen zu können, ist eine Vergrößerung des Messabstandes zur LSW im zulässigen Maß notwendig. Dadurch verringert sich das störungsfrei zur Verfügung stehende Analysezeitfenster in der Impulsantwort, was den Nachteil einer höheren unteren Grenzfrequenz mit sich bringt. Eine Reduktion bzw. Beseitigung störender Reflexionen wird mit der Beamformer-Technik bzw. cepstralen Techniken erreicht, wodurch der Messbereich zu tieferen Frequenz hin erweitert werden kann. Zusätzlich zu diesen Verbesserungen wird ein Reglement für die Anzahl der Messpunkte und des Messabstandes in Abhängigkeit von der Strukturtiefe der Prüfoberfläche empfohlen. Des weitern ermöglicht die Verwendung einer eigenen In-situ Klassifikation eine bessere Zuordnung von In-situ geprüften LSW.

Abstract

This doctoral thesis discusses the measurement of the sound absorption of materials with the standardized measurement technique according to the prestandard ÖNorm CEN/TS 1793-5 („Adrienne-method“) in order to determine the acoustic properties (sound reflection and sound insulation) of noise barriers in situ. The specified measurement technique is based on the assumption of the sound-field of an ideal point source, disregarding the real properties of the loudspeaker. In this thesis measurements are inquired and geometrical and wave field theoretical investigations are made on several influencing factors such as propagation loss, directivity, group delay and position of the acoustic center of the loudspeaker. Investigations on uneven specimen at different measurement positions show, that already small structural depths cause significant standard deviations of the determined sound reflection coefficient. In case of occurrence of all these influencing factors in a single measurement, the deviation of the single-value-specification of the sound reflection DL_{RI} is $-0,9$ to $+1,1$ dB. An improvement is achieved by using a smaller loudspeaker, thereby the described influencing factors of the loudspeaker are reduced. The required sound level causes a higher loading of the smaller loudspeaker, for which reason the distortion increases. By using the logarithmic swept-sine-technique these harmonic distortions can be eliminated from the impulse response. Further improvement is reached by using the adaptive suppression of the undesired sound; thereby achieving an increasing of the signal-to-noise ratio. In order to have more significant information of the farfield-properties of especially structured noise barriers, an increase of the distance between the measurement setup and the specimen within the valid range is necessary. This leads to a shorter undisturbed time-window for analyzing the impulse response, implicating the disadvantage of increasing the lower limiting frequency. The undesired reflections can be reduced or eliminated by using the Beamformer-technique or cepstral techniques. Hence the measurement range can be extended to lower frequencies. In addition to these improvements rules for the number of measuring points and the distance of the measurement setup in dependency on the structural depth of the specimen are recommended. Besides, the use of a particular In-situ classification permits a better attribution of noise barriers which have been tested In-situ.

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG	1
2	MESSVERFAHREN ZUR BESTIMMUNG DES REFLEXIONSGRADES	3
2.1	Messprinzipien	3
2.1.1	Labor-Messverfahren	3
2.1.1.1	Kundt'sches Rohr	4
2.1.1.2	Das Hallraumverfahren	5
2.1.2	In-situ-Messverfahren	5
2.2	Methoden zur Impulsantwortmessung	6
2.2.1	Erregersignale	7
2.2.2	Time Delay Spectrometry (TDS)	8
2.2.3	Maximum Length Sequence (MLS)	10
2.2.4	Logarithmische Sinus-Sweep-Technik	12
2.2.4.1	Systemtheoretische Grundlagen	13
2.2.4.2	Generierung des Sweeps	16
2.3	„Adrienne-Verfahren“ gem. Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5	18
2.3.1	Messung des Reflexionsindex	18
2.3.1.1	Prinzip der Reflexionsindexbestimmung	18
2.3.1.2	Untere Grenzfrequenz	21
2.3.1.3	Messgrößen	23
2.3.1.4	Prüfsignal	24
2.3.1.5	Signalsubtraktionsverfahren	24
2.3.1.6	Adrienne-Zeitfenster	26
2.3.2	Messung des Schalldämmindex	27
2.3.2.1	Prinzip der Schalldämmindexbestimmung	27
2.3.2.2	Messgrößen	28
2.3.3	Vor- und Nachteile des „Adrienne-Verfahrens“	30

3	TECHNISCHE VERBESSERUNGEN UND UNTERSUCHUNGEN ZUM „ADRIENNE-VERFAHREN“	31
3.1	Logarithmische Sinus-Sweep-Technik	31
3.2	Adaptive Störschallunterdrückung	32
3.3	Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik	33
3.3.1	Theorie und Berechnungsgrundlagen	34
3.3.2	Berechnung der Korrekturfaktoren	37
3.3.2.1	Wellentheoretische Berechnung	37
3.3.2.2	geometrische Berechnung	39
3.3.3	Anwendung der Korrekturfaktoren	40
3.3.4	Leitfaden zur Wahl der Lautsprecherrichtcharakteristik	42
3.4	Validierung des Entfernungsgesetzes	43
3.4.1	Messtechnische Überprüfung	48
3.4.2	Leitfaden zur Reduktion der Abweichung von der Schallausbreitung einer idealen Punktschallquelle	51
3.5	Gruppenlaufzeit und akustisches Zentrum des Lautsprechers	52
3.6	Untersuchung zur störenden Lautsprecherreflexion	57
3.7	Untersuchung zu Prüfobjekten mit strukturierten Oberflächen	61
3.8	Entwurf einer eigenen In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden	66
3.9	Zusammenfassung der Einflüsse der Fehler und Verbesserungen im „Adrienne-Verfahren“	70
4	METHODEN ZUR UNTERDRÜCKUNG STÖRENDE REFLEXIONEN – ERWEITERUNG DES MESSFREQUENZBEREICHES	71
4.1	Beamformer-Technik in der Reflexionsgradmessung	71
4.1.1	Allgemeine Grundlagen zum Beamformer	71
4.1.2	Entwicklung eines Beamformers für die Reflexionsgradmessung	73
4.1.2.1	Platzierung der Mikrofone	73
4.1.2.2	Asymmetrisches Mikrofonarray und Beamformer-Gewichte	75
4.1.3	Anwendung der Beamformer-Technik in der Reflexionsgradmessung	80
4.1.3.1	Messtechnische Überprüfung der Richtwirkung des Beamformers	80

4.1.3.2	Prüfobjekt und Messgeometrie	81
4.1.3.3	Auswertung der Beamformer-Messung	82
4.1.4	Simulation der Einflussfaktoren in der Beamformermessung	89
4.1.4.1	Richtcharakteristik des Lautsprechers	90
4.1.4.2	Schallausbreitungsdämpfung	91
4.1.4.3	Beschränkung der Prüffläche auf die Reflexion innerhalb der „Aktiven Fläche“	93
4.1.4.4	Adrienne-Fensterung der „Aktiven Fläche“	93
4.1.4.5	Richtcharakteristik des Beamformers	94
4.1.4.6	Zusammenführen der Einflussfaktoren in der wellentheoretischen Simulation	95
4.1.4.7	Erkenntnisse aus der Beamformer-Messung	100
4.2	Cepstrale Techniken in der Reflexionsgradmessung	101
4.2.1	Grundlagen zur Cepstral-Analyse	101
4.2.2	Anwendung des Cepstrums in der Reflexionsgradmesstechnik	103
4.2.3	Moving-Average-Filterung im Cepstrum	106
4.2.4	Lineare-Prädiktion (LP) im Cepstrum	110
4.2.5	Auswertungsvergleich der cepstralen Techniken	114
4.2.6	Auswertung einer simulierten idealisierten Impulsantwort	118
4.3	Zusammenfassung zur Untersuchung der Unterdrückung von störenden Reflexionen	123
5	ZUSAMMENFASSUNG	125
6	ANHANG	130
7	LITERATURVERZEICHNIS	131

1 Einleitung

Die Bestimmung der akustischen Eigenschaften von Materialien stellt sowohl in der Raumakustik als auch im Lärmschutz ein zentrales Aufgabengebiet dar. Die Schallabsorptionswerte sind wesentlicher Bestandteil jeder raumakustischen Berechnung und werden u.a. auch bei der Planung von Schallschutzmaßnahmen mit Lärmschutzwänden benötigt. Grundsätzlich können die akustischen Eigenschaften von Materialien entweder rechnerisch oder messtechnisch ermittelt werden, wobei sich die vorliegende Arbeit speziell der Messtechnik mit nachfolgender Signalverarbeitung und wellentheoretischer Simulation zur Fehlerabschätzung widmet. Im Gegensatz zu den bisher gebräuchlichsten Labor-Messverfahren (z.B.: Hallraum und Kundt'sches Rohr), ermöglicht das in dieser Arbeit verwendete In-situ-Messverfahren die Bestimmung des Absorptionsgrades vor Ort („in-situ“). Dies bringt den Vorteil, dass Materialien in der realen Anwendungen gemessen werden, wohingegen die Schallfeldbedingungen des Labors oft erheblich von den realen Einsatzbedingungen abweichen können (z.B. Diffusität des Schallfeldes im Hallraum, ebene Schallwellen im Kundt'schen Rohr). Mit dem In-situ-Messverfahren können somit beispielsweise die Ausführungsqualität und die Langlebigkeit von Materialien, hinsichtlich der akustischen Eigenschaften zerstörungsfrei an Ort und Stelle geprüft werden. Die Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5 („Adrienne-Verfahren“) beschreibt hierzu ein standardisiertes In-situ-Messverfahren zur Bestimmung der akustischen Eigenschaften von Lärmschutzeinrichtungen an Straßen, hinsichtlich der Schallreflexion und der Luftschalldämmung. In der vorliegenden Arbeit werden kritische Punkte des „Adrienne-Verfahrens“ genauer untersucht bzw. Verbesserungen ausgearbeitet. Die im Zuge dieses Verfahrens verwendete Impulsantwortmesstechnik ist auch dazu geeignet um Reflexionsgradmessungen im Raum durchzuführen. Da jedoch Raumhöhen oft nicht die Ausmaße einer hohen Lärmschutzwand annehmen, bzw. Lärmschutzwände auch niedrigere Höhen aufweisen können, sind für die Aufweitung des Messbereiches zu

tiefere Frequenzen hin geeignete Methoden zur Unterdrückung störender Reflexionen notwendig. In dieser Arbeit werden zu diesem Thema verschiedene Methoden behandelt.

Zu Beginn liefert das Kapitel 2 einen Überblick über Messverfahren zur Bestimmung des Reflexionsgrades. Nach dem einleitenden Überblick über Labor- und In-situ-Messverfahren wird auf die gebräuchlichsten Methoden zur Impulsantwortmessung eingegangen. Anschließend werden die wichtigsten Schritte der dieser Arbeit zu Grunde liegenden Messnorm ÖNorm CEN/TS 1793-5 („Adrienne-Verfahren“) beschrieben.

Das Kapitel 3 beschäftigt sich mit technischen Verbesserungen und Untersuchungen zum „Adrienne-Verfahren“. Dabei werden nicht ideale Eigenschaften der Schallquelle und mögliche Fehlerquellen im Zuge der Schallausbreitung von der Schallquelle über die Reflexion am Prüfobjekt bis hin zum Mikrofon behandelt. Ziel dabei ist es, eine Einschätzung über die Auswirkungen der möglichen Fehlerquellen auf die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} zu gewinnen. Abschließend wird der Entwurf einer eigenen In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden vorgestellt.

Im Kapitel 4 werden Methoden zur Unterdrückung störender Reflexionen behandelt, um gewünschte Erweiterung des Messbereiches zu tieferen Frequenzen hin zu erreichen. Als erste Methode wird die Anwendung der Beamformer-Technik in der Reflexionsgradmessung beschrieben. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse führen zu einer weiteren Methode mit der Anwendung verschiedener cepstraler Techniken in der Reflexionsgradmessung.

Das Kapitel 5 bringt eine Zusammenfassung der Kapitel 2 bis 4.

2 Messverfahren zur Bestimmung des Reflexionsgrades

Wie bereits einleitend erwähnt, basiert der Zugang in der vorliegenden Arbeit zur Thematik der Absorptionsgradmessung von Materialien auf der Bestimmung der akustischen Eigenschaften von Lärmschutzwänden. Bevor jedoch in diesem Kapitel genauer auf die dieser Arbeit zu Grunde liegende Messnorm (Vornorm) ÖNorm CEN/TS 1793-5 [28] eingegangen wird, wird ein Überblick über den Stand der Technik in der Absorptionsgradmessung gegeben. Dieser Überblick erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit, sondern zeigt lediglich die gebräuchlichsten Messmethoden und Techniken zur Absorptionsgradmessung auf.

2.1 Messprinzipien

Man kann ganz allgemein entsprechend dem Einsatzgebiet die Absorptionsgradmesstechniken in *Labor-Messverfahren* und *In-situ-Messverfahren* einordnen.

2.1.1 Labor-Messverfahren

Die wesentlichsten Labor-Messverfahren sind das *Kundt'sche Rohr* ([9],[32],[33]) und der *Hallraum* [34]. Neben diesen beiden Verfahren gibt es auch weniger gebräuchliche Messmethoden wie z.B. geführtes Wellen-Verfahren (wave-guides), Wandimpedanzmessungen mit zwei Mikrofonen, Toneburst-Verfahren mit schmalbandigen Sinusimpulsen und Messmethoden mit Diracstößen, auf die in der vorliegenden Arbeit nicht genauer eingegangen wird.

Bei den Labor-Messverfahren stellt sich vorweg die Frage, in wie weit der ermittelte Absorptionsgrad die Wirkung des Absorptionsmaterials am späteren Einsatzort beschreibt. Selten findet man beispielsweise in Konzerträumen, Klassenzimmern, etc. ein derart

diffuses Schallfeld wie im Hallraum, wo die Schalleinfallswinkel auf den Absorber ideal gleichverteilt sind. Betrachtet man die Bestimmung der akustischen Eigenschaften von Lärmschutzwänden, so werden diese zur Zeit nach den ÖNormen EN 1793-1 [29] und EN 1793-2 [30] im Hallraum bestimmt. Am späteren Einsatzort der Straße ist die Lärmschutzwand jedoch keinem diffusen Schallfeld ausgesetzt. Vielmehr handelt es sich dort um den direkten Schalleinfall unter verschiedenen Einfallswinkeln.

Auch der senkrechte Schalleinfall auf den Absorber wie im Kundt'schen Rohr ist in realitätsnahen Anwendungen selten zu finden.

Zusammenfassend weisen die Labor-Messverfahren folgenden Nachteile auf:

- Das Schallfeld entspricht meistens nicht den Bedingungen am späteren Einsatzort;
- Keine Möglichkeit das Material vor Ort zu prüfen (Qualitätssicherung);
- Großer Aufwand, da entsprechende Laborräume erforderlich sind;
- Anfertigen von Materialproben;

2.1.1.1 Kundt'sches Rohr

Das Kundt'sche Rohr ([9],[32],[33]) besitzt einen Durchmesser, der im Verhältnis zur Rohrlänge sehr klein ist, weshalb sich in einem begrenzten Frequenzbereich nur eine ebene Welle ausbreiten kann. Der Verlauf der stehenden Welle wird über eine Sonde gemessen, die in das Kundt'sche Rohr an verschiedenen Stellen eingeführt wird. Bildet man den Quotienten von Druckminima zu Druckmaxima, so kann auf den Betrag des Reflexionsfaktors geschlossen werden. Die Kundt'sche-Rohr-Methode ermöglicht es, den komplexen Reflexionsfaktor für senkrechten Schalleinfall nach Betrag und Phase zu messen. Solange die Materialproben in sich homogen und ihre Oberflächen nicht zu stark strukturiert sind, liefert dieses Verfahren gut reproduzierbare Ergebnisse. Nachteilig ist jedoch, dass aus dem entsprechenden Material immer eine kleine Probe herausgeschnitten werden muss. Da das Kundt'sche Rohr nur in jenem Frequenzbereich betrieben wird, in dem Wellenausbreitung in nur eine Raumrichtung stattfindet, muss für höhere Messfrequenzen der Rohrdurchmesser reduziert werden. Die Probe gibt in diesem Fall nur mehr einen sehr kleinen Ausschnitt des Materials wieder, was bei gröberen Strukturen zu keinen repräsentativen Ergebnissen führt. Das Verfahren ist durch die Normen ISO 10534-1 [32] und ISO 10534-2 [33] standardisiert.

2.1.1.2 Das Hallraumverfahren

Hallräume [34] kennzeichnen sich dadurch aus, dass sich in ihnen sehr schnell ein diffuses Schallfeld ausbildet, was durch nicht parallele schallharte Seitenwände und Reflektoren im Raum erreicht wird. Bei diesem Verfahren wird die durch das Einbringen des Prüfkörpers eine verminderte Nachhallzeit gemessen. Mit Hilfe der Sabine'schen Formel lässt sich die äquivalente Schallabsorptionsfläche A_S des Prüfkörpers mit den Nachhallzeiten T_1 des leeren Raumes und T_2 des Raumes mit Prüfkörper berechnen.

$$A_S = 0,163 \cdot V \cdot \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) \quad (2.1)$$

Aus der äquivalenten Schallabsorptionsfläche A_S und der Fläche S des Prüfkörpers berechnet sich der Schallabsorptionsgrad α_s .

$$\alpha_s = \frac{A_S}{S} \quad (2.2)$$

Mit dem Hallraumverfahren kann nur der Betrag des Reflexionsfaktors bestimmt werden, wenngleich diese Methode über alle Einfallswinkel statistisch mittelt. Mit diesem Verfahren lassen sich größere Proben als im Kundt'schen Rohr untersuchen, jedoch zeigen Ringversuche aus Hallräumen verschiedener Labors auf Grund unterschiedlicher Diffusität hohe Streuungen des gemessenen Absorptionsgrades für das gleiche Material [21]. Darüber hinaus wirkt sich der bei der Hallraummessung auftretende Kanteneffekt nachteilig auf die Qualität des ermittelten Absorptionsgrades aus.

2.1.2 In-situ-Messverfahren

„In-situ“ bedeutet „an Ort und Stelle“ und deutet bereits den Vorteil dieses Messverfahrens gegenüber den Labor-Messverfahren an. Das erklärte Ziel ist es, den Schallabsorptionsgrad des Materials direkt am Einsatzort zu messen. Sei es der Absorptionsgrad einer Lärmschutzwand an einer Autobahn, die Wandfläche im Konzertsaal, etc. Ein grundlegendes Problem, das sich dabei auftut, sind die Vielzahl störender Reflexionen. Mit der Impulsantwortmesstechnik ist es jedoch möglich in der nachträglichen signaltheoretischen Bearbeitung der gemessenen Impulsantworten die nützliche Reflexion der Prüffläche von den störenden Reflexionen zu trennen. In [27] findet sich u.A. ein kurzer Überblick über die historische Entwicklung der In-situ-Messverfahren. Die meisten

Verfahren gehen von ebenen Wellenfronten aus und berechnen den Reflexionsfaktor der Prüffläche aus dem Verhältnis von reflektierter Schallwelle zum Direktschall. Mommertz greift in [25] die Arbeiten von Wilms [42] und Garai [14] auf und stellt eine „Subtraktionsmethode“ zur Bestimmung des Reflexionsfaktors einer Fläche mit Hilfe der Maximum Length Sequence-Technik (MLS) [35] vor. Dieses Subtraktionsverfahren wird in einer Reihe von Arbeiten verwendet ([6],[7],[13]), aus denen die Erarbeitung eines Normentwurfs [28] (ÖNorm CEN/TS 1793-5) zur Messung der Luftschalldämmung und Absorption von Lärmschutzwänden entstanden ist. Bevor auf diese Vornorm genauer eingegangen wird, folgt zunächst ein Überblick über die gebräuchlichsten Impulsantwortmesstechniken.

2.2 Methoden zur Impulsantwortmessung

Eine der wichtigsten Eigenschaften eines linearen zeitinvarianten Übertragungssystems (LTI-System) ist seine Impulsantwort. Diese kann mit unterschiedlichen Verfahren gemessen werden. Ganz allgemein gelten folgende Anforderungen an die Messmethode:

- Das Anregungssignal sollte reproduzierbar sein¹.
- Der Signal-Rauschabstand der Impulsantwort muss groß genug sein, um eine störungsfreie Weiterverarbeitung zu gewährleisten (> 80 dB).
- Nichtlinearitäten sollen durch die Messmethode möglichst gut unterdrückt werden.

Die verschiedenen Messverfahren unterscheiden sich durch ihre Erregersignale und die damit verbundenen Nachverarbeitungsschritte. Je nach angewandter Methode ergeben sich große Unterschiede in Bezug auf den Energiegehalt des Erregersignals und den damit einhergehenden Signal-Stör-Abstand.

Die zur Messung von Raumimpulsantworten am besten geeigneten Methoden sind in Tab. 2.1 dargestellt.

¹ Die Kreuzkorrelation ϕ_{xy} zwischen Eingangssignal (Anregung) und Ausgangssignal (Empfang) eines LTI-Systems ist durch die Faltung der Impulsantwort $h(n)$ mit der Autokorrelation ϕ_{xx} des Eingangssignals bestimmt. Die Übertragungsfunktion $H(e^{j\omega})$ des LTI-Systems entspricht somit dem Quotienten aus Kreuzleistungsdichtespektrum P_{xy} und (Auto)Leistungsdichtespektrum P_{xx} . Wenn als Eingangssignal Weißes Rauschen, das auf Grund der stochastischen Eigenschaft nicht reproduzierbar ist, verwendet wird, so entspricht $P_{xx} = \sigma_x^2$ (Varianz) und die Impulsantwort $h(n)$ des LTI-Systems berechnet sich mit $h(n) = \frac{\phi_{xy}(n)}{\sigma_x^2}$.

Methoden	Anregungssignal	Nachverarbeitung
Time Delay Spectrometry (TDS)	Linearer Sweep	Multiplikation + Tiefpassfilterung
Maximum Length Sequence (MLS)	Pseudostochastisches weißes Rauschen	Kreuzkorrelation
Sweep-Technik	Logarithmischer Sinus Sweep	Entfaltung

Tab. 2.1: gebräuchlichste Impulsantwortmesstechniken

2.2.1 Erregersignale

Voraussetzung für ein geeignetes Erregersignal ist ein bekanntes Amplituden- und Phasenspektrum über dem gewünschten Frequenzbereich.

Impulserregung:

Impulse sind breitbandige Signale mit hohem Crestfaktor, die bei Abstrahlung über elektroakustische Anlagen nur mit geringen Energiegehalten verzerrungsfrei wiedergegeben werden können. In der raumakustischen Messtechnik erfolgt eine Impulsanregung oft mittels Pistolenknall oder Funkenstrecke, die zwar einen hohen Energiegehalt besitzen, jedoch für die anschließende Signalverarbeitung nicht ausreichend reproduzierbar sind.

Rauschen:

Rauschen ist ein stochastisches Signal und kann als Impulsfolge gedeutet werden, bei der alle Frequenzen statistisch gleichmäßig verteilt auftreten.

Pseudorauschen:

Ziel bei der Generierung von Pseudorauschen ist die Herstellung eines Zeitsignals mit definiertem Amplitudenspektrum. Dazu werden die spektralen Anteile derart phasenverschoben, dass das daraus entstehende Zeitsignal einen geringen Crestfaktor und einen damit verbundenen optimierten Energiegehalt besitzt. Durch die bekannte Phasenlage ist dieses Erregersignal auch reproduzierbar und somit für verschiedene Nachbearbeitungsschritte geeignet.

Zeitgedehnter Impuls:

Sinn und Zweck der zeitlichen Aufdehnung eines Impulses ist es, die gewünschte sehr hohe Impulsenergie über ein längeres Zeitfenster zu verteilen. Der Impuls kann als ein diskretes Spektrum genügend dicht aneinanderliegender Spektrallinien gleicher Amplitude betrachtet werden. Mit einer frequenzabhängigen Phasenverschiebung erreicht man eine

Impuls-Dehnung, die sich als individuelle zeitliche Verschiebung der einzelnen Spektrallinien äußert. Dieses Signal wird nun zur Anregung verwendet. Die Impulsantwort erhält man durch eine anschließende Stauchung des gemessenen Signals, die die vorangegangene Dehnung rückgängig macht.

2.2.2 Time Delay Spectrometry (TDS)

Das Verfahren der Time Delay Spectrometry (TDS) ([17],[19],[18],[26]) erlaubt es Freifeldmessungen im Raum zu simulieren, indem die auftretenden Reflexionen und Störgeräusche rechnerisch weitgehend ausgeschieden werden. Das TDS-Verfahren benutzt als Prüfsignal einen zeitlich linearen Sinussweep ($df/dt = \text{konstant}$). Dieser besitzt eine konstante Amplitude und erzeugt in Summe ein weißes Spektrum. Im Wesentlichen besteht ein TDS-System aus einem Sweep-Generator, der ein Sinus- sowie ein Cosinus-Signal steigender Frequenz erzeugt. Diese sind phasensatt miteinander verkoppelt. Eines dieser beiden Messsignale wird dem Lautsprecher zugeführt, dessen Antwort darauf jeweils mit dem Originalsignal (z.B. Sinus) und dem um 90° phasengedrehten Anregungssignal (Cosinus) zeitverzögert multipliziert wird. Diese Zeitverzögerung muss der akustischen Laufzeit zwischen Lautsprecher und Mikrofon entsprechen, um eine Lautsprecherimpulsantwort unter Freifeldbedingungen zu simulieren. Zur Übertragungsfunktion einer Reflexionsfläche gelangt man, indem als Zeitverzögerung die Laufzeit zwischen Lautsprecher, Reflexionsfläche und Mikrofon gewählt wird. Das Ausgangssignal der Multiplikatoren wird mit einem Tiefpass fixer Grenzfrequenz gefiltert und stellt dann bereits den Realteil (aus der Multiplikation mit dem Sinus) und Imaginärteil (aus der Multiplikation mit dem Cosinus) der gesuchten Übertragungsfunktion dar.

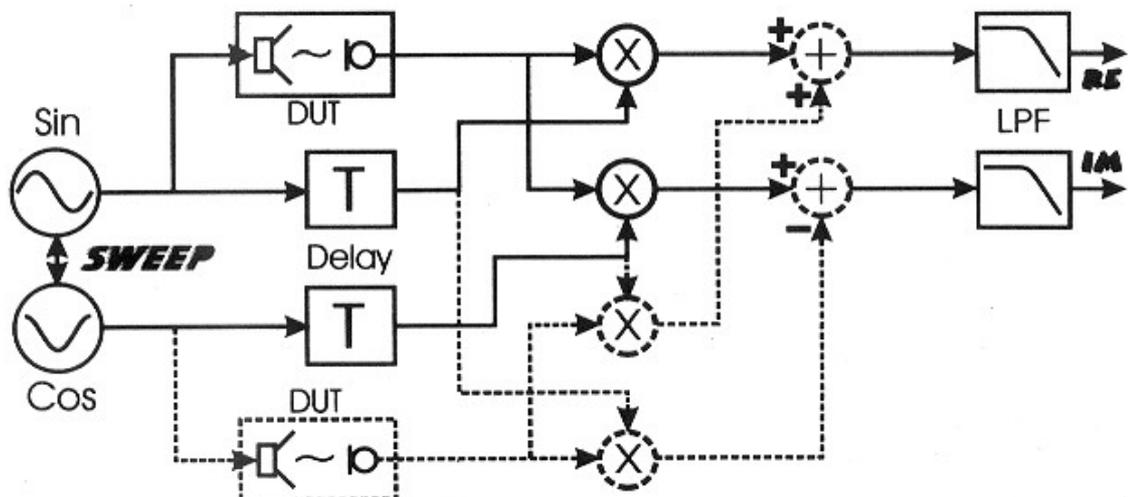


Abb. 2.1: Prinzipielle Funktionsweise eines TDS-Messsystems [26]

Diese Multiplikationsstufen erzeugen Summations- und Differenzfrequenzen des Eingangssignals. Die Summationsterme beider Multiplikatorausgänge müssen durch die Tiefpassfilter weggefiltert werden, wohingegen die Differenzfrequenzen durchgelassen werden. Wenn die Frequenzen des vom Generator erzeugten Signals und des empfangenen Signals nahezu übereinstimmen, ist die Differenzfrequenz sehr klein und wird daher vom nachgeschalteten Tiefpassfilter durchgelassen. Aus diesem Grund muss das Generatorsignal um die akustische Laufzeit von Lautsprecher zum Mikrofon verzögert der Multiplikationsstufe zugeführt werden. In der Praxis ergibt sich dadurch bei Lautsprecherimpulsantworten eine gute Unterdrückung von unerwünschten Raumreflexionen, da diese ja verspätet eintreffen und somit eine niedrigere Momentanfrequenz besitzen. Sie bilden also am Multipliziererausgang eine Summationsfrequenz, die vom nachfolgenden Tiefpassfilter weggefiltert wird. Das Ergebnis der TDS-Methode ist eine Impulsantwort aus der man die Übertragungsfunktion nach Betrag und Phase erhält [26],[37].

Vorteile der TDS:

- Durch den nachgeschalteten Tiefpassfilter werden auch die harmonischen Verzerrungen des Lautsprechers, die eine höhere Momentanfrequenz besitzen sehr gut unterdrückt.
- Die TDS-Methode mit doppelter Anregung besitzt einen großen Rauschabstand bei störungsfreier Umgebung.
- Der Crestfaktor des Sinus-Sweep beträgt nur 3 dB.
- Große Toleranz gegen Zeitvarianz.

Nachteile der TDS:

- Als Anregungssignal dient ein linearer Sweep, der in den meisten Messungen einen zu geringen Rauschabstand bei tiefen Frequenzen liefert. Um in diesem Frequenzbereich die Einwirkdauer des Sweeps und somit die spektrale Leistungsdichte zu vergrößern, muss der Sweep sehr lange dauern oder in mehrere Frequenzbereiche (z.B. < 500 Hz und > 500 Hz) aufgesplittet werden.
- An der unteren Bandgrenze, wo die Summenfrequenzen der Multiplikatoren im Bereich der Tiefpassgrenzfrequenz liegen, kommt es zu einem oszillierenden Verlauf des gemessenen Spektrums. Dagegen bietet sich ein Herabsetzen der Tiefpassgrenzfrequenz an. Zur Beibehaltung der gleichen Frequenzauflösung muss dann aber die Dauer des Sweeps proportional erhöht werden. Mit dem in Abb. 2.1

durch die strichlierten Linien dargestellten zweiten Messdurchlauf können diese Ripple-Effekte im tieffrequenten Bereich beseitigt werden.

Bei diesem gespiegelten Messaufbau wird der Lautsprecher mit einem Cosinus- anstatt mit einem Sinussignal angeregt. Der Effekt nach den Auswerteoperationen ist, dass sich die Summationsterme gegenseitig auslöschen. Aus diesem Grund kann auf den nachgeschalteten Tiefpassfilter verzichtet werden. Um eine gesamte Raumimpulsantwort mit all ihren frühen und diffusen Reflexionen zu erhalten, muss dieser Tiefpassfilter weggelassen werden. Das bedeutet, dass man mit der TDS-Methode nur dann eine lange Raumimpulsantwort messen kann, wenn man die zweifache Anregungsmethode ohne nachgeschalteten Tiefpass verwendet.

Trotz der Beseitigung der Summationsterme mit dem gespiegelten Messdurchlauf, kann es noch immer zu Ripple-Effekten am Beginn und am Ende des Sweeps kommen. Dies sind transiente Ein- und Ausschwingvorgänge, die durch das plötzliche Ein- und Ausschalten des Sweeps entstehen. Dieses Problem kann man umgehen, indem man die Startfrequenz des Sweeps deutlich unter die interessierende Frequenz legt. Das kann einen Start des Sweeps bei negativen Frequenzen erfordern, was in der Praxis ein Starten des Sweeps bei positiven Frequenzen in Richtung 0 Hz bedeutet. Bei 0 Hz angelangt, steigt die Sweepfrequenz wieder an.

2.2.3 Maximum Length Sequence (MLS)

Bei der MLS-Technik [35] wird der Raum mit einem pseudostochastischen, periodischen Rauschsignal angeregt, die Systemantwort gemessen und dann mit dem bekannten Erregersignal kreuzkorreliert. Als Ergebnis erhält man die periodische Impulsantwort des Raumes.

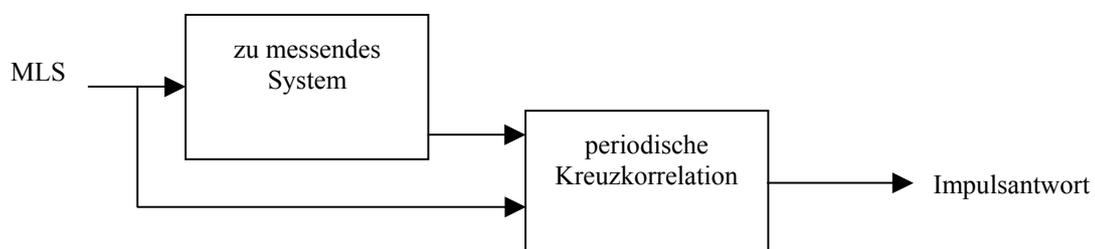


Abb. 2.2: Funktionsweise der MLS-Messung

Vorteil der MLS-Technik ist, dass nicht das Erregersignal einem Impuls gleichen muss, sondern die Autokorrelationsfunktion des Erregersignals, was auf ein weißes Spektrum hindeutet. Maximalfolgen sind periodische binäre pseudostochastische Rauschsignale, die

weißem Rauschen sehr ähnlich sind, ohne dabei zufällig zu sein. Die Anzahl der Samples L einer MLS-Periode m -ter Ordnung berechnet sich aus $L = 2^m - 1$.

Die tatsächliche Periodendauer T des MLS-Signals ergibt sich aus der Beziehung

$$T = L \cdot \Delta t = \frac{L}{f_c} \quad (2.3)$$

mit Δt ... Dauer eines logischen Zustandes

f_c ... Taktfrequenz des MLS-Signals.

Aus dem Kehrwert der Periodendauer T berechnet sich die Frequenzauflösung der MLS-Messung.

Ursprünglich wurden die Werte der Maximalfolgen aus einem deterministischen Prozess mit Hilfe eines rückgekoppelten Schieberegisters gewonnen. Die Kaskadierung der einzelnen Register wird mathematisch durch ein spezielles Polynom der Ordnung m (Anzahl der Register) bestimmt. Die aus dem Schieberegister erhaltene logische 0- und 1-Folge wird den analogen Werten $+1$ und -1 zugeordnet, um eine Sequenz zu erzeugen, die symmetrisch zur Nullachse ist und somit keinen Gleichanteil besitzt.

Bei der Messung wird der Pegel der MLS-Folge zwischen den einzelnen Impulsen konstant gehalten, da Einzelimpulszüge zu wenig Energie in den Raum abgeben würden. Diese Haltefunktion erster Ordnung führt im Zeitbereich zu einer Faltung des Impulszuges mit einer Rechteckfunktion, was im Frequenzbereich der Multiplikation des Spektrums mit einer Sincfunktion entspricht. Daraus resultiert ein Pegelabfall von ca. 4 dB bei der halben Abtastrate, der kompensiert werden muss.

Da das Spektrum des anregenden Signals nahezu weißem Rauschen entspricht, ergibt sich aus dessen periodischer Kreuzkorrelation mit der Systemantwort die gesuchte Raumimpulsantwort. Die Korrelation kann direkt im Zeitbereich mit der schnellen Hadamard-Transformation (FHT) oder im Frequenzbereich durch konjugiert-komplexe Multiplikation durchgeführt werden [37],[35].

Vorteile der MLS-Methode:

- Unempfindlichkeit gegen Störgeräusche → Aufgrund des stark unregelmäßigen Phasenverlaufs der Maximalfolge, wird jede Störkomponente in der Systemantwort, die nicht mit dem Anregungssignal korreliert ist, über die gesamte Länge der Impulsantwort gleichmäßig verteilt. Durch Mittelung mehrerer Messungen reduziert sich der Einfluss der Störgeräusche um 3 dB je Verdoppelung der Messanzahl.
- Kurze Messdauer
- Hoher Energiegehalt des Messsignals, das den minimal erreichbaren Crestfaktor von 1 besitzt. Die digitalen Antialiasingfilter von Oversampling-DA-Konvertern verursachen allerdings Überschwinger an den steilen Flanken der MLS. Um Übersteuerungen des Filters zu vermeiden, ist es daher notwendig, die MLS mit 5 - 8dB unter Vollaussteuerung in den Konverter zu speisen.

Nachteile der MLS-Methode:

- Nichtlinearitäten und Zeitvarianzen des Messsystems, speziell des Lautsprechers, verursachen Verzerrungsspitzen (Phantompeaks), die in der resultierenden Impulsantwort annähernd gleichmäßig verteilt sind.

2.2.4 Logarithmische Sinus-Sweep-Technik

Als Messsignal wird bei dieser Sweeptchnik ([15],[10]) ein logarithmischer Sinus-Sweep verwendet. Aus der „Deconvolution“ (Entfaltung) der gemessenen Systemantwort mit dem Sweep erhält man die Raumimpulsantwort.

Die MLS- und die TDS-Methode gehen von der Annahme aus, dass das zu untersuchende System perfekte Linearität und Zeitinvarianz besitzt. Da diese Bedingungen in der Praxis nicht absolut erfüllbar sind, treten bei beiden Verfahren Messfehler auf.

Verwendet man einen logarithmischen Sinus-Sweep als Anregungssignal, so ist es möglich die lineare Impulsantwort und die Impulsantworten jeder einzelnen harmonischen Verzerrung zu bestimmen. Diese Messmethode ist robust gegen geringe Zeitvarianzen des Systems.

2.2.4.1 Systemtheoretische Grundlagen

Betrachtet man die gesamte Messstrecke als "Blackbox", so ergibt sich das am Mikrophon empfangene Signal $y(t)$ aus der Summe der Systemantwort auf das Eingangssignal $x(t)$ und den überlagerten Störungen $n(t)$.

$$y(t) = F[x(t)] + n(t) \quad (2.4)$$

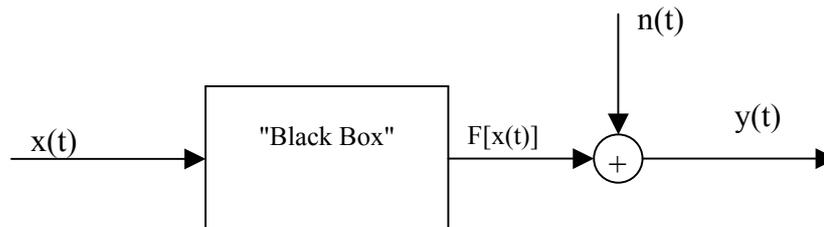


Abb. 2.3: allgemeiner Eingang/Ausgang Signalfuss [10]

Für den Fall eines linearen und zeitinvarianten Übertragungssystems (LTI-System) entspricht die Funktion $F[x(t)]$ der Faltung des Eingangssignals $x(t)$ mit der Impulsantwort $h(t)$ des Systems.

$$y(t) = x(t) \otimes h(t) + n(t) \quad (2.5)$$

Bei raumakustischen Messungen kann man jedoch nicht von einem linearen und zeitinvarianten Übertragungssystem ausgehen. Hauptverantwortlich für die Nichtlinearitäten der Messstrecke sind die harmonischen Verzerrungen des Lautsprechers. Die Ursache für die Zeitvarianz des Messsystems liegt einerseits in der Erwärmung der Lautsprecherspule mit zunehmender Messdauer und andererseits in der Veränderungen der Schallausbreitungsgeschwindigkeit verbunden mit Schwankungen der Raumtemperatur und Luftströmungen.

Der Störanteil $n(t)$ wird durch die synchrone Mittelwertbildung mehrerer gemessener Ausgangssignale $y(t)$ reduziert. Das daraus erhaltene Signal $\hat{y}(t)$ besitzt ein um 3 dB je Messungsverdoppelung verbessertes Signal-Rauschverhältnis.

Um $h(t)$ zu bestimmen, ist die "Entfaltung" (Deconvolution) des Ausdrucks $x(t) \otimes h(t)$ notwendig. Diese Operation ist auf zwei Varianten lösbar.

1.) Lösung im Zeitbereich:

Die Entfaltung ist im Zeitbereich nur dann möglich, wenn ein geeignetes inverses Filter $f(t)$ gefunden werden kann, das als Faltungsergebnis mit dem Eingangssignal $x(t)$ den Diracimpuls $\delta(t)$ ergibt.

$$x(t) \otimes f(t) = \delta(t) \quad (2.6)$$

Die Impulsantwort des Systems berechnet sich aus der Faltung der gemessenen Systemantwort $y(t)$ mit dem inversen Filter $f(t)$.

$$h(t) = y(t) \otimes f(t) \quad (2.7)$$

2.) Lösung im Frequenzbereich:

Die Entfaltung erfolgt durch die Division der Spektren $X(f)$ und $\hat{Y}(f)$. Da das einer zirkulären Entfaltung entspricht, besteht die Gefahr von zeitlichem Aliasing. Hat $x(t)$ die Länge N und $\hat{y}(t)$ die Länge M , so besitzt das Ergebnis der linearen Faltung die Länge $N+M-1$. Bevor nun die Fouriertransformation von $x(t)$ und $\hat{y}(t)$ geschieht, müssen daher beide Signale auf die Länge $N+M-1$ mit Nullen aufgefüllt werden, um zeitliche Aliasing zu vermeiden. Die Entfaltung erfolgt nun durch Division im Frequenzbereich. Die gesuchte Impulsantwort $h(t)$ ergibt sich aus der anschließenden Rücktransformation.

$$h(t) = IFFT \left[\frac{FFT(\hat{y}(t))}{FFT(x(t))} \right] \quad (2.8)$$

Beide Lösungsmethoden verursachen eine Drehung der Energieverteilung in der Zeit-Frequenzebene gegen den Uhrzeigersinn, sodass die lineare Impulsantwort genau als vertikale Linie dargestellt wird (siehe Abb. 2.4 oben).

In der Systemantwort $\hat{y}(t)$ treten bei jeder Momentanfrequenz des Anregungssignals die zugehörigen harmonischen Verzerrungen zur gleichen Zeit auf, sie haben daher die gleiche Gruppenlaufzeit. Jede harmonische Verzerrung kann als eigener log. Sinus-Sweep aufgefasst werden, der zu einem früheren Zeitpunkt als das Anregungssignal gestartet wurde. Bei der Division von $\hat{Y}(f)$ durch $X(f)$ subtrahieren sich die zugehörigen Gruppenlaufzeiten, sodass alle Frequenzanteile des Anregungssignals im Zeitpunkt $t = 0$ zu einem Impuls (konstante Gruppenlaufzeit) zusammengeführt werden. Betrachtet man gleiche Frequenzen in den harmonischen Verzerrungen, so ist ersichtlich, dass diese zu früheren Zeitpunkten auftreten als die jeweilige Frequenz im Anregungssignal. Sie besitzen daher kleinere Gruppenlaufzeiten, was sich bei der Division im Frequenzbereich durch eine Überführung der harmonischen Verzerrungen in separate Impulse bei negativen Zeiten äußert (siehe Abb. 2.4 rechts unten). Somit können bei der log. Sinus-Sweep-Methode die Impulsantworten für jede harmonische Verzerrung mit der zugehörigen Raumimpulsantwort bestimmt werden.

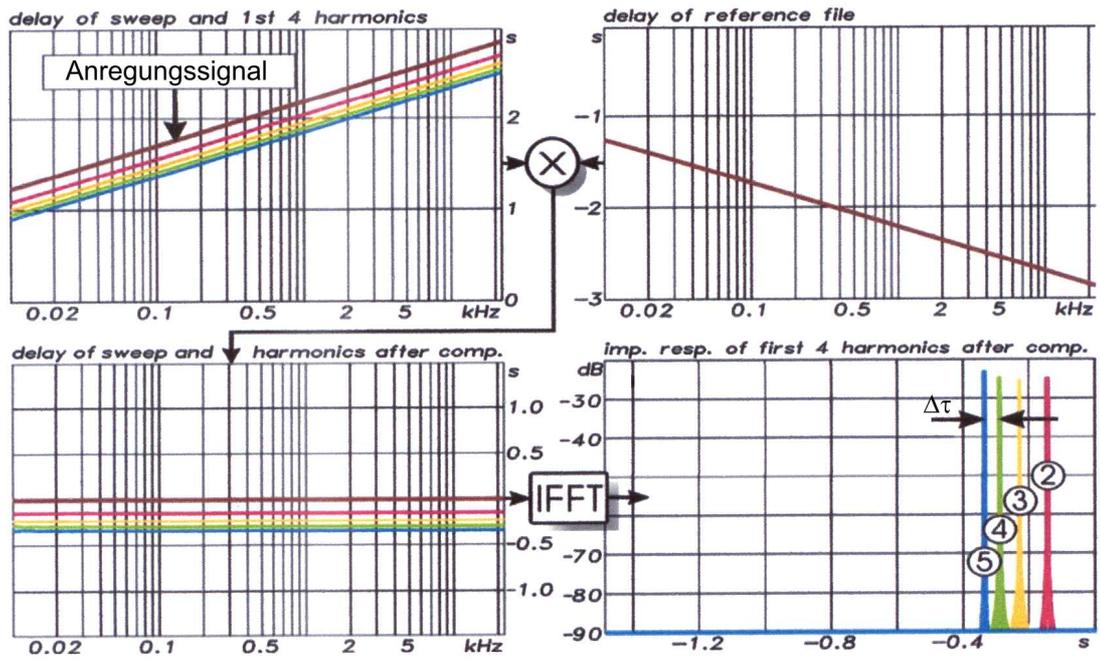


Abb. 2.4: Gruppenlaufzeit des Anregungssignals und der ersten vier harmonischen Verzerrungen (links oben), Multiplikation mit Spektrum des inversen Anregungssignals (rechts oben), entfalteter Sweep mit den Harmonischen (links unten) und Position der Impulsantworten der Harmonischen (rechts unten) [26].

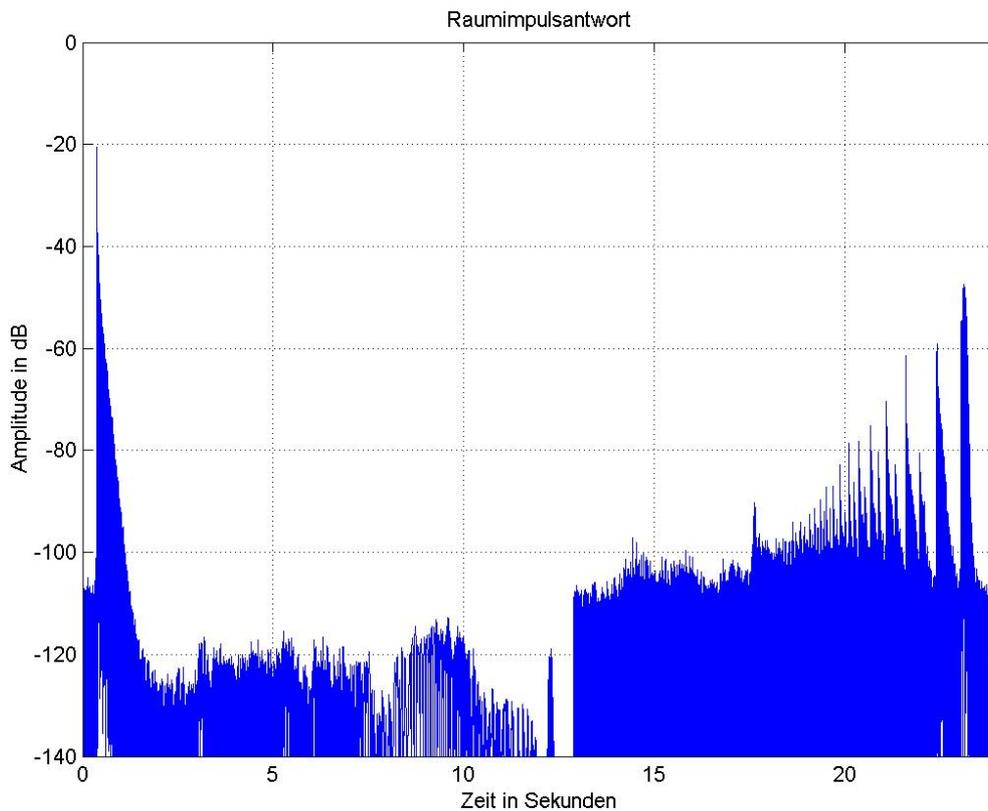


Abb. 2.5: gemessene Raumimpulsantwort mit harmonischen Verzerrungen

Wie sich aus Abb. 2.5 erkennen lässt, werden diese in Folge der Entfaltung im Frequenzbereich zirkulär an das Ende der gesamten Raumimpulsantwort verschoben. In der abklingenden Flanke jeder harmonischen Verzerrung befindet sich die zugehörige Raumimpulsantwort.

2.2.4.2 Generierung des Sweeps

Farina beschreibt in [10] die Generierung eines Sinussignals mit veränderlicher Frequenz mathematisch wie folgt:

$$x(t) = \sin(f(t)) \quad (2.9)$$

Einen logarithmischen Sweep erhält man aus der Beziehung

$$x(t) = \sin \left[K \cdot \left(e^{\frac{t}{L}} - 1 \right) \right]. \quad (2.10)$$

Die Ableitung des Arguments der Sinusfunktion nach der Zeit liefert die Momentanfrequenz. Mit Hilfe der Startfrequenz ω_1 zum Zeitpunkt $t=0$ und der Stopfrequenz ω_2 zum Zeitpunkt $t=T$ lassen sich die unbekanntenen Konstanten K und L berechnen.

$$K = \frac{T \cdot \omega_1}{\ln \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)} \quad L = \frac{T}{\ln \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)} \quad T \dots \text{Sweeplänge} \quad (2.11)$$

Daraus ergibt sich die Gleichung zur Berechnung des logarithmischen Sweeps:

$$x(t) = \sin \left[\frac{\omega_1 \cdot T}{\ln \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)} \cdot \left(e^{\frac{t}{T} \cdot \ln \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)} - 1 \right) \right] \quad (2.12)$$

Durch die Ableitung des Arguments der Sinusfunktion nach der Zeit kann berechnet werden, bei welcher Zeitverschiebung Δt die obige Funktion eine Momentanfrequenz liefert, die der N -fachen der ursprünglichen Frequenz entspricht. Das Ergebnis repräsentiert die zeitliche Verschiebung der N -ten Verzerrung gegenüber der linearen Impulsantwort.

$$\Delta t = T \cdot \frac{\ln(N)}{\ln \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)} \quad \begin{array}{l} \Delta t \dots \text{Abstand der harmonischen Verzerrung} \\ \text{von der linearen Impulsantwort} \\ T \dots \text{Länge des Sweeps in Sekunden} \\ N \dots \text{Ordnung der harmonischen Verzerrung} \\ \omega_1 \dots \text{Startfrequenz des Sweeps} \\ \omega_2 \dots \text{Stopfrequenz des Sweeps} \end{array} \quad (2.13)$$

Der Zeitpunkt des Auftretens jeder einzelnen harmonischen Verzerrung ist in Bezug auf die lineare Impulsantwort als konstant anzusehen. Da Δt logarithmisch mit der Ordnung N zunimmt, verringert sich der Abstand zwischen den einzelnen harmonischen Impulsantworten mit zunehmender Ordnungszahl [10]. Wie bereits in der Erklärung zur Abb. 2.5 erwähnt wurde befindet sich in der abklingenden Flanke jeder Harmonischen die zugehörige Raumimpulsantwort. Damit sich der abklingende Teil der Raumimpulsantwort von der Verzerrung zweiter Ordnung nicht mit der linearen Impulsantwort überlagert, muss die Sweeplänge T , bzw. die Start-/Stopfrequenz so gewählt werden, dass Δt größer ist als die Nachhallzeit des Messraumes.

Vorteile der log. Sinus-Sweep-Technik:

- Vermeidung von Zeit-Aliasing durch Anwendung einer linearen Entfaltung.
- Robust gegen Nichtlinearitäten und Zeitvarianzen des Messsystems, speziell die des Lautsprechers. Harmonische Verzerrungen treten in der Gesamtimpulsantwort vor dem Teil der linearen Impulsantwort auf und können somit beseitigt werden.
- Um ca. 20dB besserer Störgeräuschabstand (ohne Mittelungsbildung) gegenüber der MLS-Technik, da bei der log. Sinus-Sweep-Technik keine Verzerrungsartefakte in der (linearen) Impulsantwort auftreten.

Nachteile der log. Sinus-Sweep-Technik:

- Impulsartiger Umgebungslärm bei der Messung beeinträchtigt den Impulsantwort-Entfaltungsprozess. Störsignale, die stark mit dem Anregungssignal korrelieren, hinterlassen nach dem Entfaltungsprozess mit dem Anregungssignal Signalreste in der Impulsantwort.

2.3 „Adrienne-Verfahren“ gem. Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5

Die Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5 [28] beschreibt ein standardisiertes In-situ Verfahren zur Bestimmung der produktspezifischen Merkmale der Schallreflexion und Luftschalldämmung von Lärmschutzeinrichtungen an Straßen. Das Ergebnis ist ein in Terzbändern ausgewiesener Reflexionsindex RI und Schalldämmindex SI . Nach Gewichtung dieser Terzbandwerte mit dem standardisierten Verkehrslärmspektrums gem. EN 1793-3 erhält man die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} und die Einzahl-Angabe zur Luftschalldämmung DL_{SI} . Die nachfolgenden Unterkapitel verstehen sich als Beschreibung der wichtigsten Schritte in diesem Messverfahren - detaillierte Informationen finden sich in der beschriebenen Norm.

2.3.1 Messung des Reflexionsindex

2.3.1.1 Prinzip der Reflexionsindexbestimmung

Die Schallquelle strahlt eine Schallwelle aus, die an der Mikrofonposition vorbei zu der zu prüfenden Lärmschutzwand läuft und daran reflektiert wird. Das zwischen der Schallquelle und der zu prüfenden Einrichtung angeordnete Mikrofon empfängt sowohl die von der Schallquelle zu der zu prüfenden Einrichtung laufende direkte Schalldruckwelle als auch die von der zu prüfenden Einrichtung reflektierte (und gestreute) Schalldruckwelle. Die Energiespektren der direkten und reflektierten Komponente liefern unter Berücksichtigung der Weglängendifferenz der beiden Komponenten die Grundlage zur Berechnung des Reflexionsindex.

Die Schallquelle muss in einem im Wesentlichen freien Feld in der direkten Umgebung der Lärmschutzeinrichtung, d.h. einem Schallfeld durchgeführt werden, das frei ist von Reflexionen von anderen Oberflächen als denen der zu prüfenden Einrichtung. Mit Hilfe einer geeigneten Impulsantwortmesstechnik können die von störenden Oberflächen herrührenden Reflexionen anhand ihrer Verzögerung identifiziert und aus der Impulsantwort ausgeblendet werden.

Die Lautsprecher-Mikrofonanordnung wird ausgehend von der Bezugsposition (90°) in 10° -Schritten um $\pm 40^\circ$ in horizontaler als auch in vertikaler Richtung ausgelenkt (siehe

Abb. 2.6 links). Ein horizontaler bzw. ein vertikaler Schwenk von 50° bis 130° wird als ein Rotation bezeichnet.

Bei Prüfkörpern, die unterschiedliche Impulsantworten liefern, wenn der Schall bei gleicher Rotation von oben statt von unten oder von links statt von rechts einfällt, können zu jeder Rotation partielle und globale Mittelwerte wie folgt bestimmt werden.

RI^a ... Mittelwertbildung von Messungen bei 50° , 60° , 70° , 80° , und 90° ;

RI^b ... Mittelwertbildung von Messungen bei 90° , 100° , 110° , 120° , und 130° ;

RI^c ... Mittelwertbildung von Messungen bei 50° , 60° , 70° , 80° , 90° , 100° , 110° , 120° , und 130° ;

Die nachstehende Abbildung zeigt beispielhaft die Positionierung der Messanordnung vor der Lärmschutzwand mit den zugehörigen Rotationen (Abmessungen in cm).

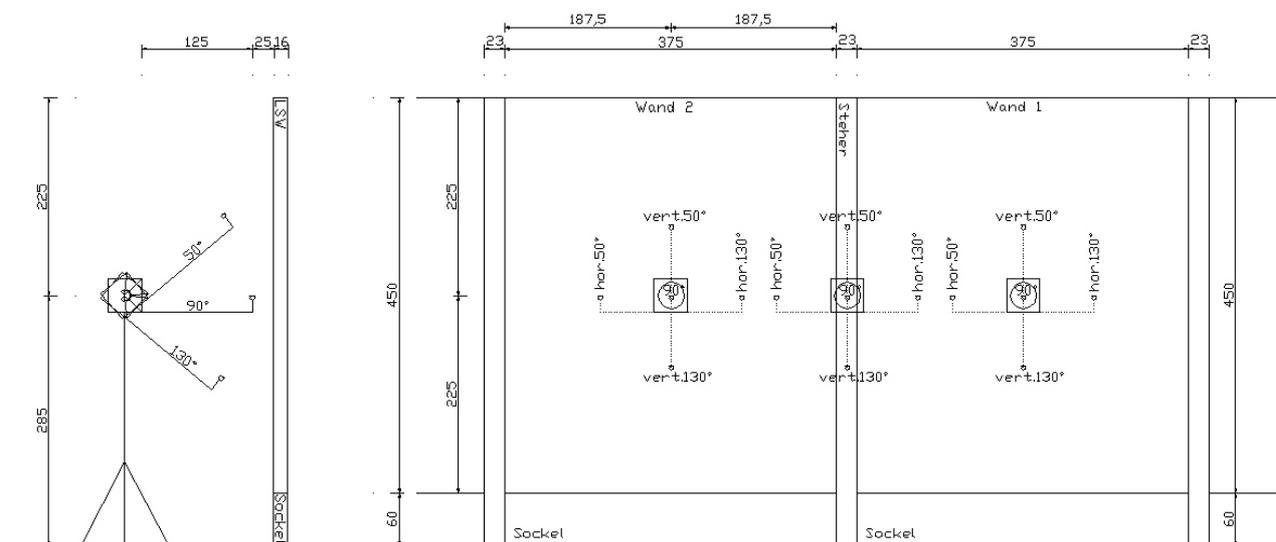


Abb. 2.6: beispielhafte Abmessungen [cm] eines Messaufbaus für die Messung des Reflexionsindex

Es werden getrennte Messungen für das Wandelement 1, 2 und den dazwischenliegenden Steher durchgeführt. Der anzugebende frequenzabhängige Reflexionsindex ist der Mittelwert aus den Messergebnissen aller Rotationswinkel, bei welchen die untere Grenzfrequenz kleiner gleich dem aktuellen Terzband ist.

Die Einzahl-Angabe der Schallreflexion DL_{RI} ergibt sich aus der gewichteten Mittelung der Schallreflexionsindizes mit dem in EN 1793-3 definierten standardisierten Verkehrslärmspektrum [31].

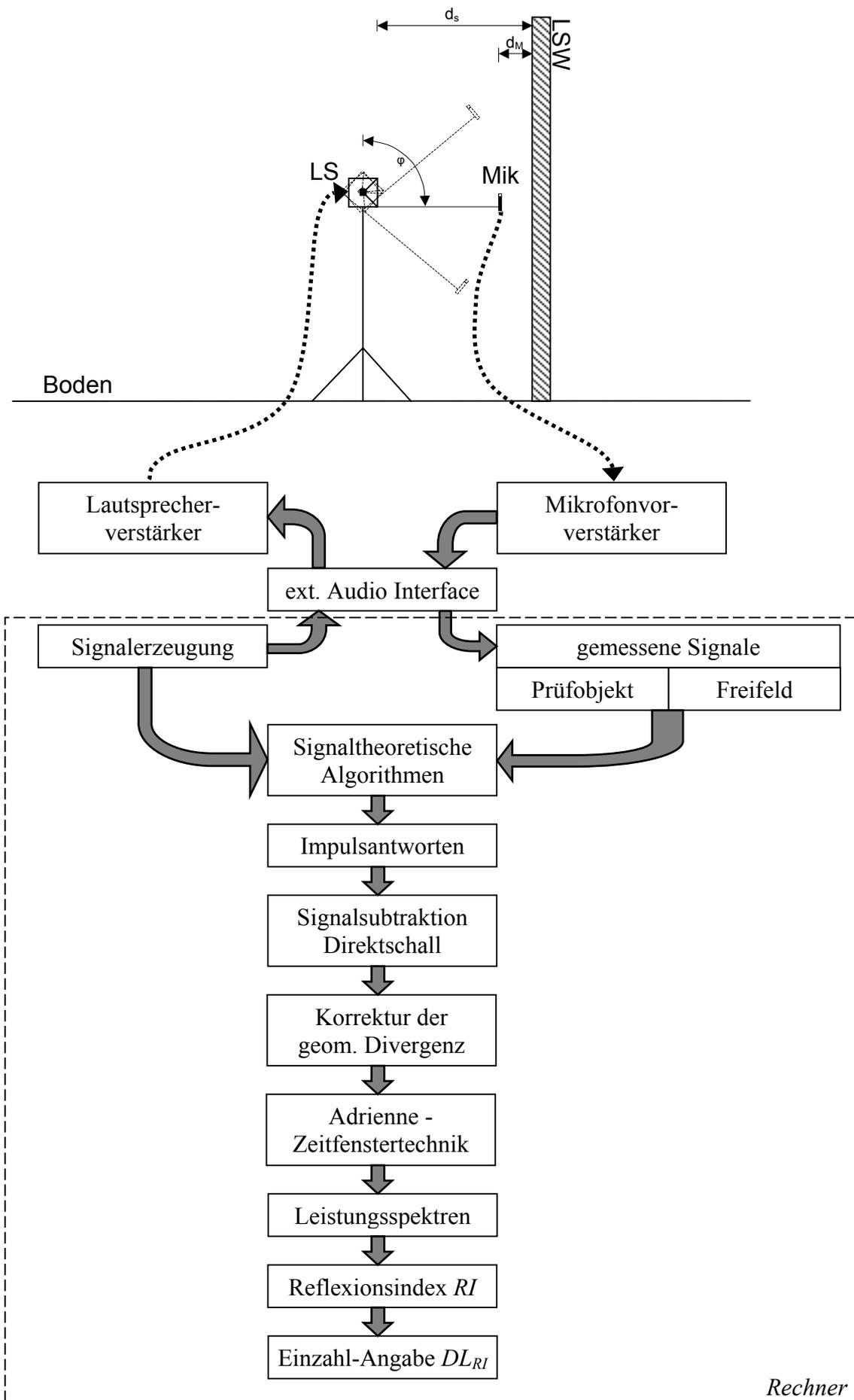


Abb. 2.7: Skizze mit den wesentlichen Komponenten des Messsystems

2.3.1.2 Untere Grenzfrequenz

Die untere Grenzfrequenz der Messungen des Reflexionsindex hängt von der Länge des Adrienne-Zeitfensters ab. Die Länge wiederum ist abhängig von der kleinsten Querabmessung (Höhe oder Länge) des Prüfobjektes und vom Rotationswinkel der Lautsprecher-Mikrofon-Anordnung. Es müssen folgende Störkomponenten außerhalb des Adrienne-Zeitfensters für die reflektierten Komponenten bleiben:

- a) die Schallkomponenten, die durch die Kanten des Prüfobjektes gebeugt werden, bzw. von direkt angrenzenden anderen Oberflächen in der Prüfobjektebene reflektiert werden (z.B. Betonsockel der Lärmschutzwand);
- b) die Schallkomponenten, die am Boden auf der der Schallquelle zugewandten Seite des Prüfobjektes reflektiert werden;
- c) die Schallkomponenten, von anderen störenden Objekten (z.B. Leitplanke) reflektiert werden;

Das bedeutet, dass in Abhängigkeit vom Rotationswinkel und speziell der Rotationsrichtung (horizontal bzw. vertikal) das zuerst zutreffende Kriterium das Ende des Adrienne-Zeitfensters und somit die untere Grenzfrequenz bestimmt. Ergänzend zur ÖNorm CEN/TS 1793-5 ist an dieser Stelle anzumerken, dass eine Lärmschutzwand meistens aus einem Betonsockel und einem darauf montierten Lärmschutzwandelement besteht. Ist kein Betonsockel vorhanden, bzw. ist dieser sehr niedrig ausgeführt, so wird das Kriterium für die untere Grenzfrequenz durch die Bodenreflexion bestimmt. Mit zunehmender Sockelhöhe und damit einhergehender Anhebung der Lautsprecher-Mikrofon-Anordnung, trifft die Bodenreflexion später am Mikrofon ein. Je nach Höhe des zu prüfenden Lärmschutzwandelementes bestimmen dann die reflektierten Schallkomponenten von den Kanten des Lärmschutzwandelementes die untere

Grenzfrequenz des Reflexionsindex.

Tab. 2.2: Die sich aus dem ebenen Teil des Adrienne-Zeitfensters ergebende untere Grenzfrequenz des Messaufbaus in Abhängigkeit von der Höhe des Elements bei verschiedenen Sockelhöhen; Bei größeren Sockelhöhen determiniert nicht die Bodenreflexion, sondern die größt mögliche „Aktive Fläche“ der Lärmschutzwand die untere Grenzfrequenz (grauer Text).

Element-Höhe (ohne Sockel) in [m]	Unterstes Terzband in [Hz]			
	Sockelhöhe in [m]			
	0	0,2	0,4	>0,6
2,0	800	630	630	500
2,5	500	400	400	400
3,0	400	315	315	315
3,5	250	250	250	250
4,0	200	200	200	200
4,5	200	160	160	160
5,0	160	160	160	160
5,5	125	125	125	125
6,0	125	125	125	125

Die Länge des Adrienne-Zeitfensters begrenzt somit die Ausdehnung der abgetasteten Fläche („Aktive Fläche“) auf der Lärmschutzwand. Dabei entspricht die Laufzeitdifferenz zwischen den reflektierten Komponenten an den Randzonen der Aktiven Fläche und der als erstes eintreffenden geometrischen Reflexion des Prüfobjektes, der Länge des Hauptteiles und der Hinterflanke des Adrienne-Zeitfensters (siehe auch Abschnitt 2.3.1.6).

Nachstehende Abbildung zeigt beispielhaft die Messanordnung für den Rotationswinkel 90° bei einem 4m hohen Lärmschutzwandelement auf einem 1m hohen Sockel. Die strichlierte Linie kennzeichnet den Bereich innerhalb dessen sich kein reflektierendes Objekt befinden darf, um keinen Einfluss auf die untere Grenzfrequenz zu haben.

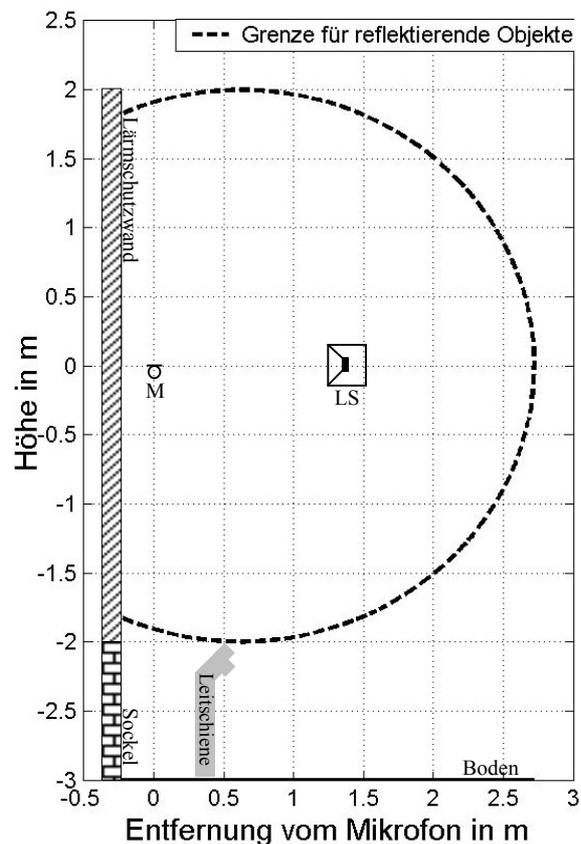


Abb. 2.8: Bereich innerhalb dessen sich keine reflektierenden Objekte befinden dürfen (Rotation 90° bei einer unteren Grenzfrequenz von 200 Hz)

M ... Mikrofon

LS ... Lautsprecher

2.3.1.3 Messgrößen

Zur Berechnung des Reflexionsindex RI als Funktion der Frequenz in Terzbändern wird folgender Ausdruck verwendet:

$$RI_j = \frac{1}{n_j} \sum_{k=1}^{n_j} \frac{\int_{\Delta f_j} |F[t \cdot h_{r,k}(t) \cdot w_r(t)]|^2 df}{\int_{\Delta f_j} |F[t \cdot h_i(t) \cdot w_i(t)]|^2 df} \quad (2.14)$$

$h_i(t)$ einfallende (Bezugs-)Komponente der Freifeldimpulsantwort

$h_{r,k}(t)$ reflektierte Komponente der Impulsantwort zum k -ten Winkel

$w_i(t)$ Zeitfenster für die einfallende Freifeld-Bezugs-Komponente (Adrienne-Zeitfenster)

$w_r(t)$ Zeitfenster für die reflektierte Komponente (Adrienne-Zeitfenster)

F Symbol für die Fourier-Transformation

j Index der Terzbänder (zwischen 100 Hz und 5kHz)

Δf_j Breite des j -ten Terzbandes

n_j Anzahl der Winkel, über die der Mittelwert gebildet wird ($n \leq 9$ je Rotation)

t Zeit an Beginn der von der Messkette erfassten Impulsantwort

Zur Beschreibung der Wirksamkeit eines Prüfobjektes ist eine Einzahl-Angabe abzuleiten. Die einzelnen Werte des Schallreflexionsindex sind nach dem in EN 1793-3 definierten standardisierten Verkehrslärmspektrum zu gewichten. Die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} in dB wird gem. [28] wie folgt berechnet:

$$DL_{RI} = -10 \log_{10} \left[\frac{\sum_{i=m}^{18} RI_i \cdot 10^{0,1L_i}}{\sum_{i=m}^{18} 10^{0,1L_i}} \right] \quad (2.15)$$

m 4 (Nummer des 200Hz-Terbandes)

L_i relative A-bewertete Schalldruckpegel (dB) des standardisierten Verkehrslärmspektrums nach Definition in EN 1793-3 im i -ten Terzband.

2.3.1.4 Prüfsignal

Gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 Pkt. 4.3.3 muss die elektroakustische Schallquelle ein elektrisches Eingangssignal empfangen, das aus einem MLS-Signal besteht, welches Nichtlinearitäten des Lautsprechers vermeidet. Das S/N-Verhältnis wird durch Wiederholung desselben Prüfsignals und synchrone Mittelwertbildung der Mikrofonantwort verbessert. Es müssen mindestens 16 Mittelwerte vorliegen.

Abgesehen von der normativen Empfehlung ein MLS-Signal als Prüfsignal zu verwenden, kann auch jedes andere Prüfsignal verwendet werden, vorausgesetzt dass dieselben Ergebnisse auf Grund folgender Eigenschaften gewährleistet sind:

- Die Erzeugung des Prüfsignals ist determinierbar und exakt wiederholbar;
- Impulsantworten (ohne Verzerrung) im gesamten interessierenden Frequenzbereich (Terzbänder zwischen 100 Hz und 5kHz) werden korrekt erfasst;
- Das Prüfverfahren eine ausreichende Unempfindlichkeit gegen Fremdgeräusche besitzt, d.h. dass das effektive S/N-Verhältnis im gesamten interessierenden Frequenzbereich innerhalb einer kurzen Messzeit (nicht mehr als 5 Minuten je Impulsantwort) höher als 10dB gehalten werden kann;
- Die Abtastrate hoch genug gewählt werden kann, um eine präzise Korrektur möglicher temperaturschwankungsbedingter Zeitverschiebungen in den Impulsantworten zwischen der Messung vor dem Prüfkörper und der Freifeldmessung zu ermöglichen;
- Das Prüfsignal leicht anwendbar ist, d.h. geeignet erzeugt und einer Schallquelle mit einer marktüblichen Ausstattung zugeführt werden kann;

2.3.1.5 Signalsubtraktionsverfahren

Nach der Anbringung der Lautsprecher-Mikrofon-Anordnung ist die Gesamtimpulsantwort zu messen. Sie besteht aus einer Direktkomponente, einer von der zu prüfenden Oberfläche reflektierten Komponente und anderen parasitären (störenden) Reflexionen. Die Direktkomponente und die von der zu prüfenden Lärmschutzeinrichtung reflektierte Komponente müssen getrennt werden.

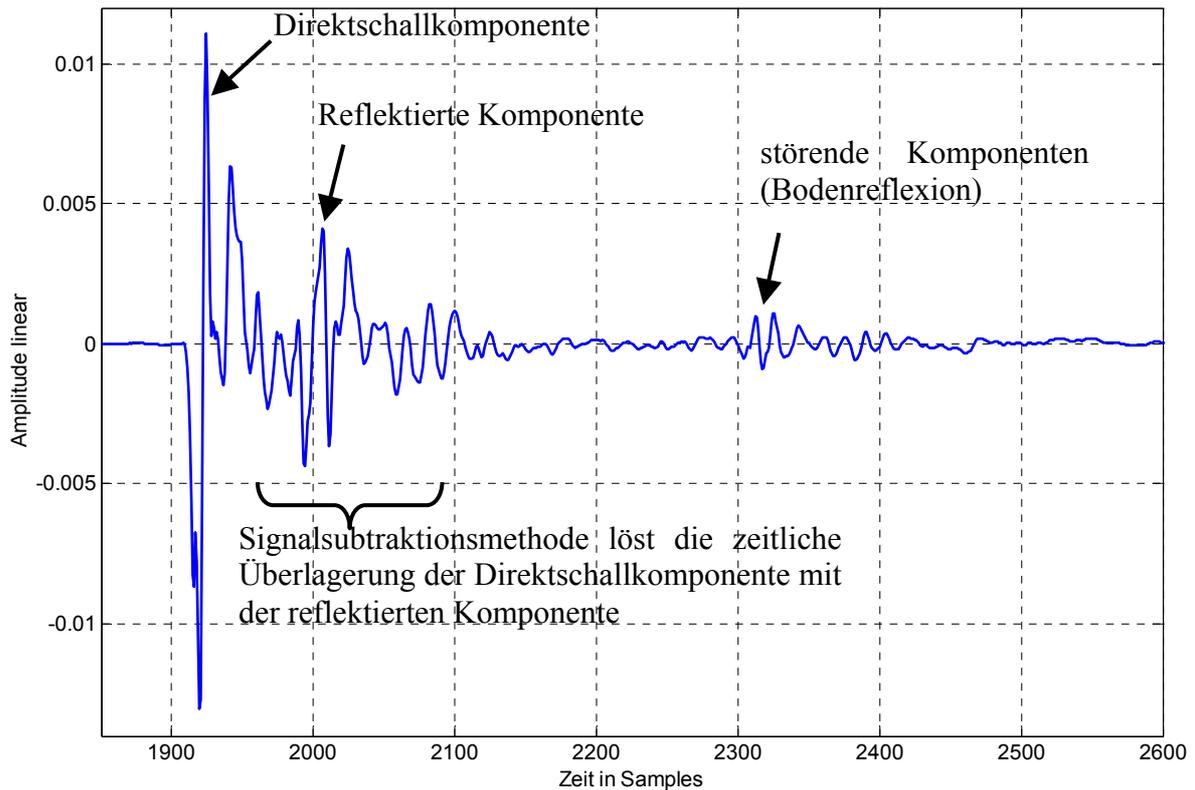


Abb. 2.9: Beispiel für eine gemessene Gesamtimpulsantwort

Die in [28] beschriebene technische Spezifikation fordert, dass diese Trennung mittels des Signalsubtraktionsverfahrens erfolgt: Die reflektierte Komponente wird aus der Gesamtimpulsantwort nach Eliminierung der Direktkomponente durch Subtraktion eines identischen Signals gewonnen. Das bedeutet, dass die Direktschallkomponente in Form, Amplitude und Zeitverzögerung genau bekannt sein muss. Dies kann erreicht werden, indem eine Freifeldmessung mit derselben geometrischen Konfiguration von Lautsprecher und Mikrofon durchgeführt wird. Insbesondere muss ihre relative Position genau konstant gehalten sein. Diese Anforderung wird erfüllt, indem eine feste und stabile Verbindung zwischen Schallquelle und Mikrofon besteht. Die Direktkomponente wird aus der Freifeldmessung gewonnen.

2.3.1.6 Adrienne-Zeitfenster

Gem. [28] muss das Zeitfenster folgende Eigenschaften aufweisen:

- Eine Vorderflanke als linksseitige halbe Blackman-Harris-Form mit einer Gesamtlänge von 0,5 ms („Vorfenster“);
- Ein flacher Teil mit einer Gesamtlänge von 5,18 ms („Hauptteil“);
- Einer Hinterflanke als rechtsseitige halbe Blackman-Harris-Form mit einer Gesamtlänge von 2,22 ms.

Die Gesamtlänge des Adrienne-Zeitfenster beträgt $T_{w,ADR} = 7,9\text{ms}$.

Wenn beispielsweise die Lärmschutzwand mit einer geringeren Abmessung als 4x4m gemessen wird, oder andere störende Reflexionen vorliegen, muss die Fensterlänge des Adrienne-Zeitfensters derart verändert werden, dass die Längen des ebenen Teils und des rechtsseitigen halben Blackman-Harris-Teiles ein Verhältnis von 7/3 aufweisen. Die Vorgangsweise der Platzierung des Adrienne-Zeitfensters ist in [28] genau beschrieben.

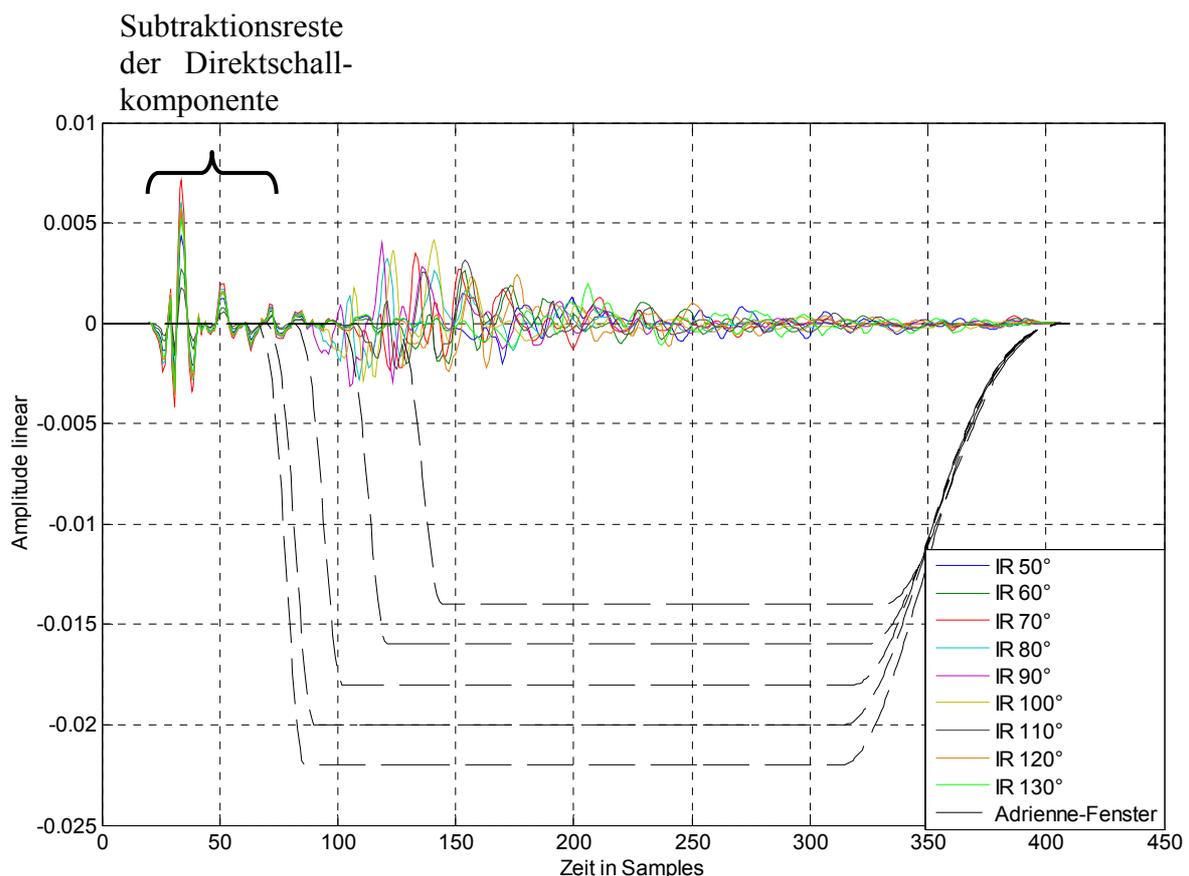


Abb. 2.10: Beispiel der gemessenen reflektierten Komponenten der Rotationswinkel 50° bis 130°, nach Subtraktion der Direktschallkomponente, sowie Darstellungen der jeweils möglichen Adrienne-Zeitfenster;

Abb. 2.10 zeigt beispielhaft die gemessenen Impulsantworten bei den einzelnen Rotationswinkeln 50° bis 130° nach Subtraktion der Direktschallkomponente. Auf Grund

der vorgelegenen geometrischen Bedingungen musste die Länge des Adrienne-Zeitfensters reduziert werden. Anzumerken ist, dass die korrekte Positionierung des Adrienne-Zeitfensters bezogen auf den bekannten Zeitpunkt des Eintreffens der reflektierten Komponente der jeweiligen Rotation zu geschehen hat. In obiger Abbildung sind auch die am Anfang der Impulsantwort bestehenden Reste der Signalsubtraktion ersichtlich. Diese hochfrequenten Subtraktionsreste sind jedoch zum Zeitpunkt des Eintreffens der reflektierten Komponente bereits hinreichend abgeklungen.

2.3.2 Messung des Schalldämmindex

2.3.2.1 Prinzip der Schalldämmindexbestimmung

Die Schallquelle emittiert eine Schallwelle, die zu der zu prüfenden Lärmschutzeinrichtung läuft, teilweise an ihr reflektiert wird, teilweise durch sie hindurchtritt und teilweise an ihr gebeugt wird. Das auf der anderen Seite der zu prüfenden Lärmschutzeinrichtung angeordnete Mikrofon empfängt sowohl die von der Schallquelle durch die zu prüfende Einrichtung hindurchtretende als auch die über die Oberkante der zu prüfenden Einrichtung gebeugte Schalldruckwelle (für die Prüfung ist von Bedeutung, dass die Beugungsanteile von seitlichen Kanten ausreichend schwach und zeitlich verzögert sind). Des weiteren ist für die Prüfung wichtig, dass die über die Oberkante der zu prüfenden Einrichtung gebeugte Schalldruckwelle mit einem Adrienne-Zeitfenster ausgeblendet werden kann. Wenn die Messung ohne die zu prüfende Lärmschutzeinrichtung zwischen Lautsprecher und Mikrofon wiederholt wird, kann die Direktwelle im Freifeld erfasst werden. Die Energiespektren der Direktwelle und der durchgehenden Welle liefern unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Weglänge zwischen beiden Wellen die Grundlage zur Berechnung des Schalldämmindex.

Die Zielgröße des Schalldämmindex SI ergibt sich aus dem logarithmierten Mittelwert der Schalldämmindexe, die an neun Punkten auf einem idealen Raster gemessen werden.

Die Einzahl-Angabe der Luftschalldämmung DL_{SI} ergibt sich aus der gewichteten Mittelung der Schalldämmindexe mit dem in EN 1793-3 definierten standardisierten Verkehrslärmspektrum.

Die nachstehende Abbildung zeigt beispielhaft die Positionierung der Messanordnung vor und hinter der Lärmschutzwand im Fall der Messung der Luftschalldämmung (Abmessungen in cm). Es werden getrennte Messungen für das Wandelement 1, 2 und den dazwischenliegenden Steher durchgeführt.

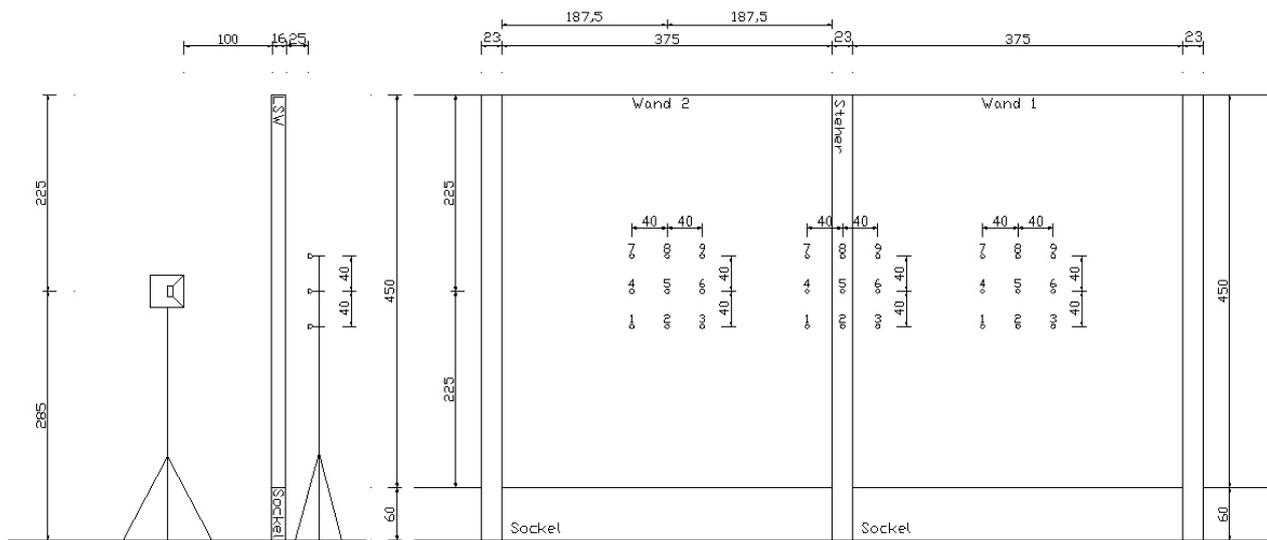


Abb. 2.11: beispielhafte Abmessungen eines Messaufbaus für die Messung der Luftschalldämmung;

2.3.2.2 Messgrößen

Zur Berechnung des Schalldämmindexes SI als Funktion der Frequenz in Terzbändern wird folgender Ausdruck verwendet:

$$SI_j = -10 \cdot \log_{10} \left\{ \frac{\sum_{k=1}^n \int_{\Delta f_j} |F[h_{i,k}(t) \cdot w_{i,k}(t)]|^2 df \cdot \left(\frac{d_k}{d_i}\right)^2}{n \cdot \int_{\Delta f_j} |F[h_i(t) \cdot w_i(t)]|^2 df} \right\} \quad (2.16)$$

$h_i(t)$ einfallende (Bezugs-)Komponente der Freifeldimpulsantwort

$h_{i,k}(t)$ durchtretende Komponente der Impulsantwort zum k -ten Abtastpunkt

d_i geometrischer Ausbreitungs-Korrekturfaktor für die Bezugs-Freifeldkomponente

d_k geometrischer Ausbreitungs-Korrekturfaktor für die durchtretende Komponente am k -ten Abtastpunkt ($k=1, \dots, n$)

$w_i(t)$ Adrienne-Zeitfenster der Bezugs-Freifeldkomponente

$w_{i,k}(t)$ Adrienne-Zeitfenster für die durchtretende Komponente am k -ten Abtastpunkt

F Symbol für die Fourier-Transformation

j Index der Terzbänder (zwischen 100 Hz und 5kHz)

Δf_j Breite des j -ten Terzbandes

n Anzahl der Abtastpunkte

Die geometrischen Ausbreitungs-Korrekturfaktoren d_i und d_k ergeben sich nach:

$$\begin{aligned}
 d_i = d_5 = d_T = d_S + t_B + d_M &= 1,25 + t_B \\
 d_2 = d_4 = d_6 = d_8 &= \sqrt{d_i^2 + s^2} \\
 d_1 = d_3 = d_7 = d_9 &= \sqrt{d_i^2 + 2s^2}
 \end{aligned} \tag{2.17}$$

mit:

- t_B Dicke der Lärmschutzeinrichtung
- s Messrasterschritt = 0,4 m
- d_M Abstand des Messraster vom nächstgelegenen Punkte der Rückseite der Lärmschutzeinrichtung = 0,25 m
- d_S Abstand der Schallquelle vom nächstgelegenen Punkte der Vorderseite der Lärmschutzeinrichtung = 1,0 m

Zur Beschreibung der Wirksamkeit des Produktes ist eine Einzahl-Angabe abzuleiten. Die einzelnen Werte des Schallreflexionsindex sind nachdem in EN 1793-3 definierten standardisierten Verkehrslärmspektrum zu gewichten. Die Einzahl-Angabe zur Luftschalldämmung DL_{SI} in dB wird gem. [29] wie folgt berechnet:

$$DL_{SI} = -10 \log_{10} \left[\frac{\sum_{i=m}^{18} 10^{0,1L_i} \cdot 10^{-0,1SI_i}}{\sum_{i=m}^{18} 10^{0,1L_i}} \right]. \tag{2.18}$$

- m 4 (Nummer des 200Hz-Terbandes)
- L_i relative A-bewertete Schalldruckpegel (dB) des standardisierten Verkehrslärmspektrums nach Definition in EN 1793-3 im i -ten Terzband.

2.3.3 Vor- und Nachteile des „Adrienne-Verfahrens“

Für das „Adrienne-Verfahren“ gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 können folgende Vor- und Nachteile angeführt werden:

VORTEILE:

- Die In-situ Messung ermöglicht die schalltechnische Untersuchung der LSW vor Ort – Eine Überprüfung der Ausführungsqualität und der Langlebigkeit ist daher möglich.
- Die In-situ Messung ist bei laufendem Verkehr ohne Demontage des Prüfobjektes und mit geringem Messaufwand möglich.
- Die In-situ Messung unter diskreten Schalleinfallswinkeln repräsentiert eher das Schallfeld im praktischen Einsatzgebiet als das diffuse Schallfeld im Hallraum.

NACHTEILE:

- Die normativ vorgeschlagene MLS-Technik weist bei größeren Beschallungsstärken aufgrund der Nichtlinearitäten des Lautsprechers die negative Eigenschaft auf, dass sich „Phantompeaks“ annähernd gleichmäßig über Impulsantwort verteilen.
- Flächenteile der Lärmschutzwand, die nicht unter der 0°-Beschallungsachse des Lautsprechers liegen, werden infolge der Richtcharakteristik des Lautsprechers mit einem geringern Schallpegel beschallt.
- Die Lage des akustischen Zentrums des Lautsprechers und der damit verbundene zusätzliche Schallausbreitungsweg liegt mindestens in der Größenordnung der normativ zulässigen Messunsicherheit der Abstände von 1%.
- Bei Lärmschutzwänden ab einer Höhe von 4m (ohne Sockel) tritt die Reflexion der rücklaufenden Welle am Lautsprechergehäuse ins Analysezeitfenster und stört den Auswertungsbereich.
- Bei unebenen Prüfflächen zeigen sich bereits bei geringen Strukturtiefen, infolge von Interferenzerscheinungen im Nahfeld der Prüffläche, erhebliche Standardabweichungen des Reflexionsgrades im oberen Frequenzbereich bei leichter Variation der Messpunkte.

Damit die Auswirkungen der angeführten Nachteile dieser Messtechnik richtig eingeschätzt bzw. beseitigt und sodann die Vorteile dieser Messtechnik genutzt werden können, werden im nächsten Kapitel technische Verbesserungen und weiterführende Untersuchungen zum „Adrienne-Verfahren“ durchgeführt.

3 Technische Verbesserungen und Untersuchungen zum „Adrienne-Verfahren“

Das im Abschnitt 2.3 beschriebene „Adrienne-Verfahren“ gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 weist u.a. den großen Vorteil auf, dass mit dieser Messmethode eine Materialprüfung an Ort und Stelle (In-situ) durchgeführt werden kann. Dadurch ist eine Überprüfung der akustischen Eigenschaften, beispielsweise hinsichtlich der Ausführungsqualität oder der Langlebigkeit des Produktes möglich. In diesem Kapitel werden kritische Punkte des „Adrienne-Verfahrens“ genauer untersucht bzw. Verbesserungen ausgearbeitet. Ziel ist es eine Einschätzung über die Auswirkungen der möglichen Fehlerquellen auf die Einzahlangabe zur Schallreflexion DL_{RI} zu gewinnen. An der Schallquelle kann dies beispielsweise die Richtcharakteristik des Lautsprechers, die Lage des akustischen Zentrums und die Gruppenlaufzeit des Lautsprechers sein. Im Zuge der Schallausbreitung von der Schallquelle über die Reflexion am Prüfobjekt bis hin zum Mikrofon, können Abweichungen vom $1/r$ -Entfernungsgesetz, eintreffende störende Lautsprecherreflexionen und Interferenzerscheinungen des Schallfeldes in Folge einer strukturierten Oberflächenbeschaffenheit des Prüfobjektes auftreten. In diesem Kapitel werden auch Verbesserungen zum „Adrienne-Verfahren“ durch die Verwendung eines logarithmischen Sinus-Sweeps sowie adaptiver Störerschallunterdrückung vorgestellt. Abschließend findet sich der Entwurf einer eigenen In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden.

3.1 Logarithmische Sinus-Sweep-Technik

Am Beginn der technischen Verbesserungen zum „Adrienne-Verfahren“ steht die Verwendung eines logarithmischen Sinus-Sweeps als Anregungssignal, anstatt der in der Vornorm ÖNORM CEN/TS 1793-5 verwendeten MLS-Technik. Wie bereits in Kapitel 2.2.4 ausführlich beschrieben, hat die logarithmische Sinus-Sweep-Technik den

Vorteil unempfindlich gegen Nichtlinearitäten (Lautsprecherverzerrungen) und robust gegen Zeitvarianzen der Übertragungsstrecke zu sein. Diese Eigenschaft hat sich auch in allen durchgeführten Messungen bestätigt und somit maßgeblich zur Reproduzierbarkeit der Messergebnisse beigetragen. Die in der Vornorm ÖNORM CEN/TS 1793-5 als Empfehlung vorgeschlagene MLS-Technik weist, wie in Kapitel 2.2.4 erwähnt, bei größeren Beschallungsstärken aufgrund der Nichtlinearitäten des Lautsprechers die negative Eigenschaft auf, dass sich „Phantompeaks“ annähernd gleichmäßig über Impulsantwort verteilen.

3.2 Adaptive Störschallunterdrückung

Bei der Beschallung mit kleineren Lautsprechern ist der Störgeräuschabstand speziell bei tiefen Frequenzen geringer. Deshalb ist es sinnvoll erweiternd zum Adrienne-Verfahren ein System zur adaptiven Störschallunterdrückung einzusetzen, wodurch der Einfluss von veränderlichen Störgeräuschen (z.B. Kfz-Vorbeifahrten) im gemittelten Messsignal reduziert werden kann.

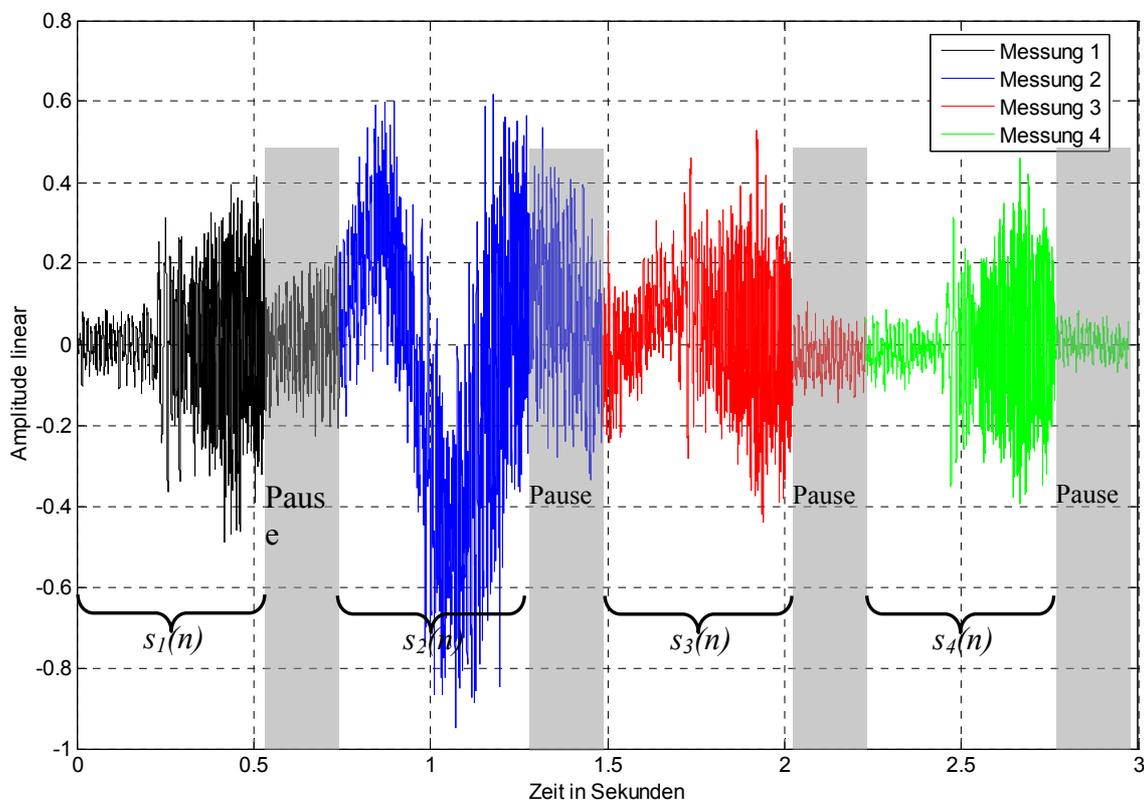


Abb. 3.1: aufgenommenes Mikrofonsignal (Messsweep+Pause)

Dazu erhält jenes Messsignal $s_i(n)$ die stärkste Gewichtung g_i , welches die wenigsten Störungen und somit die geringste Energie E_i besitzt. Abb. 3.1 zeigt eine beispielhafte Messreihe von 4 Sweeps mit dazwischen befindlichen Sweep-Pausen. Dabei erfährt die Lkw-Vorbeifahrt in der Messung 2 (blaue Kurve) die schwächste Gewichtung in der Mittelungsbildung. Die Messung 4 (grüne Kurve) hingegen, bei der keine nennenswerte Störung einwirkt, hat das größte Gewicht bei der Mittelung. Die Ermittlung des adaptiven Mittelwertes der Messsignale erfolgt nach den Gleichungen (3.1), (3.2) und (3.3).

$$\bar{s}_{ad}(n) = \sum_{i=1}^M g_i \cdot s_i(n) \quad (3.1)$$

mit

$$g_i = \frac{1}{E_i \cdot \sum_{m=1}^M \frac{1}{E_m}}, \quad \sum_{i=1}^M g_i = 1, \quad E_m > 0, \quad E_i > 0 \quad (3.2)$$

und

$$E_i = \sum_{n=1}^N s_i(n)^2 \quad (3.3)$$

$\bar{s}_{ad}(n)$...	adaptiver Mittelwert des Messsignale
$s_i(n)$...	i-tes Messsignals
g_i	...	adaptives Gewicht des i-ten Messsignals
E_i	...	Energie des i-ten Messsignals
M	...	Anzahl der durchgeführten Messsweeps
N	...	Sweeplänge in Samples

3.3 Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik

Die Tatsache, dass die vom Mikrofon erfassten Signale unterschiedlichen Abstrahlrichtungen des Lautsprechers entstammen, macht eine Untersuchung zum Einfluss der Lautsprecherrichtcharakteristik notwendig. Die Breite des Adrienne-Zeitfensters, mit der die Wandreflexion aus der gesamten Impulsantwort herausgeschnitten wird, begrenzt die Ausdehnung der abgetasteten Fläche auf der Lärmschutzwand. Es gehen also nur jene reflektierten Schallwellen von der Lärmschutzwand in die Reflexionsfaktorberechnung ein, die innerhalb dieser „Aktive Fläche“ liegen. Nur die Schallreflexion auf der aktiven Fläche, die in der Richtung der Symmetrieachse des Lautsprechers liegt, kann mit dem Direktschall unkorrigiert ins Verhältnis gebracht werden. Alle anderen Schallreflexionen der aktiven Fläche sind mit der jeweiligen Richtcharakteristik des Lautsprechers beaufschlagt, und müssen dementsprechend korrigiert werden.

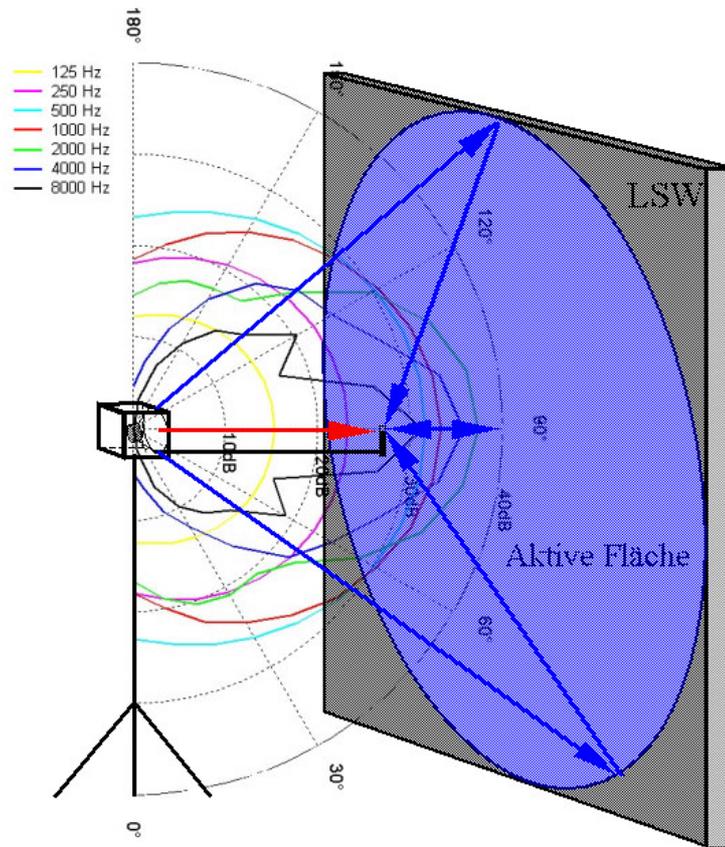


Abb. 3.2: Ausbildung der aktiven Fläche auf der LSW in Folge der Adrienne-Zeitfensterung der Impulsantwort der Wandreflexion; Beschallung der aktiven Fläche mit der Richtcharakteristik des Lautsprechers; roter Pfeil = Direktschall, blaue Pfeile = Wandreflexion innerhalb der Aktiven Fläche;

3.3.1 Theorie und Berechnungsgrundlagen

Die Korrekturfaktoren der Lautsprecherrichtcharakteristik können sowohl für die geometrische Reflexion zwischen Lautsprecher, Wand und Mikrofon, als auch wellentheoretisch für die gesamte Reflexionsfläche berechnet werden. Im Gegensatz zur geometrischen Korrekturfaktorberechnung berücksichtigt die wellentheoretische Betrachtung alle Reflexionen, die von der aktiven Fläche der Lärmschutzwand ausgehen. Grundlage für die wellentheoretische Berechnung bildet die akustische Holographie. Der Begriff Holographie stammt ursprünglich aus der Optik und wurde im Zuge des Konzeptes der Wellenfeldsynthese nach Berkhout [3],[4] mit der Bezeichnung Holophonie in die Akustik eingeführt. Die Überlegungen basieren auf dem Huygen-Fresnel'schen Prinzip, bei dem eine möglichst originalgetreue räumliche Rekonstruktion der ursprünglichen Wellenfronten angestrebt wird. Mit Hilfe des Green'schen Satzes lässt sich die Helmholtzgleichung in das Kirchhoff-Helmholtz Integral (KHI) überführen [41].

$$P(\vec{r}_A, \omega) = \frac{1}{4\pi} \int_S \left(P(\vec{r}, \omega) \frac{1 + jk\Delta r}{\Delta r} \cos(\varphi) \frac{e^{-jk\Delta r}}{\Delta r} + j\omega\rho \cdot V_n(\vec{r}, \omega) \frac{e^{-jk\Delta r}}{\Delta r} \right) dS \quad (3.4)$$

Die Interpretation des KHI liefert folgende zwei Aussagen:

1.) Mit Hilfe des KHI lässt sich der Druck in jedem Punkt A eines Volumens V berechnen, wenn man den Druck $P(\vec{r}, \omega)$ und die Normalkomponente $V_n(\vec{r}, \omega)$ der Teilchengeschwindigkeit an der geschlossenen Oberfläche S des quellenfreien Volumens V kennt.

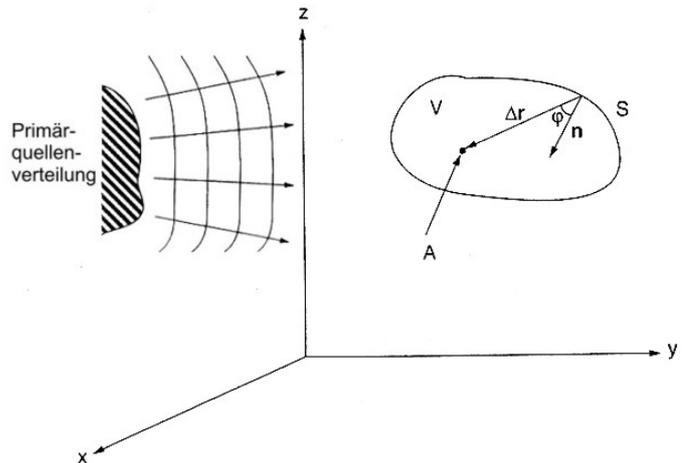


Abb. 3.3: Veranschaulichung des KHI [3]

2.) Jedes Schallfeld kann durch eine Verteilung von Monopol- und Dipolquellen auf der Oberfläche S erzeugt werden (siehe Abb. 3.4). Der erste Term des KHI in Glg. (3.4) bildet die Dipolquellenverteilung auf der Oberfläche S, wobei die Stärke jedes Dipols durch den Schalldruck $P(\vec{r}, \omega)$ des einfallenden Wellenfeldes gegeben ist. Der zweite Term des KHI stellt die Monopolquellenverteilung auf der Oberfläche S dar, wobei die Stärke jedes Monopols durch die Normalkomponente der Teilchengeschwindigkeit $V_n(\vec{r}, \omega)$ des einfallenden Wellenfeldes gegeben ist. Das gesamte Wellenfeld ist die Superposition dieser beiden Terme [3].

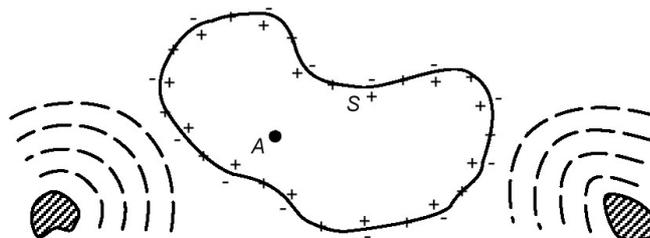


Abb. 3.4: Monopol- und Dipolquellenverteilung entlang der Hülle S des Volumens V [3];

Für bestimmte Oberflächengeometrien lassen sich andere Green'sche Funktionen ansetzen, die zu einer vereinfachten Feldbeschreibung (Rayleigh Integrale) führen.

- Rayleigh-Integral 1: Es besagt, dass das Wellenfeld im Halbraum $x > 0$ mit einer virtuellen Monopolquellenverteilung auf einer Fläche S_0 - definiert mit $x=0$ - synthetisiert werden kann. Die Intensität jeder Monopolquelle in der Fläche S_0 ergibt sich durch die von der primären Quelle ($x < 0$) ausgehende Normalschnelle im jeweiligen Punkt der Fläche S_0 [3],[40].

$$P(\vec{r}_A, \omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{S_0} j\omega\rho \cdot V_n(\vec{r}, \omega) \frac{e^{-jk\Delta r}}{\Delta r} dS \quad (3.5)$$

- Rayleigh-Integral 2: Es beschreibt das Feld einer Dipolquellenverteilung auf der Fläche S_0 , angetrieben mit der doppelten Stärke des an dieser Fläche herrschenden Schalldrucks [3],[40].

$$P(\vec{r}_A, \omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{S_0} P(\vec{r}, \omega) \frac{1 + jk\Delta r}{\Delta r} \cos(\varphi) \frac{e^{-jk\Delta r}}{\Delta r} dS \quad (3.6)$$

Damit ist es nun möglich das Huygen-Fresnel'sche Prinzip näherungsweise in die Praxis umzusetzen.

In realen Anwendungen der Wellenfeldsynthese werden die infinitesimal fein angeordneten Sekundärquellen durch diskret positionierte Sekundärquellen ersetzt. Die Integralberechnung wird daher in eine Summenberechnung übergeführt.

$$\int F(x) dx \Rightarrow \sum_n F_n \Delta x \quad (3.7)$$

Dabei müssen alle Teile unter Berücksichtigung des räumlichen Abtasttheorems nach Gleichung (3.8) in kleine Rasterflächen mit der Größe $\Delta x \cdot \Delta y$ unterteilt werden. Der Einfachheit halber wird $\Delta x = \Delta y$ gewählt, wobei Δx der Abstand zwischen den Sekundärquellen ist. Es ergeben sich dadurch analog zur Abtastung im Zeitbereich Einschränkungen im Frequenzbereich. Dieses räumliche Abtasttheorem leitet sich aus der zweidimensionalen Fouriertransformation ab, und muss eingehalten werden, damit keine Überlappung der periodischen Anteile (Aliasing) im Raum stattfindet.

$$k_x \leq \frac{\pi}{\Delta x} \quad \text{bzw.} \quad f \leq \frac{c}{2\Delta x \sin(\alpha)} \quad (3.8)$$

Bei sphärischer Wellenausbreitung ergibt sich je nach Position auf der Reflexionsfläche ein anderer Einfallswinkel α der vom Lautsprecher ausgesandten Schallwellen.

3.3.2 Berechnung der Korrekturfaktoren

3.3.2.1 Wellentheoretische Berechnung

Die Schallwellenausbreitung beginnt beim Lautsprecher, der in der Simulation als Punktschallquelle realisiert ist. Der Schalldruck P und die Normalschnelle V_n auf der Reflexionsfläche berechnen sich nach folgenden Beziehungen.

$$P(m, n) = \frac{1}{r_{L1}(m, n)} \cdot e^{-jkr_{L1}(m, n)} \quad (3.9)$$

$$V_n(m, n) = \frac{1}{Z_0 \cdot r_{L1}(m, n)} \cdot \sqrt{\frac{1 + [kr_{L1}(m, n)]^2}{[kr_{L1}(m, n)]^2}} \cdot e^{j[\arctan(-\frac{1}{kr_{L1}(m, n)}) - kr_{L1}(m, n)]} \cdot \cos(\alpha) \quad (3.10)$$

Mit den Variablen m und n kann jede einzelne Sekundärquelle in der Reflexionsfläche (kleine Rasterflächen der Prüffläche) angesprochen werden kann.

Die Auswirkungen aller Sekundärquellen werden im Mikrofonpunkt mit Hilfe des Rayleigh-Integrals 1 oder 2 berechnet und als Summenschalldruck ausgegeben.

$$P_{\text{Ray1}} = j \frac{Z_0}{\lambda} \cdot \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N V_n(m, n) \cdot \frac{1}{r_M(m, n)} \cdot e^{-jkr_M(m, n)} \cdot \Delta x \cdot \Delta y \quad (3.11)$$

$$P_{\text{Ray2}} = \frac{1}{2\pi} \cos(\varphi) \cdot \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N P(m, n) \cdot \frac{1 + jkr_M(m, n)}{r_M^2(m, n)} \cdot e^{-jkr_M(m, n)} \cdot \Delta x \cdot \Delta y \quad (3.12)$$

Durch die Diskretisierung der Lärmschutzwand in kleine Teilflächen wird die Integralrechnung in eine Summenberechnung übergeführt.

Um den Einfluss der Richtcharakteristik des Lautsprechers auf den gemessenen Reflexionsgrad ermitteln zu können, wird diese zuerst für einzelne Abstrahlwinkel gemessen. Im Berechnungsprogramm wird dann für jeden Punkt der aktiven Fläche ein Lautsprechereinflusswinkel berechnet, und anschließend die zugehörige Richtcharakteristik aus den zuvor erfassten Messdaten interpoliert (siehe Abb. 3.5).

Um ein möglichst genaues Ergebnis zu erzielen, werden der Schalldruck und die Schallschnelle auf der aktiven Fläche mit Kirchhoff-Helmholtz wellentheoretisch berechnet (siehe Abb. 3.6), und mit der Verteilung der Richtcharakteristik auf der aktiven Fläche beaufschlagt. Das Verhältnis der Summation aller Schalldrücke der aktiven Fläche, MIT und OHNE Berücksichtigung der Richtcharakteristik des Lautsprechers, liefert die Korrekturfaktoren.

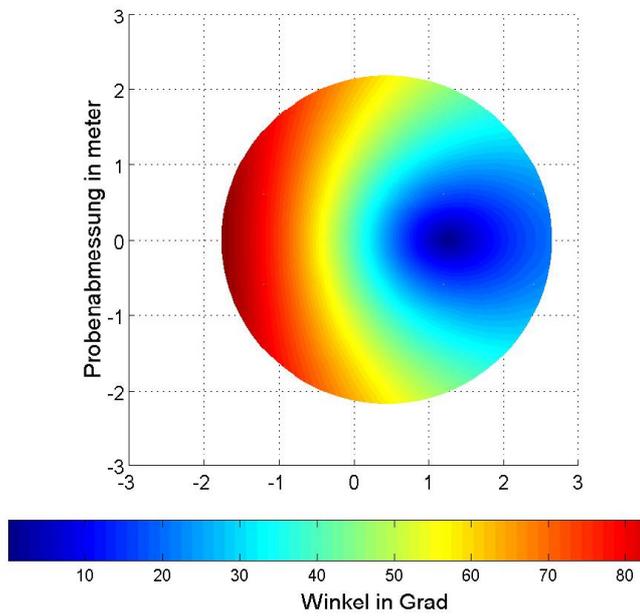


Abb. 3.5: Verteilung des Lautsprecherabstrahlwinkels auf der aktiven Fläche der Probe bei einem Schalleinfallswinkel von 50°.

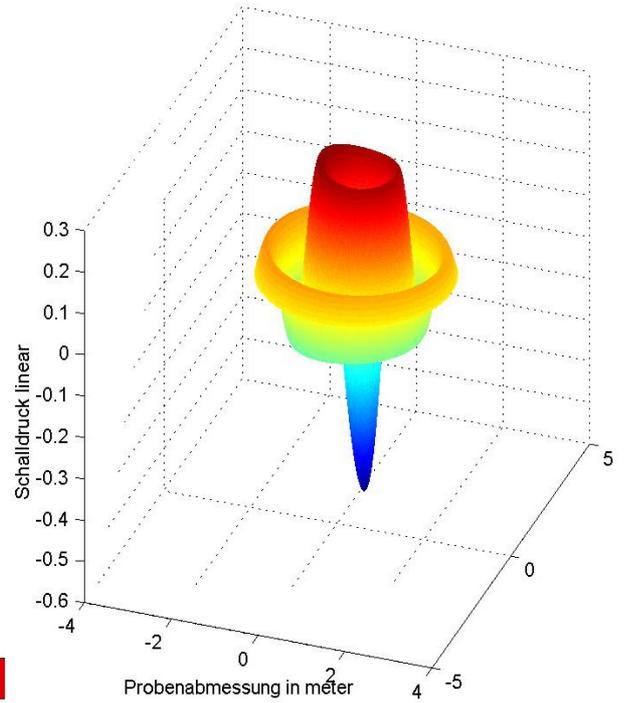


Abb. 3.6 Betrag und Phase des Schalldrucks auf der aktiven Fläche der Probe bei 200 Hz und einem Schalleinfallswinkel von 50°.

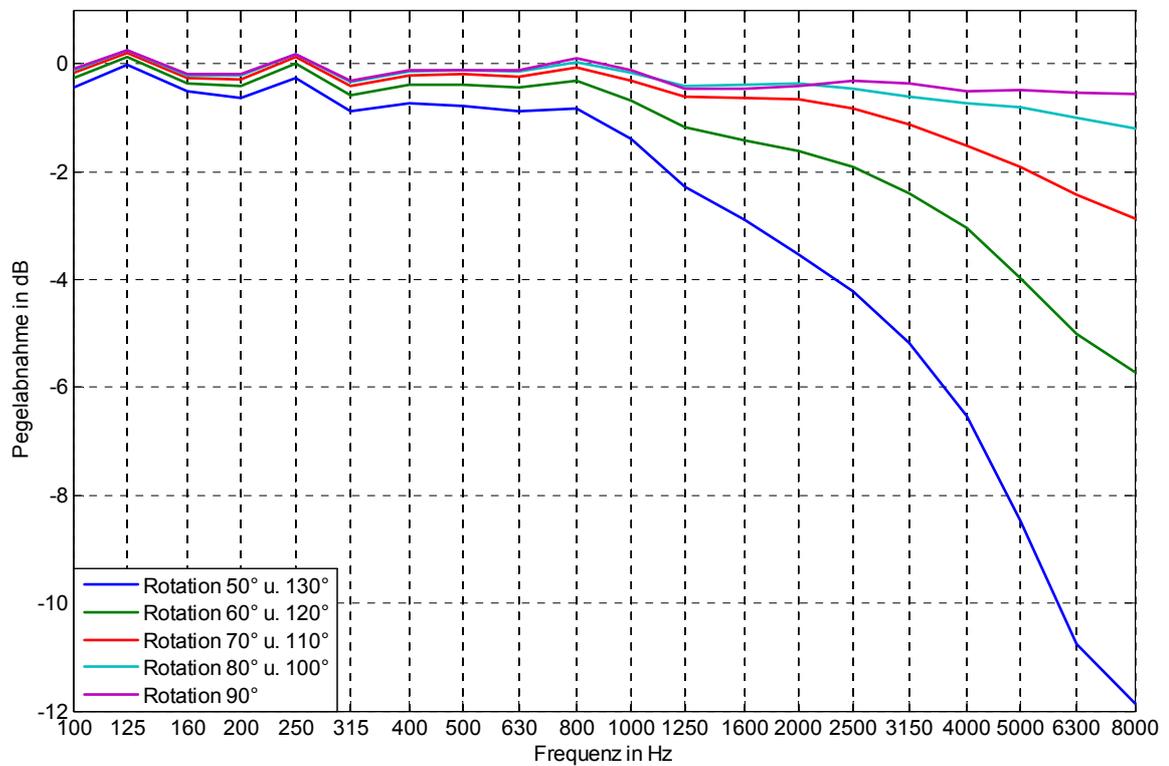


Abb. 3.7: Richtcharakteristikkorrektur für den Lautsprecher nach wellentheoretischer Berechnung;

Abb. 3.7 zeigt die wellentheoretisch berechneten Korrekturfaktoren der Lautsprecherrichtcharakteristik bei verschiedenen Rotationswinkeln. Daraus geht hervor, dass mit zunehmender Frequenz und schrägerem Schalleinfall die Korrekturfaktoren der Lautsprecherrichtcharakteristik größer werden.

3.3.2.2 geometrische Berechnung

Eine einfachere, jedoch etwas ungenauere Berechnung der Korrekturfaktoren für die Lautsprecherrichtcharakteristik ergibt sich, wenn man anstatt der wellentheoretischen Schallausbreitung nur die geometrische Reflexion an der Wand betrachtet. Beschallt man die Prüffläche beispielsweise mit dem Rotationswinkel von 50°, so erfolgt die geometrische Reflexion an der Lärmschutzwand unter einem Winkel von 18,5° zur Achse des Lautsprechers.

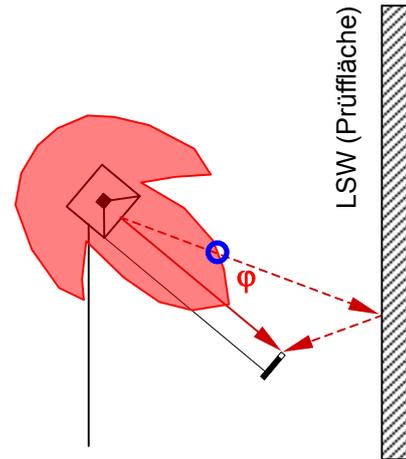


Abb. 3.8: Skizze zur geometrischen Berechnung der Lautsprecherrichtcharakteristik;

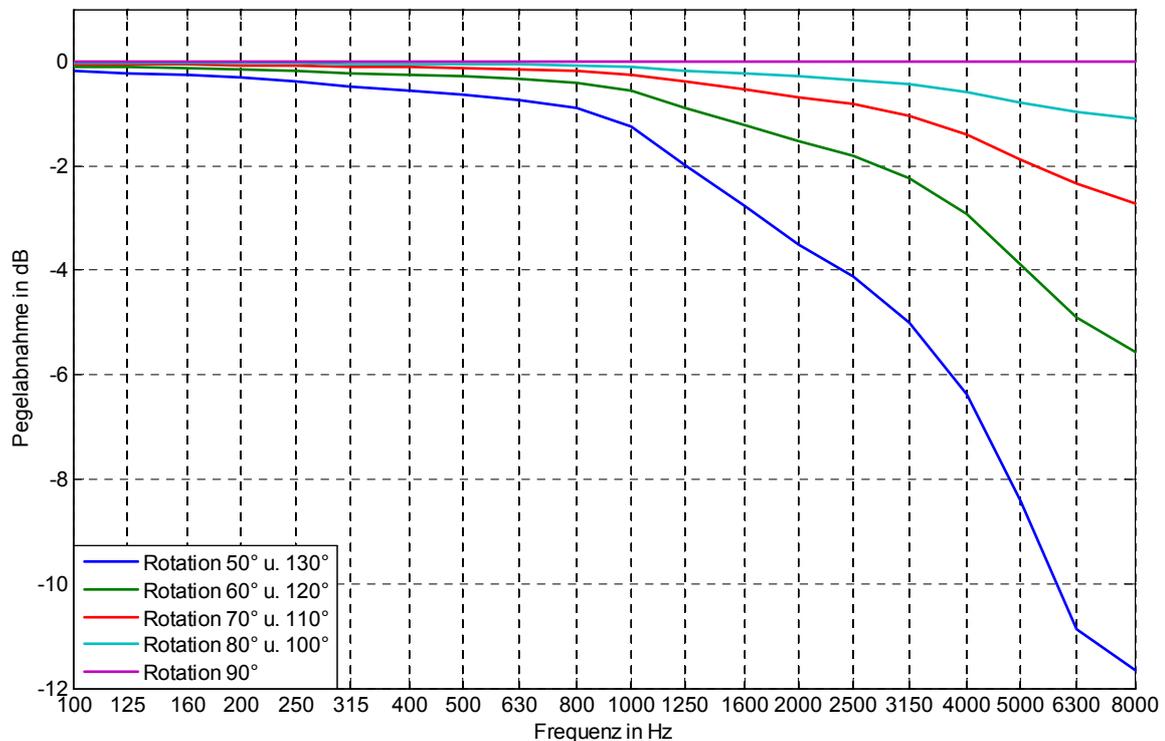


Abb. 3.9: Richtcharakteristikkorrektur für den Lautsprecher nach geometrischer Reflexionsberechnung;

Die vom Beschallungswinkel abhängigen ermittelten Korrekturkurven der Richtcharakteristik des Lautsprechers, mit der die Impulsantwort der Wandreflexion beaufschlagt wird, ist in der Abb. 3.9 für den geometrischen Reflexionsansatz (bezogen auf den Normaleinfallswinkel) dargestellt.

3.3.3 Anwendung der Korrekturfaktoren

Um die Anwendung der berechneten Korrekturfaktoren der Lautsprecherrichtcharakteristik zu testen, wurden Messungen an einer Lärmschutzwand (LSW) aus zementgebundenen Holzspanplatten durchgeführt. Die lärmzugewandte Seite der LSW besitzt eine dreieckförmige Oberflächenstruktur, mit einer Strukturtiefe von 15 mm und einem Strukturabstand von 100 mm. Die lärmabgewandte Seite besitzt keine Oberflächenstruktur. Zum Vergleich wurden folgende Messungen mit verschiedenen Abständen zwischen Mikrofon und LSW (d_M) durchgeführt:

- Wand OHNE Struktur mit $d_M = 25$ cm
- Wand OHNE Struktur mit $d_M = 50$ cm
- Wand MIT Struktur mit $d_M = 25$ cm

Der Lautsprecher-Mikrofonabstand beträgt 125 cm und die Messanordnung befindet sich 3 m über der Betonsockeloberkante. Die Rotation über neun Winkelpositionen wird in einer horizontalen Ebene durchgeführt.

Nach der weiteren Signalverarbeitung gemäß der ÖNORM CEN/TS 1793-5 erhält man einen Reflexionsgrad in Terzbändern. Die Abb. 3.10 zeigt den Reflexionsgrad der unstrukturierten Seite der Prüffläche ohne Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik, mit geometrischer und mit wellentheoretischer Richtcharakteristikkorrektur. Die mit dem standardisierten Verkehrslärmspektrum gewichteten Einzahlangaben zum Reflexionsindex (DL_{RI}) zeigen deutlich, dass im gegenständlichen Fall durch die Nichtberücksichtigung der LS-Richtcharakteristik die Einzahlangabe DL_{RI} um bis zu 0,8 dB überschätzt wird. Eine Gegenüberstellung von Messungen mit unterschiedlichen Mikrofonabständen und LSW-Oberflächen, mit und ohne Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik (wellentheoretisch) ist in der Abb. 3.11 zu finden. Die strichlierten Kurven sind mit der Richtcharakteristik des Lautsprechers korrigiert worden. Da der entwickelte Algorithmus zur Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik eine unstrukturierte Reflexionsfläche voraussetzt, weist die grüne strichlierte Linie (strukturierte LSW) in Abb. 3.11 im Frequenzbereich über 1500 Hz zu hohe Reflexionswerte auf. Daraus ergibt sich, dass für

eine Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik bei strukturierten Reflexionsflächen, die Oberflächengeometrie der LSW im Rechenalgorithmus berücksichtigt werden müsste [11].

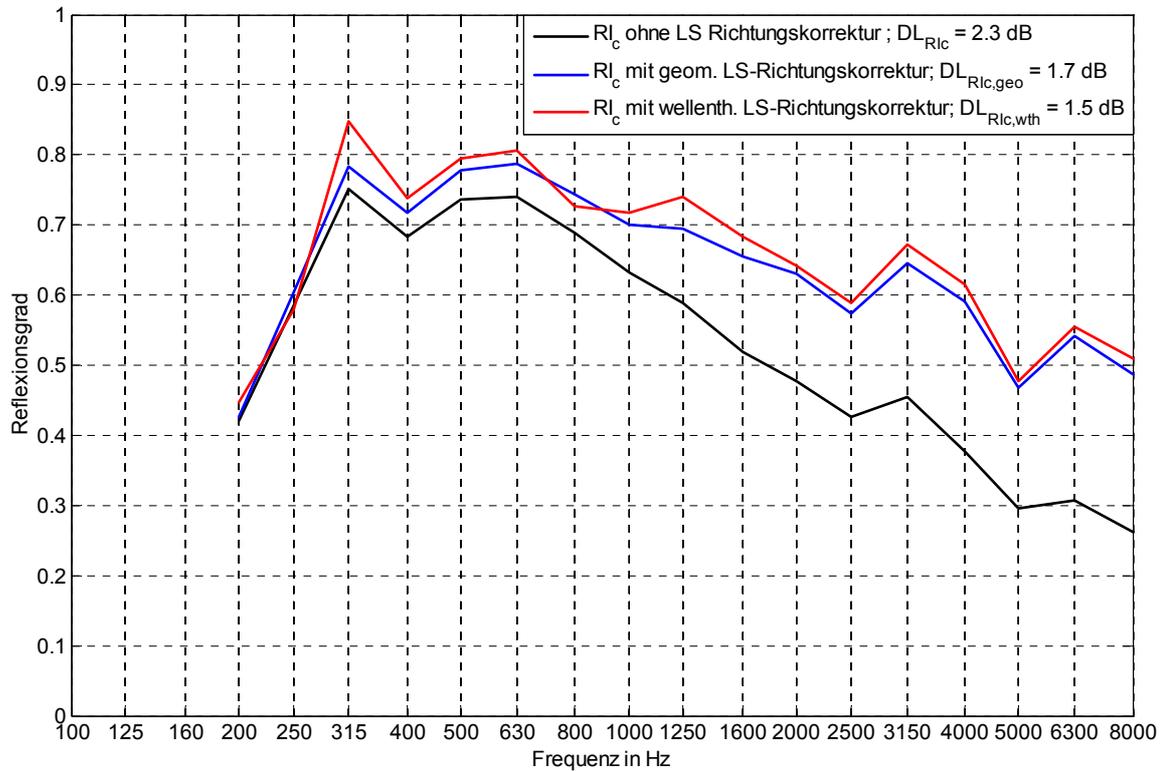


Abb. 3.10: Reflexionsgrad R_{lc} der Lärmschutzwand aus Holzspanbeton bei verschiedenen Korrekturen der LS-Richtcharakteristik ($f_{ug} = 200$ Hz)

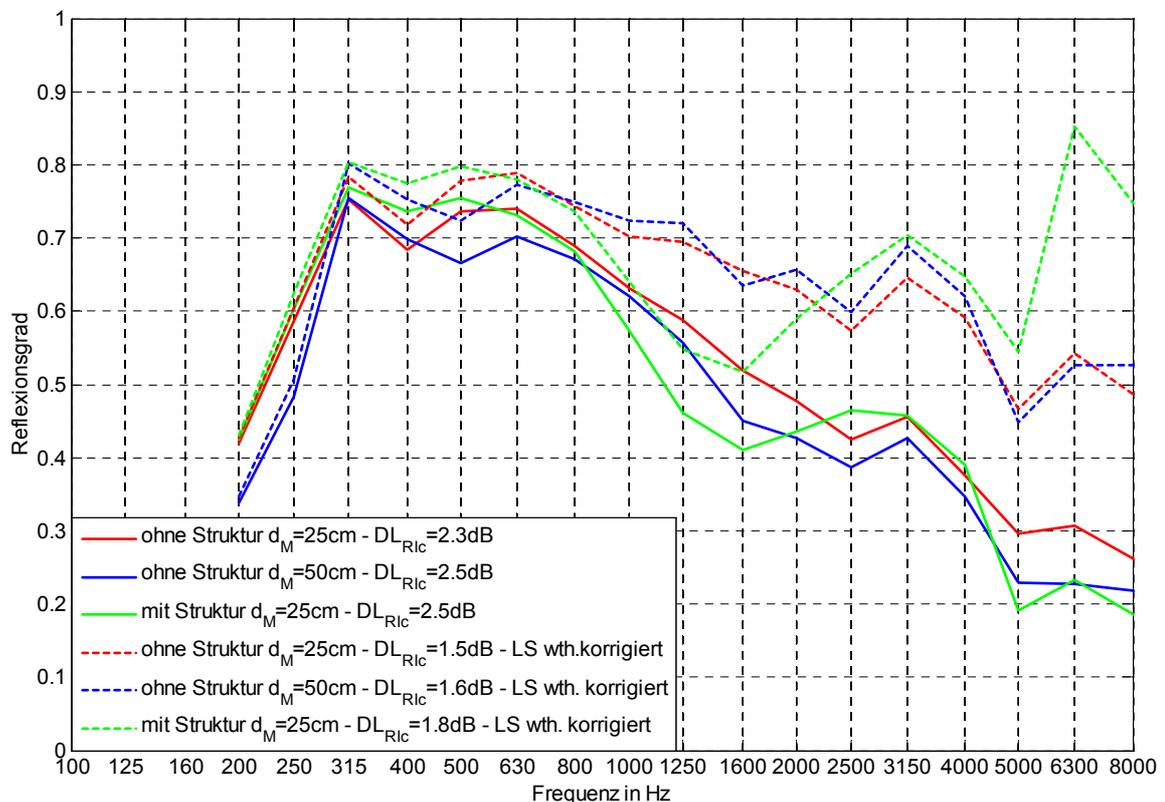


Abb. 3.11: Reflexionsgrad R_{lc} der Lärmschutzwand aus Holzspanbeton in den verschiedenen Mess-Setups ($f_{ug} = 200$ Hz) bei horizontaler Rotation; mit wellentheoretischer Korrektur (- -)

3.3.4 Leitfaden zur Wahl der Lautsprecherrichtcharakteristik

Eine stark ausgeprägte Richtcharakteristik des Lautsprechers beeinflusst das Messergebnis und verursacht eine Unterschätzung des Reflexionsgrades.

Bei ebenen Reflexionsflächen ist es möglich den Einfluss der Lautsprecherrichtcharakteristik auf die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion ΔDL_{RI} anzugeben. Die Abweichung des Schalldruckpegels bei $\pm 10^\circ$ Abstrahlrichtung¹ von dem bei 0° Abstrahlrichtung, sollte die in Tab. 3.1 ausgewiesenen Werte nicht übersteigen. Unter Einhaltung dieser Richtcharakteristik ist die Überschätzung des DL_{RI} kleinergleich 0,5 dB.

Terzband [Hz]	max. Abweichung des Schalldruckpegels bei $\pm 10^\circ$ Abstrahlrichtung von dem bei 0° Abstrahlrichtung in dB $\Rightarrow \Delta DL_{RI} \leq 0,5$ dB
100	$\pm 0,3$
125	$\pm 0,3$
160	$\pm 0,3$
200	$\pm 0,3$
250	$\pm 0,3$
315	$\pm 0,3$
400	$\pm 0,3$
500	$\pm 0,3$
630	$\pm 0,3$
800	-0,5
1000	-0,5
1250	-0,5
1600	-0,5
2000	-0,5
2500	-1,0
3150	-1,0
4000	-1,5
5000	-2,0
6300	-2,5
8000	-3,0

Tab. 3.1: Kriterium für die max. zulässige Richtcharakteristik des Lautsprechers, um eine Unterschätzung des Reflexionsgrades zu vermeiden.

¹ In der ÖNorm CEN/TS 1793-5 wird bei der Berechnung des Reflexionsindex über die Schalleinfallswinkel 50° bis 130° gemittelt. Die geometrische Strahlenreflexion an der LSW erfolgt dabei im **Mittel** bei $\pm 10^\circ$ zur Symmetrieachse der Lautsprechermembran.

Die Schallabstrahlung erfolgt ausschließlich in einen Halbraum, dem die ganze Volumenschnelle zugute kommt und der durch die umgebende starre Fläche von dem hinter der Platte liegenden Halbraum abgetrennt ist. Ist die Kolbenmembran kreisförmig, so entsteht ein Schallfeld das rotationssymmetrisch zur Mittelachse ist. Liegt nun der Beobachtungspunkt auf der Mittelachse des Strahlers, so berechnet sich der Schalldruck in diesem Punkt aus [22]:

$$p(r,t) = \rho_0 c \hat{v}_0 \left(e^{j(\omega t - kr)} - e^{j(\omega t - k\sqrt{r^2 + a^2})} \right) \quad (3.13)$$

r... Abstand des Beobachtungspunktes auf der Mittelsachse zur Kolbenmembran

a... Radius der Kolbenmembran

k... Wellenzahl ($k=2\pi/\lambda$)

v_0 ... Schallschnelle der Kolbenmembran ($v_0(t) = \hat{v}_0 e^{j\omega t}$)

ρ_0 ... statische Luftdichte

c... Schallgeschwindigkeit

Die Glg. (3.13) stellt zwei ebene Wellen gleicher Amplitude, aber unterschiedlicher Phase dar, die vom Mittelpunkt des Kolbens und von dessen Rand ausgehen.

Sie interferieren miteinander:

- Unterscheiden sich ihre Laufwege um eine halbe Wellenlänge oder um ein ungeradzahliges Vielfaches davon, dann bildet sich ein Maximum aus
- Ist der Laufwegunterschied dagegen ein ganzzahliges Vielfaches der Wellenlänge, dann löschen sie sich vollständig aus

In der Abb. 3.13 ist ersichtlich, dass sich nach der Kolbenmembran-Theorie Schalldruckschwankungen im Nahfeld des Lautsprechers ergeben, die von einer $1/r$ -Schalldruckabnahme erheblich abweichen. Mit größer werdendem Abstand beruhigt sich die Kurve und geht schließlich in einen monotonen Abfall über. Für große Abstände hat das erzeugte Schallfeld dann die gleiche Entfernungsabhängigkeit wie eine Kugelwelle. Als ungefähre Grenze zwischen dem Fernfeld und dem Nahfeld kann man den Abstand r_f ansehen, in der die Druckamplitude zum letzten Mal den Wert $\rho_0 c v_0$ annimmt. Für nicht zu kleine ka -Werte gilt folgende Gleichung.

$$r_f \approx \frac{S}{\lambda} = \frac{\pi a^2}{\lambda} \quad (3.14)$$

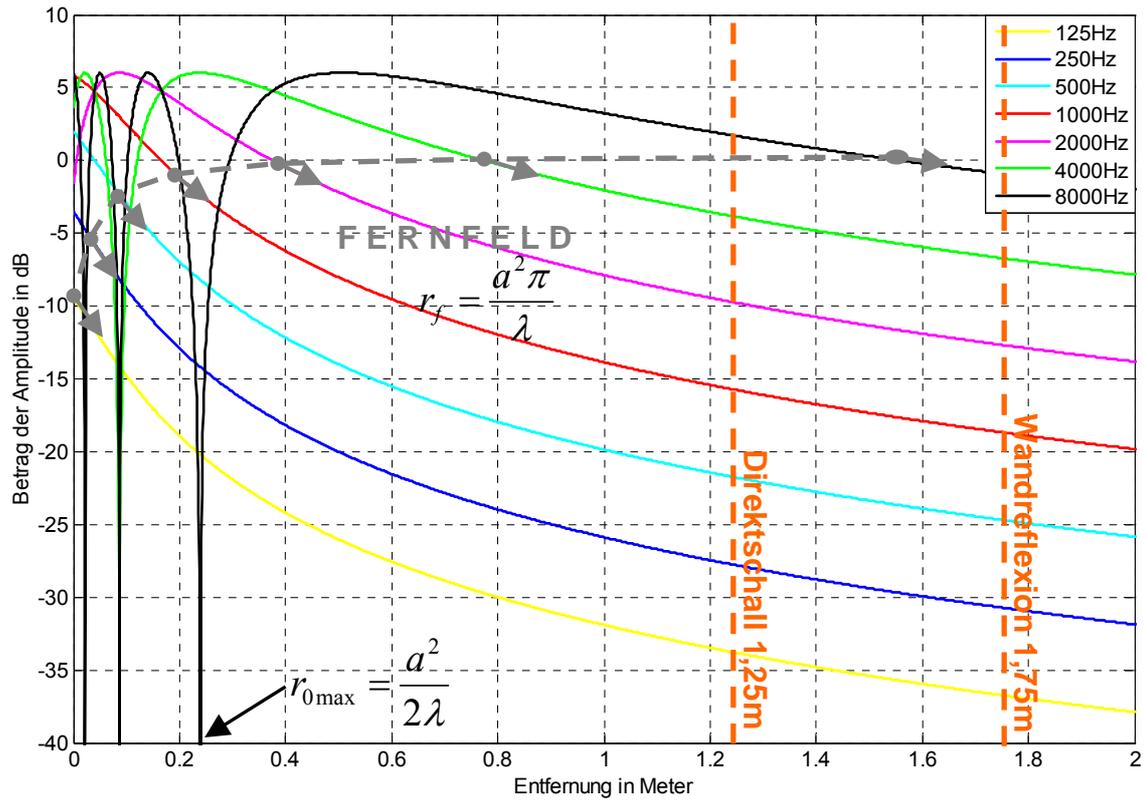


Abb. 3.13: Betrag des Schalldrucks einer Kolbenmembran auf der Ausbreitungsmittelachse

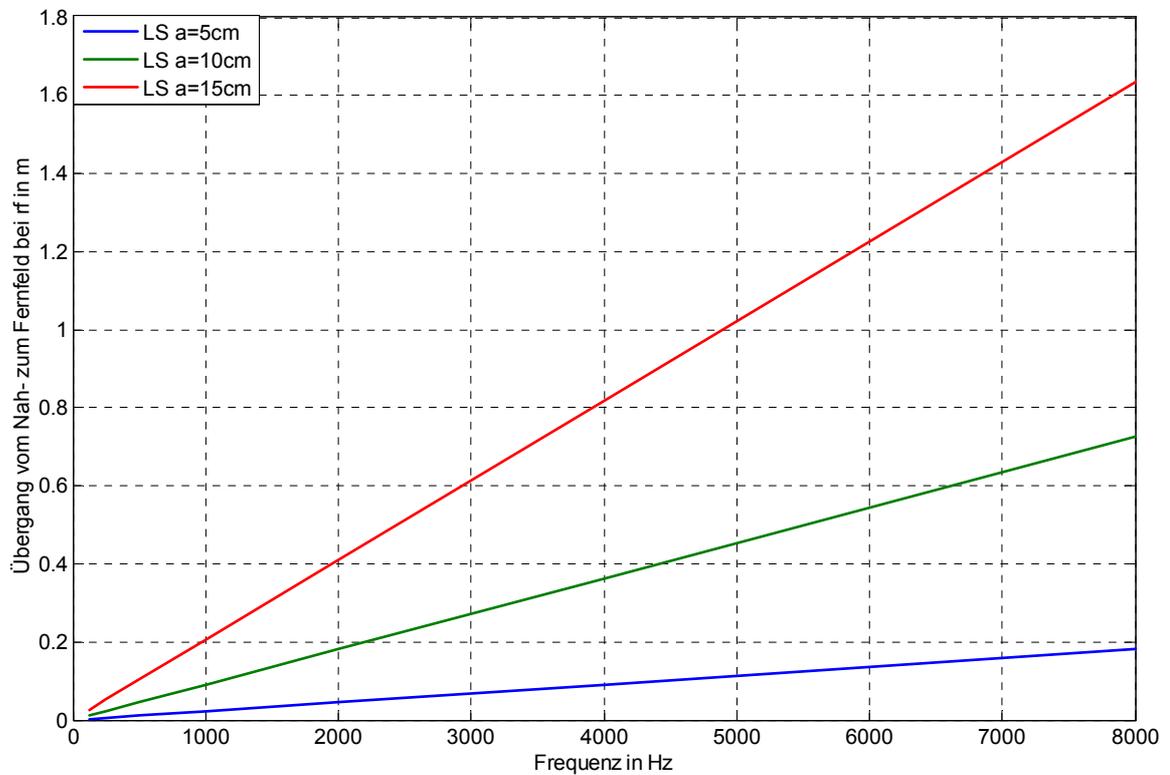


Abb. 3.14: Grenze zwischen Fern- und Nahfeld bei verschiedenen Kolbenmembranradien

Die Abb. 3.14 zeigt den Verlauf des Schalldruckbetrags, gem. Glg. (3.13) entlang der Mittelachse für einen Membranradius von $a = 0,15$ m. Daraus geht hervor, dass eine Halbierung des Membranradius zu einer Viertelung der Fernfeldgrenze führt. Dieses quadratische Verhältnis dieser beiden Größen führt dazu, dass kleine Lautsprecher viel eher dem Entfernungsgesetz entsprechen.

In der Abb. 3.13 sind die Entfernungen des Direktschalls und der Wandreflexion als orangefarbene vertikale strichlierte Linien eingezeichnet. Vergleicht man nun die Amplituden bei den Abständen 1,25 m und 1,75 m, die dem Ausbreitungsweg des Direktschalls und der Wandreflexion vom Lautsprecher zum Mikrofon im Adrienne-Verfahren entsprechen, so zeigt sich im Vergleich zu einer idealen $1/r$ -Ausbreitung folgendes (siehe Abb. 3.15): Die Ausbreitungsdämpfung einer Kolbenmembran ist unter 1000 Hz um ca. $\Delta L_{KM} = 0,02$ dB kleiner als die einer idealen Punktschallquelle. Zu höhere Frequenzen hin steigt dieser Unterschied auf $\Delta L_{KM} = 0,3$ dB an. Gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 wird die gemessene Wandreflexion entsprechend dem $1/r$ -Ausbreitungsgesetz angehoben. Da die tatsächlich gemessene Wandreflexion nach der Kolbenmembrantheorie jedoch einer geringeren Ausbreitungsdämpfung unterliegt, wird die Messung mit der $1/r$ -Ausbreitungsdämpfung überkorrigiert. Es folgt daraus, dass die Wandreflexion im Adrienne-Verfahren überschätzt und somit der Absorptionsgrad unterschätzt wird [12].

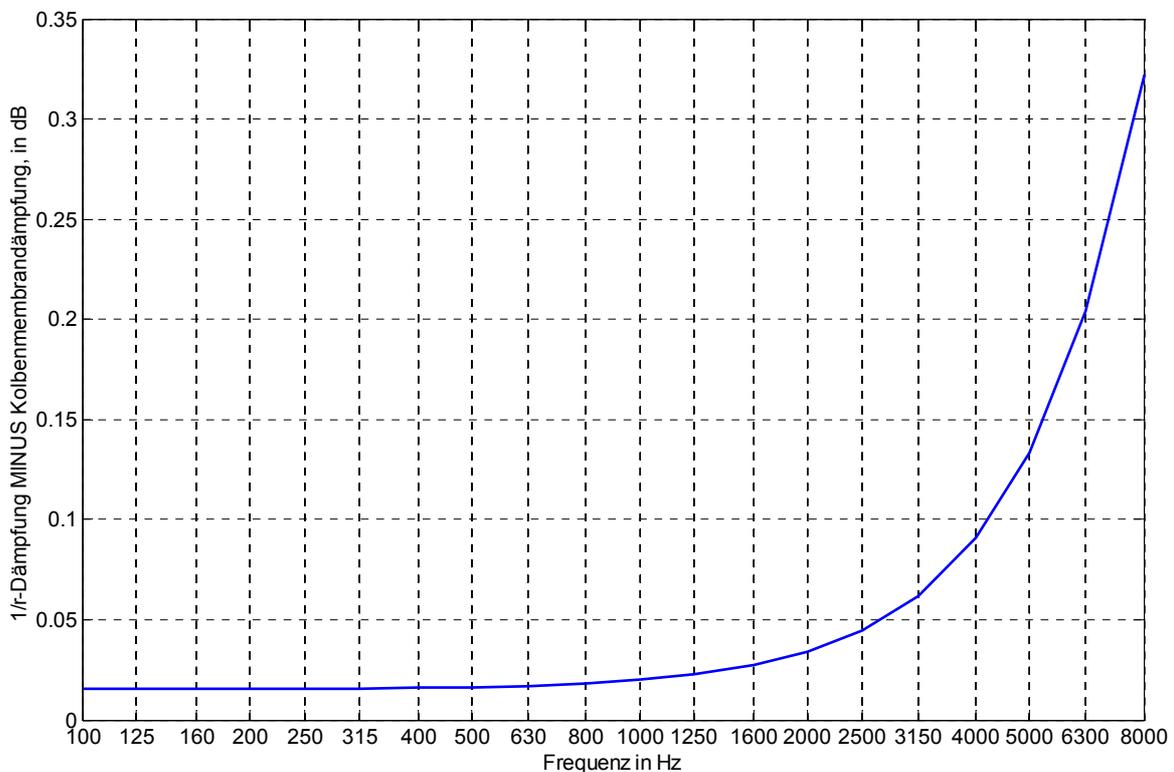


Abb. 3.15: Pegeldifferenz ΔL_{KM} zwischen $1/r$ - und Kolbenmembran-Ausbreitungsdämpfung für die Entfernungen der des Direktschalls (1,25m) und der Wandreflexion (1,75m)

Glg. (3.15) zeigt den Zusammenhang zwischen der Pegeldifferenz ΔL (Differenz aus einfallender und am Prüfkörper reflektierter Schallwelle) und dem Absorptionsgrad α . Auf dieser Grundlage führt der Einfluss der Pegelabweichung ΔL_{KM} der Kolbenmembran- von der $1/r$ -Ausbreitung zum korrigierten Absorptionsgrad $\alpha_{KM,korr}$ (siehe Glg. (3.16)).

$$\alpha = 1 - 10^{-\frac{\Delta L}{10}} \quad (3.15)$$

$$\alpha_{KM,korr} = 1 - 10^{-\frac{(\Delta L + \Delta L_{KM})}{10}} \quad (3.16)$$

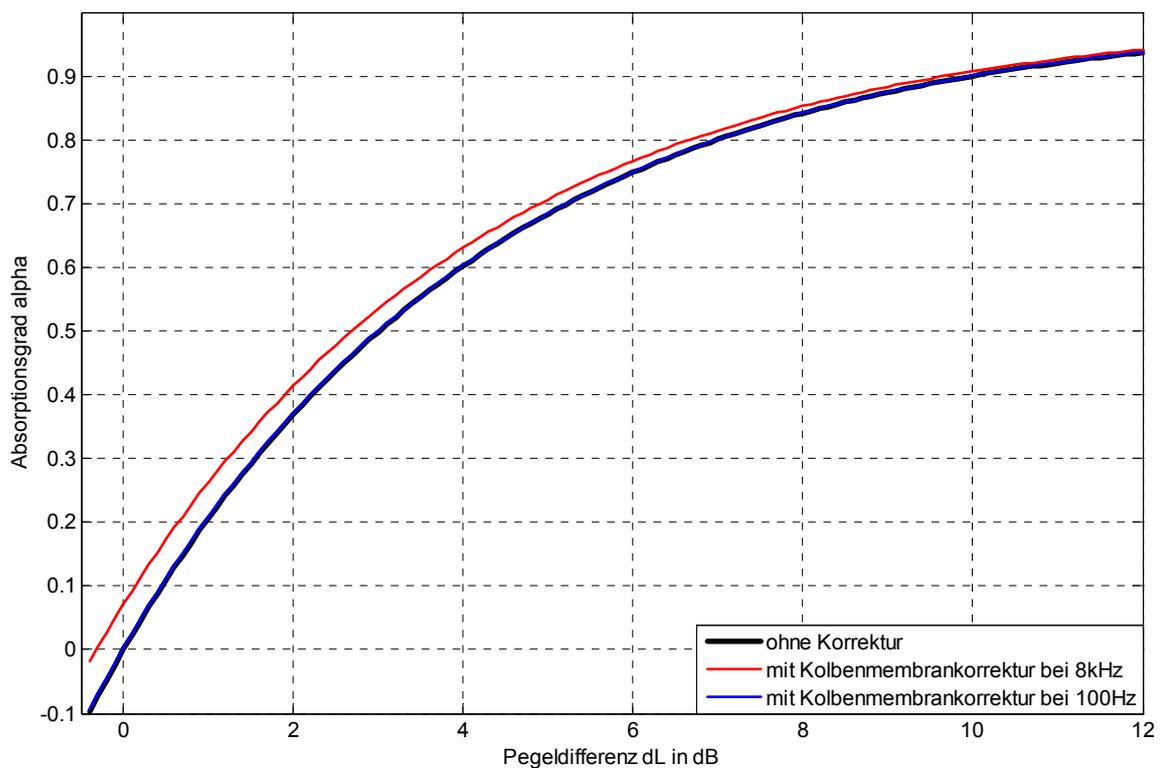


Abb. 3.16: korrigierter Absorptionsgrad $\alpha_{KM,korr}$ zur Darstellung der Auswirkungen der zu geringen Ausbreitungsdämpfung nach der Kolbenmembrantheorie (Radius $a=0,15m$) auf den gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 ermittelten Absorptionsgrad α .

Aus dem in Abb. 3.16 für die Frequenzen 100 Hz und 8kHz dargestellten korrigierten Absorptionsgrad $\alpha_{KM,korr}$ lässt sich ablesen, dass eine reflektierende Prüffläche mit $\Delta L=0$ und einem gemessenen Absorptionsgrad $\alpha = 0$ nach Korrektur mit der Kolbenmembrantheorie-Pegeldifferenz ΔL_{KM} einen Absorptionsgrad von $\alpha_{KM,korr} = 0,07$ bei 8kHz und $\alpha_{KM,korr} = 0,004$ bei 100 Hz aufweist. Weiters ist zu erkennen, dass mit zunehmenden Absorptionsvermögen der Prüffläche (größere Pegeldifferenzen ΔL) der

Einfluss der Kolbmembrantheorie-Pegeldifferenz ΔL_{KM} auf den korrigierten Absorptionsgrad $\alpha_{KM,korr}$ abnimmt.

3.4.1 Messtechnische Überprüfung

Zur messtechnischen Überprüfung der Ausbreitungsdämpfung wird folgender 2-mikrofoniger Messaufbau verwendet.

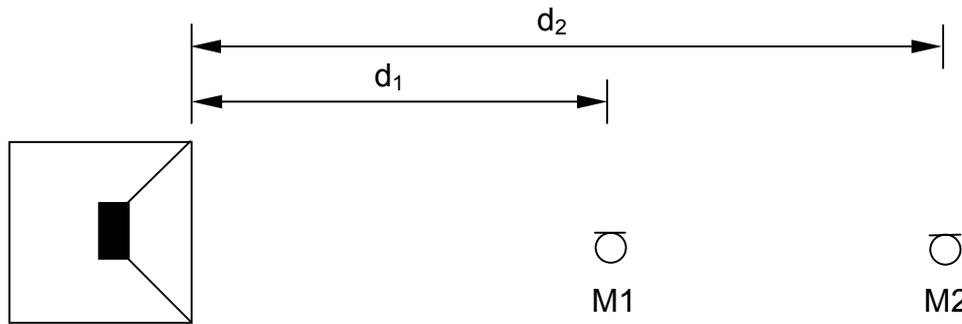


Abb. 3.17: skizzierter Messaufbau zur Überprüfung der Ausbreitungsdämpfung

Die Abweichung der Ausbreitungsdämpfung des Lautsprechers von der idealen $1/r$ -Ausbreitung in Prozent errechnet sich nach folgender Gleichung.

$$\Delta p(f) = \left(\frac{p_2(f) \cdot d_2}{p_1(f) \cdot d_1} - 1 \right) \cdot 100 \quad \text{in \%} \quad (3.17)$$

wenn $\Delta p > 0 \Rightarrow$ gemessene Ausbreitungsdämpfung ist **kleiner** als $1/r$ -Ausbreitungsdämpfung

wenn $\Delta p = 0 \Rightarrow$ ideale Punktschallquelle

wenn $\Delta p < 0 \Rightarrow$ gemessene Ausbreitungsdämpfung ist **größer** als $1/r$ -Ausbreitungsdämpfung

In einer Versuchreihe wurde der Schalldruck des Lautsprechers bei verschiedenen Abständen gemessen. Bringt man diese Schalldrücke unter Berücksichtigung der jeweiligen Ausbreitungswege zueinander ins Verhältnis, so ergibt sich die in Abb. 3.18 dargestellte Abweichung von der idealen $1/r$ -Ausbreitungsdämpfung in Prozent.

Es zeigt sich, dass sich mit zunehmender Entfernung die Ausbreitungsbedingungen der einer $1/r$ -Ausbreitung annähern. Im Frequenzbereich $< 400\text{Hz}$ zeigt sich jedoch, dass die gemessene Ausbreitungsdämpfung größer ist als die $1/r$ -Ausbreitungsdämpfung. Dieser Effekt erklärt sich durch das „Distributet Edge Dipole (DED) Modell“ [38], bei dem in Folge der Kanteneffekte an der Lautsprecherbox, Dipolquellen an den Kanten abstrahlen und die in Abb. 3.19 dargestellten Welligkeiten im Frequenzgang verursachen.

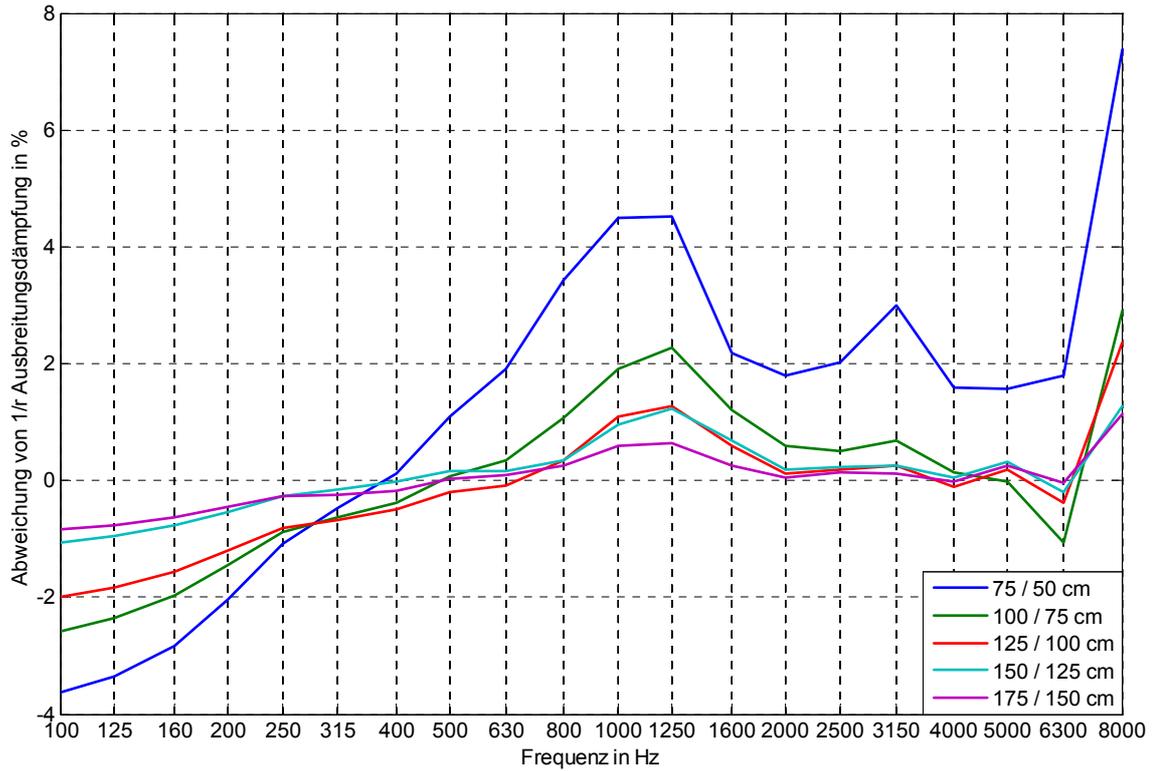


Abb. 3.18: Abweichung des Lautsprechers von der idealen 1/r-Ausbreitungsdämpfung in Prozent, bei verschiedenen Abstandsverhältnissen.

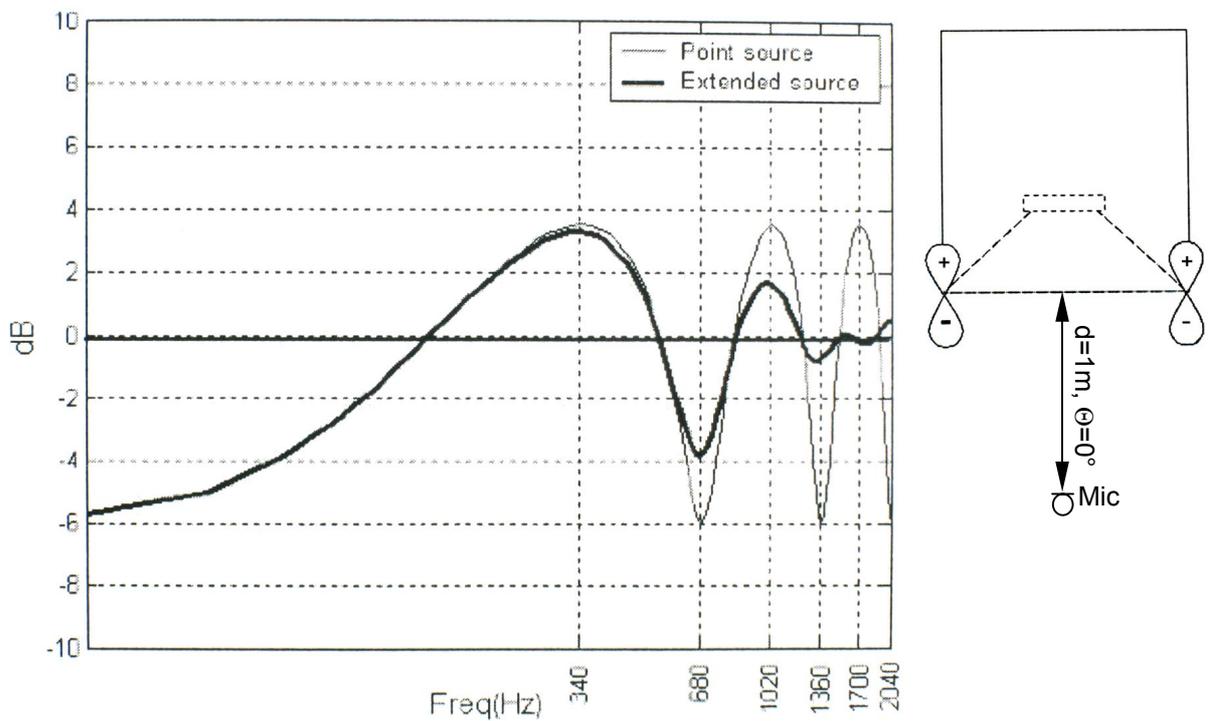


Abb. 3.19: „Distributet Edge Dipole (DED) Modell“ [38].

Um den Einfluss der Größe des Lautsprechers zu untersuchen, wurde ein messtechnischer Vergleich zwischen dem bisherigen großen kubischen Messlautsprecher und einem kleinen tropfenförmigen Lautsprecher durchgeführt.

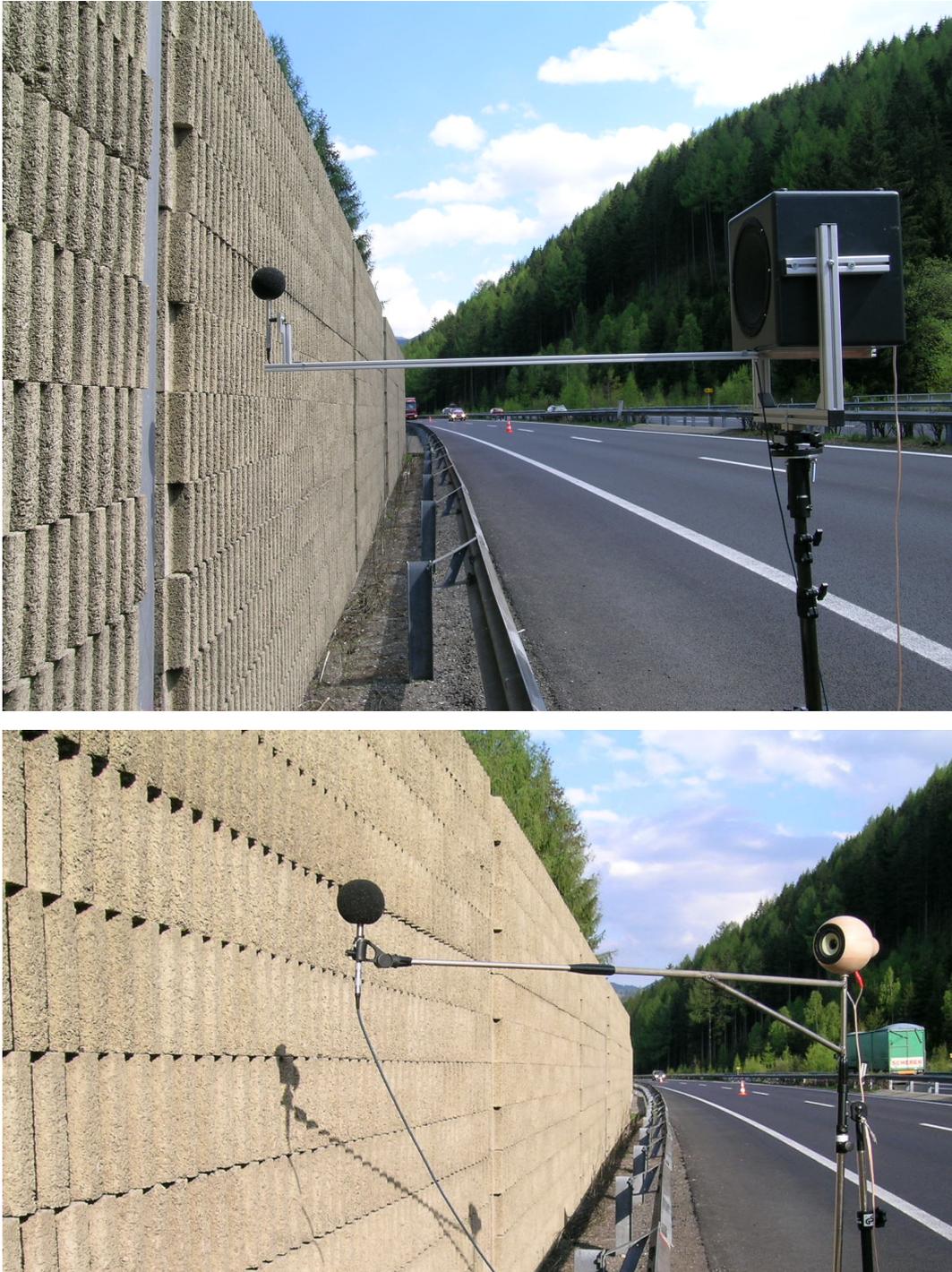


Abb. 3.20: oben: bisheriger großer Messlautsprecher 12"-Membran mit kubischer Boxenform
unten: neuer kleiner Messlautsprecher 4"-Membran mit tropfenförmiger Boxenform

Dazu wurde der in Abb. 3.17 dargestellte Messaufbau mit den Abständen $d_1 = 125\text{cm}$ und $d_2 = 175\text{cm}$ gewählt. Aus Abb. 3.21 geht hervor, dass mit einem kleineren Lautsprecher deutlich weniger Abweichungen von der $1/r$ -Ausbreitung zu erwarten sind.

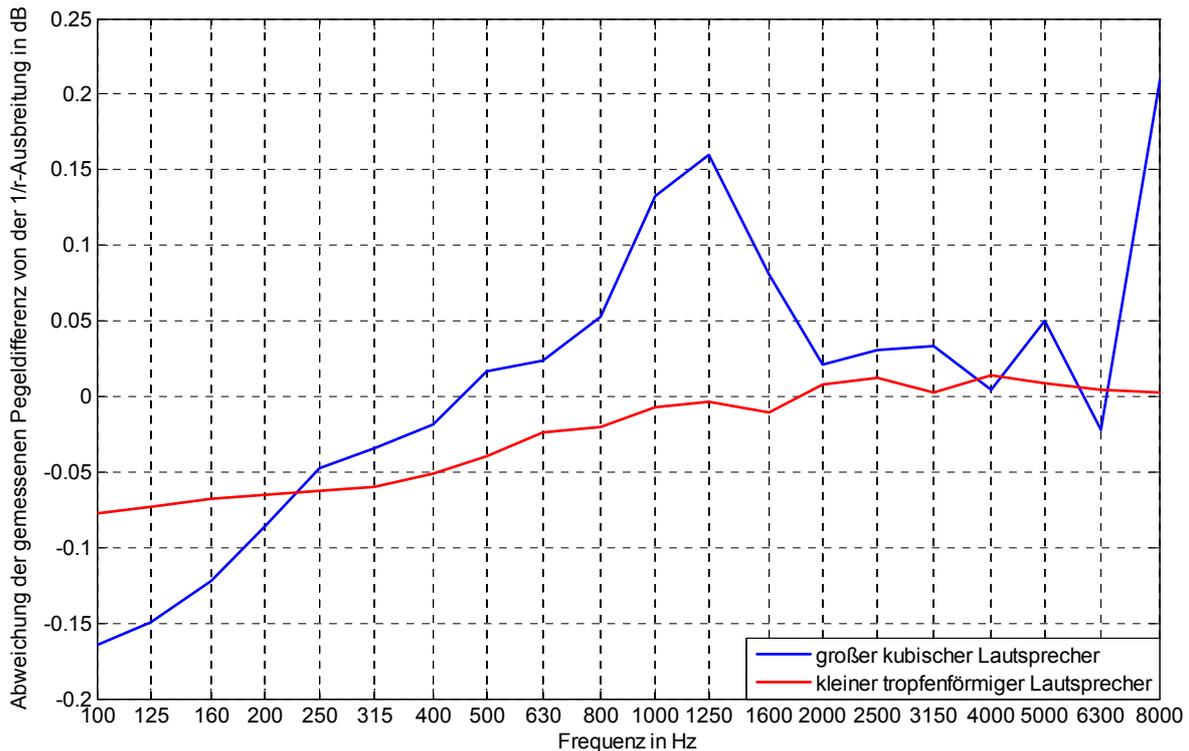


Abb. 3.21: Abweichung der gemessenen Pegeldifferenz von der $1/r$ -Ausbreitungsdämpfung für einen großen und einen kleinen Lautsprecher; Abstände $d_1 = 125\text{cm}$ und $d_2 = 175\text{cm}$;

3.4.2 Leitfaden zur Reduktion der Abweichung von der Schallausbreitung einer idealen Punktschallquelle

Da sämtliche Berechnungen gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 dem Schallausbreitungsgesetz einer idealen Punktschallquelle zu Grunde gelegt sind, ist bei der Wahl des Lautsprechers auf Folgendes zu achten:

- Die Gehäusekanten des Lautsprechers sollten abgerundet sein, um Pegelschwankungen in Folge der Kanteneffekte zu reduzieren.
- Der Durchmesser der Lautsprechermembran soll möglichst klein gewählt werden um frequenzabhängige Schwankungen des Schalldrucks im Nahfeld des Lautsprechers zu reduzieren.

Die Qualität des Lautsprechers kann hinsichtlich dem $1/r$ -Ausbreitungsgesetz auf folgende Weise geprüft werden:

- Es wird der Schalldruck auf der Symmetrieachse des Lautsprechers im Abstand von 1 m und 2 m zur Lautsprecherfront gemessen.
- Die gemessene Pegeldifferenz zwischen beiden Mikrofonpositionen darf in allen Terzbändern (100 bis 8 kHz) max. $\pm 0,2$ dB von der idealen $1/r$ -Ausbreitung (6 dB) abweichen.

3.5 Gruppenlaufzeit und akustisches Zentrum des Lautsprechers

Um die Impulsantworten des von der Prüffläche reflektierten Schalls mit dem Direktschall ins Verhältnis setzen zu können, bedarf es einer Multiplikation der Impulsantworten mit dem Schallausbreitungszeit. Geht man von der idealen Vorstellung einer Punktschallquelle aus, so hat diese bei allen Frequenzen das selbe akustische Zentrum. Der ideale Lautsprecher hat eine Gruppenlaufzeit von 0. Diese beide Größen sind beim realen Lautsprecher frequenzabhängig und resultieren in einer Gesamtverzögerungszeit τ_{LS} .

Im Adrienne-Verfahren sind alle Abstände mit einer Messunsicherheit von höchstens 1% ihres Sollwertes zu messen. Die Lage des akustischen Zentrums und der damit verbundene zusätzliche Schallausbreitungsweg liegt mindestens in der Größenordnung dieser Messunsicherheit.

Die örtlichen Unterschiede der Schallentstehung müssen frequenzabhängig in die Schallausbreitungszeit eingehen. Die Tatsache, dass der Lautsprecher nicht bei allen Frequenzen gleich schnell zum Schwingen angeregt werden kann, verursacht eine frequenzabhängige Gruppenlaufzeit. Dieser zeitliche Versatz der Schallabstrahlung darf jedoch nicht als Schallausbreitungszeit in die multiplikative Korrektur einfließen. Die Problematik besteht nun darin festzustellen, welche Verzögerung von der örtlichen Verschiebung des akustischen Zentrums τ_{ac} stammt und welche Verzögerung der Gruppenlaufzeit des Lautsprechers τ_{gd} zuzuschreiben ist.

$$\tau_{LS} = \tau_{gd} + \tau_{ac} \quad (3.18)$$

Zur Bestimmung der Gruppenlaufzeit des Lautsprechers τ_{LS} wird eine Freifeld-Impulsantwortmessung des Lautsprechers durchgeführt. Die Zeitverzögerung des Eintreffens der Direktschalls τ_{IR} in der Impulsantwort setzt sich aus der Laufzeit der Audiogeräte τ_{dev} , der Gesamtverzögerungszeit des Lautsprechers τ_{LS} und der Ausbreitungszeit des Schallfeldes in der Luft τ_{Air} zusammen. Aus diesem Zusammenhang lässt sich die Gesamtverzögerungszeit des Lautsprechers wie folgt ermitteln [12].

$$\tau_{LS} = \tau_{IR} - \tau_{dev} - \tau_{air} \quad (3.19)$$

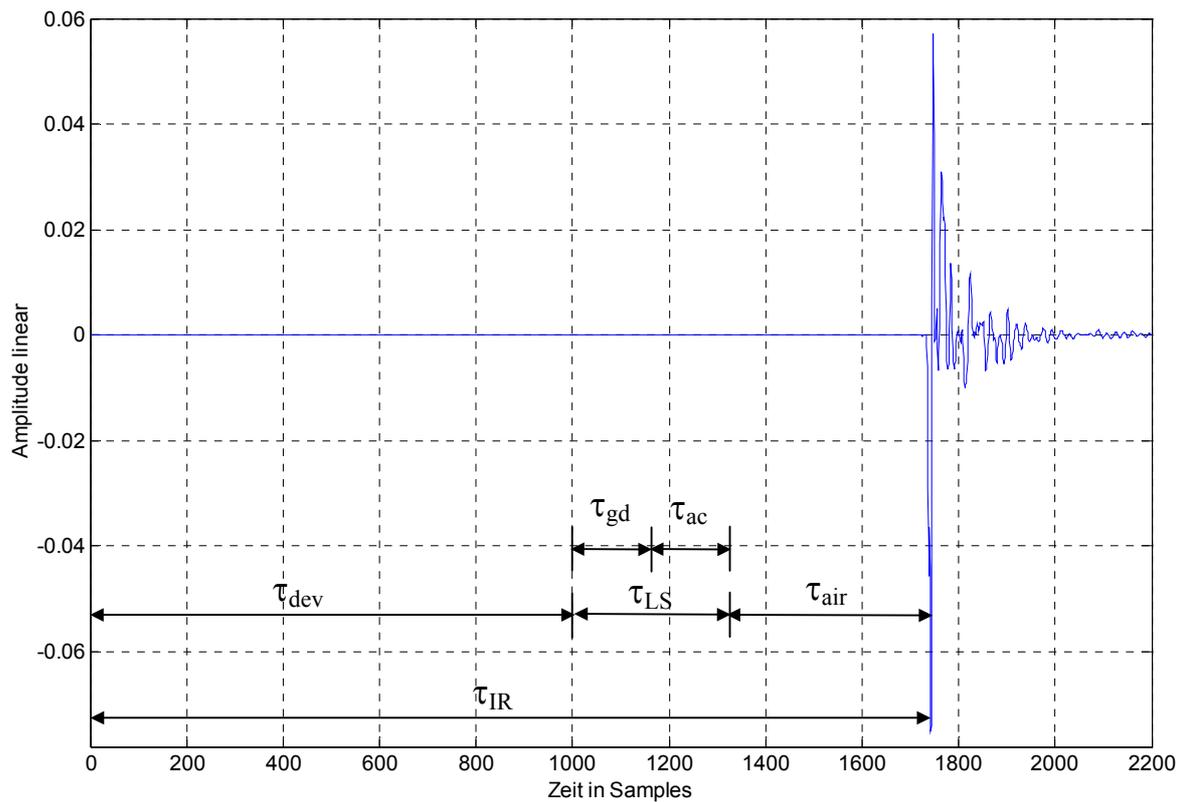


Abb. 3.22: Laufzeiten in der Messkette

- τ_{dev} : Laufzeit des Audiointerfaces
- τ_{IR} : Gesamtverzögerungszeit der Impulsantwort
- τ_{air} : Schallausbreitungszeit in der Luft
- τ_{LS} : Gesamtlaufzeit des Lautsprechers
- τ_{gd} : Gruppenlaufzeit des Lautsprechers
- τ_{ac} : Ausbreitungszeit vom akustischen Zentrum zur Lautsprechervorderseite

In der ÖNORM CEN/TS 1793-5 wird das Rotationszentrum des Lautsprechers um $d_{\text{RS}} = 0,15 \text{ m}$ hinter der Vorderseite der Lautsprecherbox (Abmessungen ca. $0,3 \times 0,3 \times 0,3 \text{ m}$) vorgegeben. Die Korrektur der Schallausbreitung hat dabei entsprechend der „Zeit ab Beginn der von der Messkette erfassten Impulsantwort“ (Zitat: ÖNorm CEN/TS 1793-5) zu erfolgen. Die Lage des akustischen Zentrums des Lautsprechers wird bei nicht erwähnt. Aus dem Kapitel 5.2 (Messung des Schalldämmindex) in der ÖNorm CEN/TS 1793-5 geht hervor, dass in den geometrischen Ausbreitungskorrekturfaktoren die Distanz zwischen dem akustischen Zentrum und der Lautsprechervorderseite nicht berücksichtigt wird.

Unter der Annahme, dass das Rotationszentrum auch dem gedachten akustischen Zentrum des Lautsprechers entspricht, beträgt die Laufzeit für die Distanz zwischen dem akustischen Zentrum und der Lautsprechervorderseite gleich $\tau_{\text{ac}} = 0,43 \text{ ms}$ (Schallausbreitungsgeschwindigkeit $c = 346 \text{ m/s}$).

Die in Abb. 3.23 dargestellte gemessene frequenzabhängige Gesamtlaufzeit des Lautsprechers berechnet sich nach Glg. (3.19) und liegt oberhalb von 300 Hz im Bereich von 0,35 bis 0,7 ms. Unterhalb von 300 steigt τ_{LS} auf ca. 1,8 ms an. Zusätzlich ist die Kurve der Gruppenlaufzeit des Lautsprechers τ_{gd} (blaue Kurve) dargestellt, welche durch Subtraktion der konstant angenommenen Ausbreitungszeit des akustischen Zentrums τ_{ac} von der Gesamtlaufzeit τ_{LS} erhalten wurde.

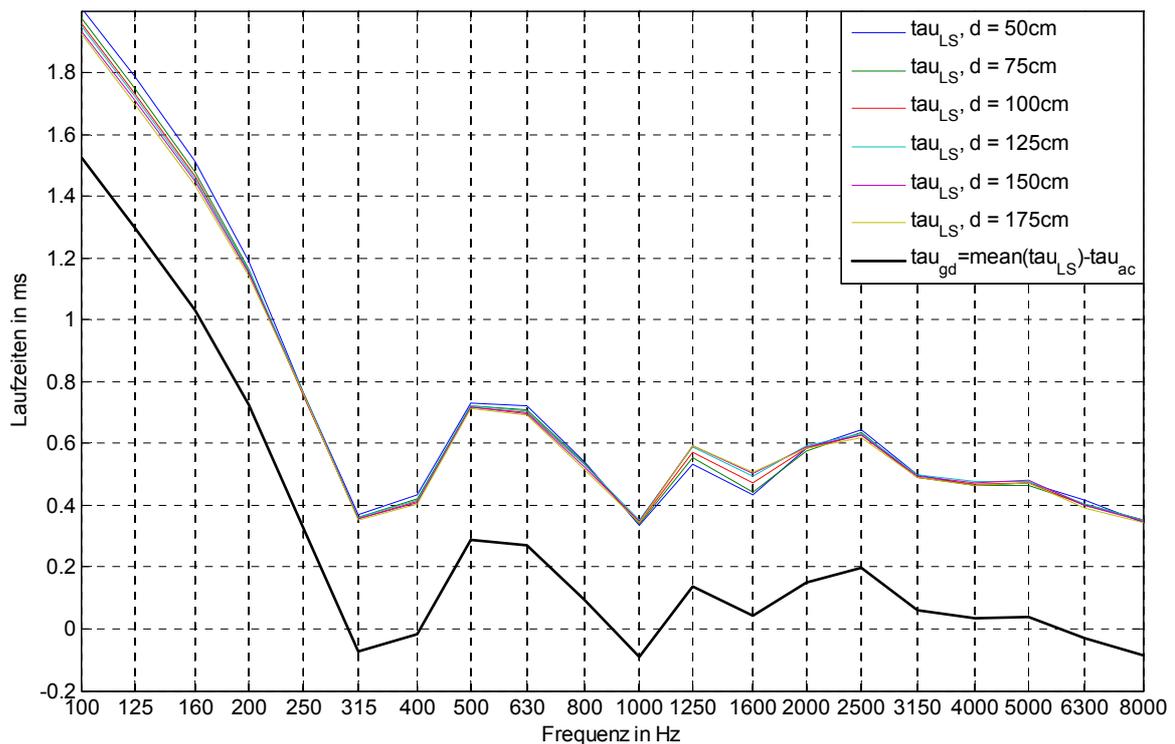


Abb. 3.23: gemessene Gesamtlaufzeit des Lautsprechers τ_{LS} bei verschiedenen Messabständen und daraus berechnete Gruppenlaufzeit des Lautsprechers τ_{gd} bei einer konstant angenommenen Verschiebung des akustischen Zentrums von $d_{ac} = 0,15\text{m}$ (ÖNorm CEN/TS 1793-5).

Um die Lage des akustischen Zentrums nicht konstant mit $d_{ac} = 0,15\text{m}$ annehmen zu müssen, wird nachfolgend eine Methode beschrieben mit der die tatsächliche frequenzabhängige Lage des akustischen Zentrums $d_{az}(f)$ bestimmt werden soll. Bei diesem 2-mikrofonigen Messaufbau muss jedoch sicher gestellt sein, dass der Abstand zwischen den Mikrofonen und dem Lautsprecher so groß ist, dass das 1/r-Ausbreitungsgesetz gültig ist.

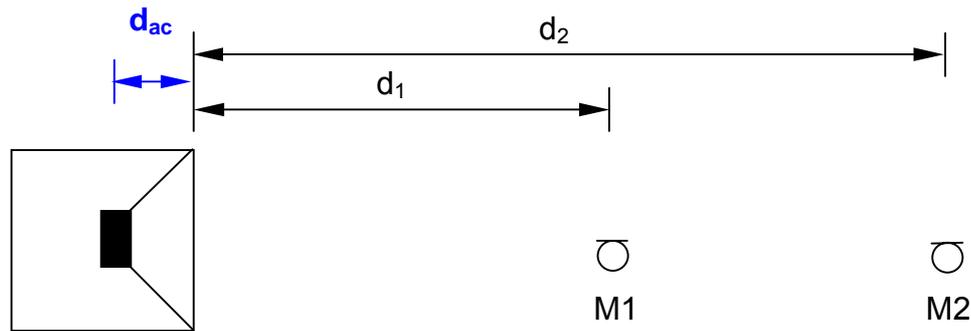


Abb. 3.24: skizzierter Messaufbau zur Ermittlung der Lage des akustischen Zentrums im Lautsprecher

Mit der in Abb. 3.24 dargestellten Messanordnung lässt sich die frequenzabhängig Lage des akustischen Zentrums des Lautsprechers $d_{ac}(f)$ aus den Schallpegeln L nach folgenden Gleichungen ermitteln.

$$L_{M1} - L_{M2} = -20 \cdot \log \frac{d_1 + d_{ac}}{d_2 + d_{ac}} \quad (3.20)$$

$$d_{ac} = \frac{d_1 - d_2 \cdot 10^{\frac{L_{M2} - L_{M1}}{20}}}{10^{\frac{L_{M2} - L_{M1}}{20}} - 1} \quad (3.21)$$

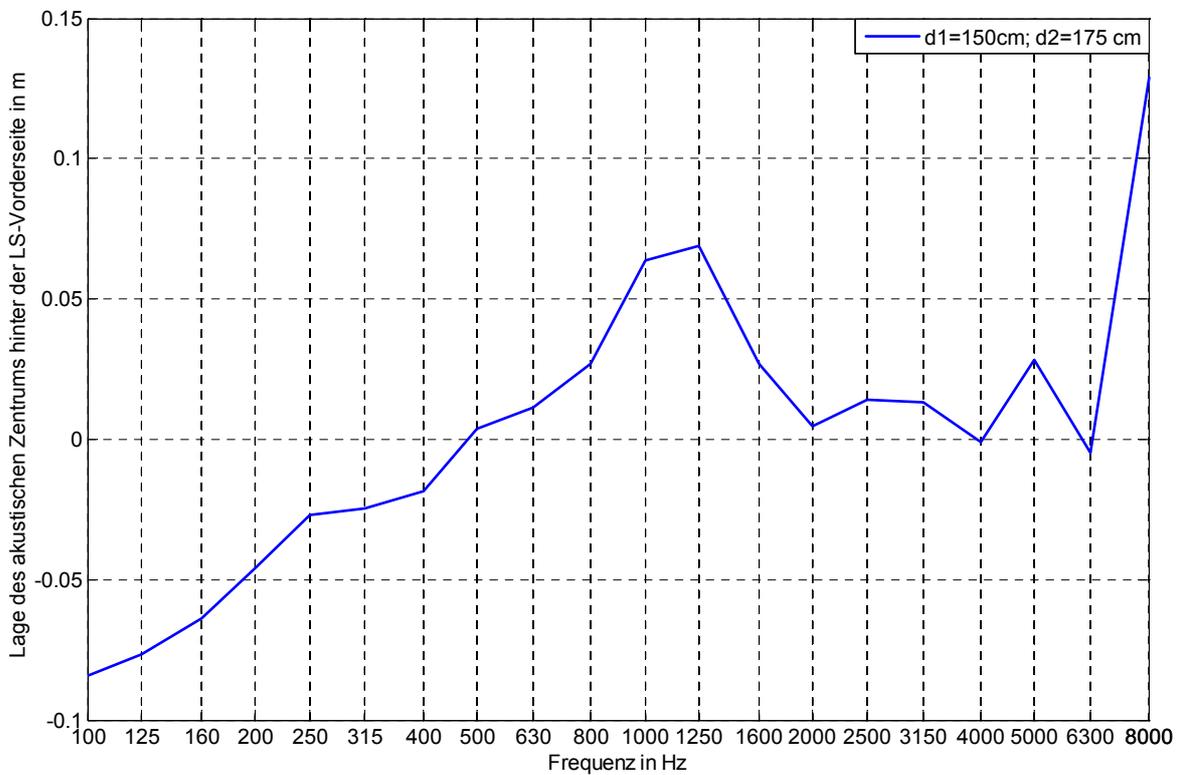


Abb. 3.25: Lage des akustischen Zentrums hinter der Lautsprechervorderkante für die Messabstände $d_1 = 150\text{cm}$ und $d_2 = 175\text{cm}$

In Abb. 3.25 entspricht die Schallausbreitung zwar annähernd einer idealen Punktschallquelle, jedoch sind die Kanteneffekte des Lautsprechers so stark ausgebildet dass die Lage des akustischen Zentrums bei tiefen Frequenzen vermeintlich vor dem Lautsprechergehäuse liegt. Dieser Effekt erklärt sich durch das bereits in Abb. 3.19 vorgestellte „Distributet Edge Dipole (DED) Modell“ [38], bei dem in Folge der Kanteneffekte an der Lautsprecherbox, Dipolquellen an den Kanten abstrahlen.

Die mit Glg. (3.21) bestimmte Lage des akustischen Zentrums lässt sich durch die Division mit der Schallausbreitungsgeschwindigkeit in die Ausbreitungszeit des akustischen Zentrums τ_{ac} überführen (siehe Abb. 3.26). Subtrahiert man $\tau_{ac}(f)$ von $\tau_{LS}(f)$ so erhält man die Gruppenlaufzeit des Lautsprechers $\tau_{gd}(f)$.

Ein Vergleich der Abb. 3.26 mit der Abb. 3.23 zeigt, dass die messtechnisch ermittelte Entfernung des akustischen Zentrums bei weitem nicht so groß ist wie die Annahme mit $d_{ac} = 0,15\text{m}$. Trotz der möglichen Beeinträchtigung dieses Ergebnisses durch den oben beschriebenen Effekt des DED-Modells ist anzunehmen, dass der Rotationsmittelpunkt des Messaufbaues gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 jedenfalls nicht der Lage des akustischen Zentrums entspricht. Diese Erkenntnis und die der besseren Annäherung an eine $1/r$ -Ausbreitung sprechen ebenfalls für eine Reduktion der verwendeten Lautsprechergröße.

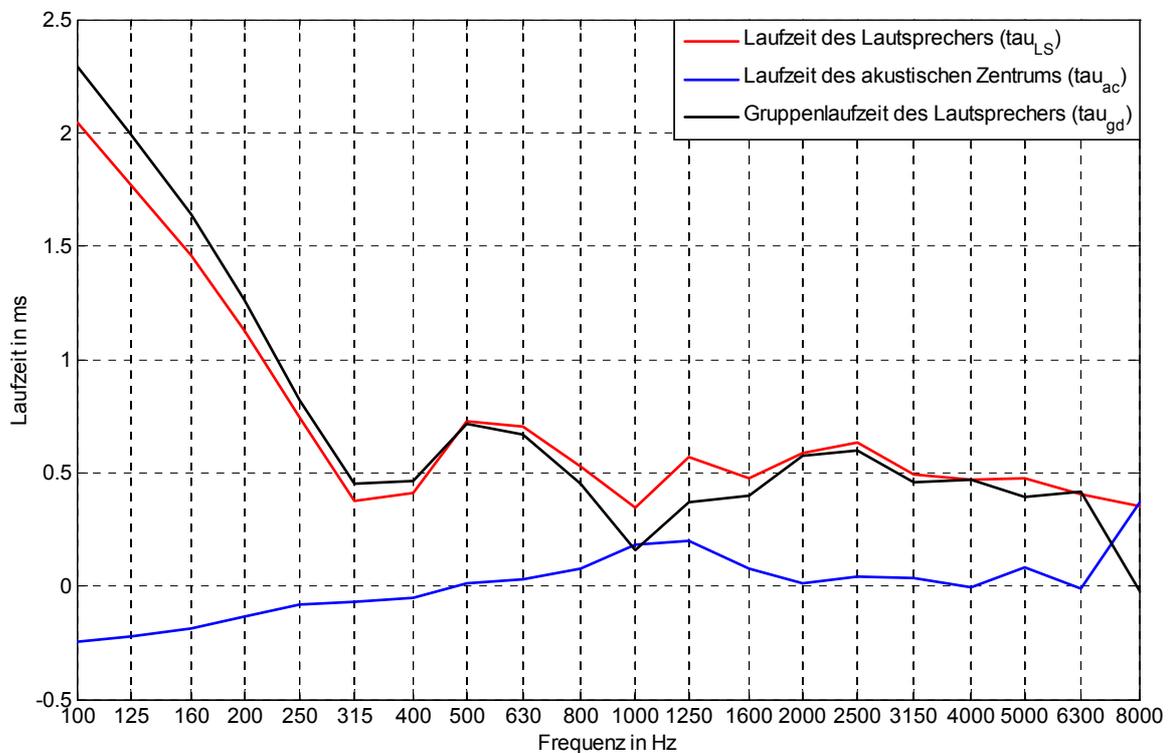


Abb. 3.26: gemessene Gesamtlafzeit des Lautsprechers τ_{LS} und gemessene frequenzabhängige Ausbreitungszeit des akustischen Zentrums τ_{ac} , sowie daraus berechnete Gruppenlaufzeit des Lautsprechers τ_{gd}

3.6 Untersuchung zur störenden Lautsprecherreflexion

In diesem Abschnitt wird die störende Lautsprecherreflexion im Zusammenhang mit der unteren Grenzfrequenz f_{ug} der Messanordnung untersucht (vgl. mit Abschnitt 2.3.1.2). Ausgehend von der in der ÖNORM CEN/TS 1793-5 beschriebenen Geometrie des Messaufbaus kann für die Ermittlung der unteren Grenzfrequenz f_{ug} nur der ebene Teil des Adrienne-Fensters (7/3-Teilung) herangezogen werden. Dies liegt darin begründet, dass durch das lange Fade-Out (30% der Gesamtlänge des Adrienne-Zeitfensters) der Anteil der Wandreflexion in diesem Bereich sukzessive reduziert wird. Der signaltheoretisch unveränderte Teil der Impulsantwort der Wandreflexionsmessung liegt nur innerhalb des ebenen Teiles des Adrienne-Fensters. Die im Kapitel 2 in Tab. 2.2 in Terzbändern ausgewiesenen Werte der unteren Grenzfrequenz f_{ug} sind in Abb. 3.27 grafisch veranschaulicht. Es zeigt sich, dass die untere Grenzfrequenz f_{ug} der Reflexionsindexermittlung einerseits durch die Bodenreflexion und andererseits durch die größte abtastbare Fläche (Aktive Fläche) am Prüfobjekt (LSW) bestimmt.

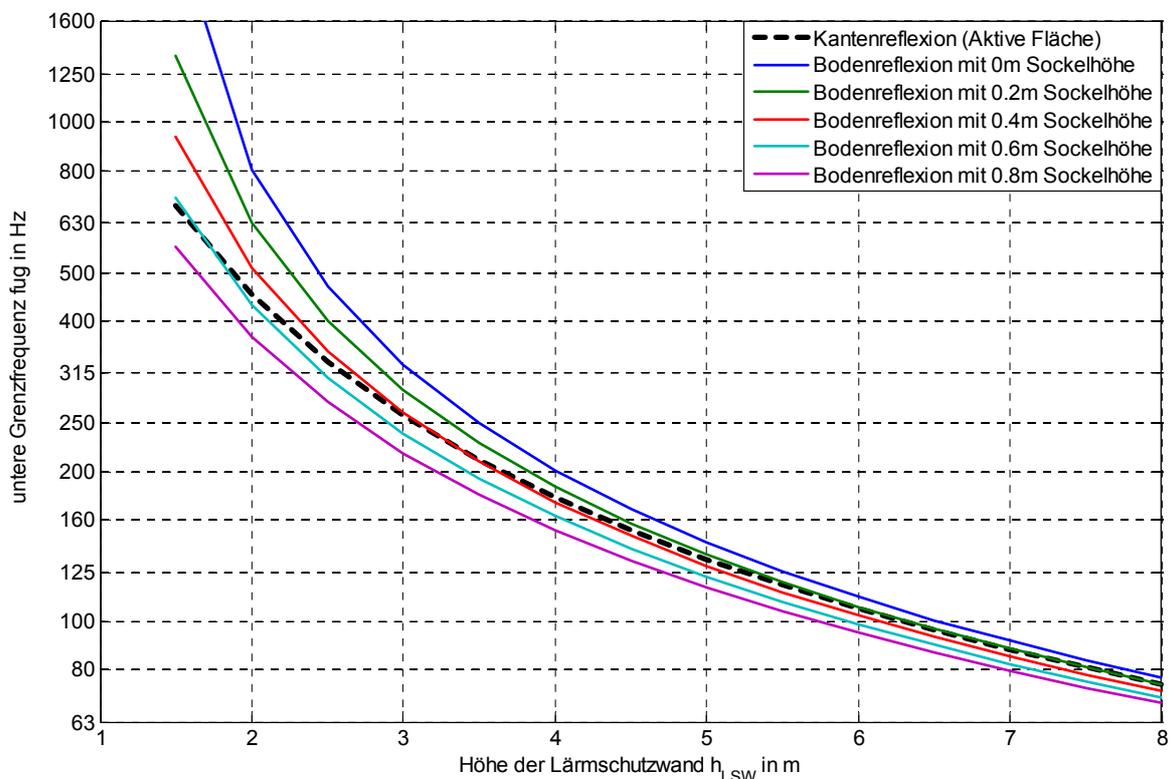


Abb. 3.27: untere Grenzfrequenz der Reflexionsindexmessung einer LSW in Abhängigkeit von der Höhe der LSW bei verschiedenen Sockelhöhen

Betrachtet man in Abb. 3.27 beispielsweise die Kurven bei einer Lärmschutzwandhöhe von 3 m, beginnend bei der dunkelblauen Kurve (kein Sockel vorhanden), so wird ersichtlich, dass mit zunehmender Sockelhöhe die Bodenreflexion später am Mikrofon eintrifft, was zu einer niedrigeren unteren Grenzfrequenz führt. Die schwarze Kurve beschreibt die untere Grenzfrequenz, die bei der größten abtastbaren Fläche auf der Lärmschutzwand möglich ist. Bei einer Lärmschutzwandhöhe von 3 m und einer Sockelhöhe größer 0,4 m wird somit die untere Grenzfrequenz durch die aktive Fläche bestimmt.

Zusätzlich zu den im Abschnitt 2.3.1.2 beschriebenen störenden Reflexionen, gibt es eine störende Lautsprecherreflexion, die bis jetzt nicht beachtet wurde. Die von der Wand reflektierte Schallwelle läuft in Richtung Lautsprecher und wird an dessen Gehäuse reflektiert und nach weiteren 1,25 m Ausbreitungsweg vom Mikrofon aufgenommen. Aus den daraus abgeleiteten Laufzeitdifferenzen errechnet sich eine untere Grenzfrequenz von $f_{ug} = 196$ Hz. Die einer Lärmschutzwandhöhe zugehörige untere Grenzfrequenz einer Reflexionsindexmessung ergibt sich somit aus der höchsten f_{ug} folgender 3 Kriterien, falls sich keine weitere Reflexion eines störenden Objektes (z.B. Leitplanke) innerhalb des Analysezeitraumes befindet:

- a) f_{ug} aus der Bodenreflexion mit jeweiliger Sockelhöhe
- b) f_{ug} aus der größten abtastbaren Fläche (Aktive Fläche)
- c) f_{ug} aus der störenden Lautsprecherreflexion

In der Abb. 3.28 ist beispielsweise der Verlauf der unteren Grenzfrequenz für Lärmschutzwände mit einer Sockelhöhe größer 0,4 m als gelb strichlierte Linie dargestellt. Für die jeweiligen Höhen der LSW (gültig für Sockelhöhen bis 0,4m) sind folgende Kriterien maßgeblich:

- $h_{LSW} \leq 3,3$ m → f_{ug} aus der Bodenreflexion
- $3,3$ m $< h_{LSW} < 3,7$ m → f_{ug} aus der größten abtastbaren Fläche am Prüfobjekt
- $h_{LSW} \geq 3,7$ m → f_{ug} aus der störenden Lautsprecherreflexion

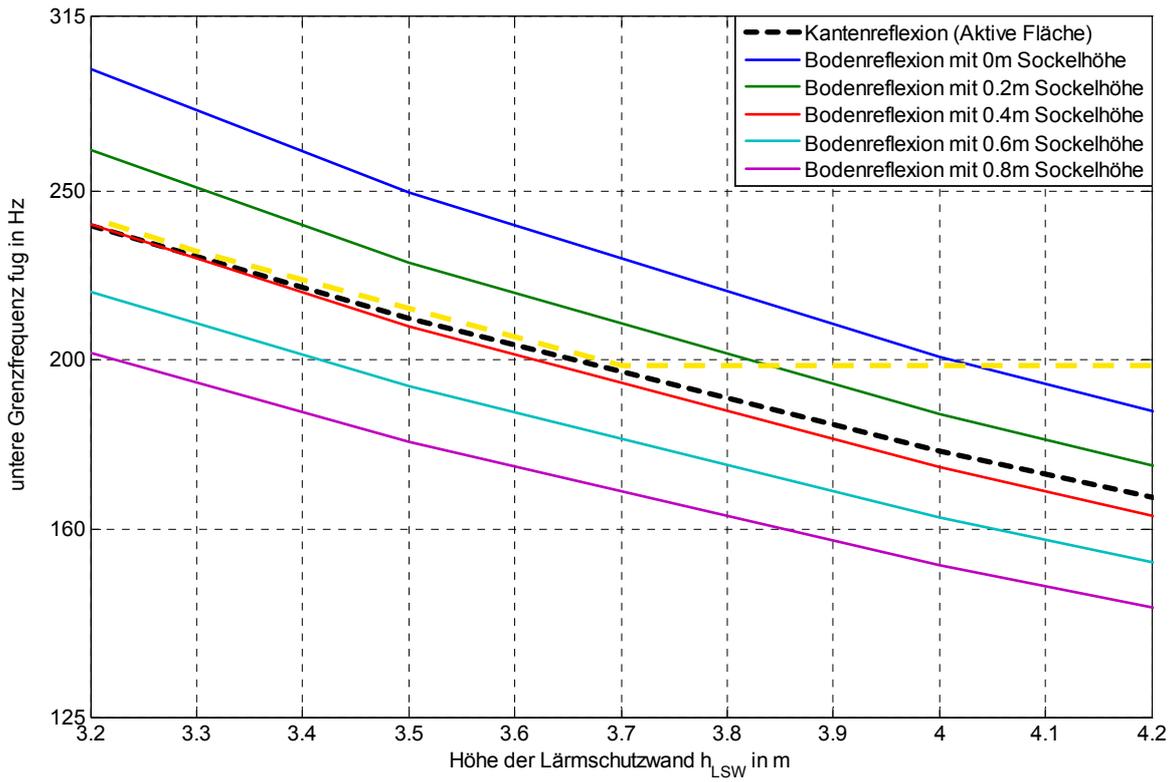


Abb. 3.28: Detailansicht der untere Grenzfrequenz der Reflexionsindexmessung einer LSW in Abhängigkeit von der Höhe der LSW bei verschiedenen Sockelhöhen; gelb strichlierte Linie = aus den einzelnen Grenzfrequenzkriterien resultierendes Ergebnis der höchsten unteren Grenzfrequenz $f_{ug,max}$

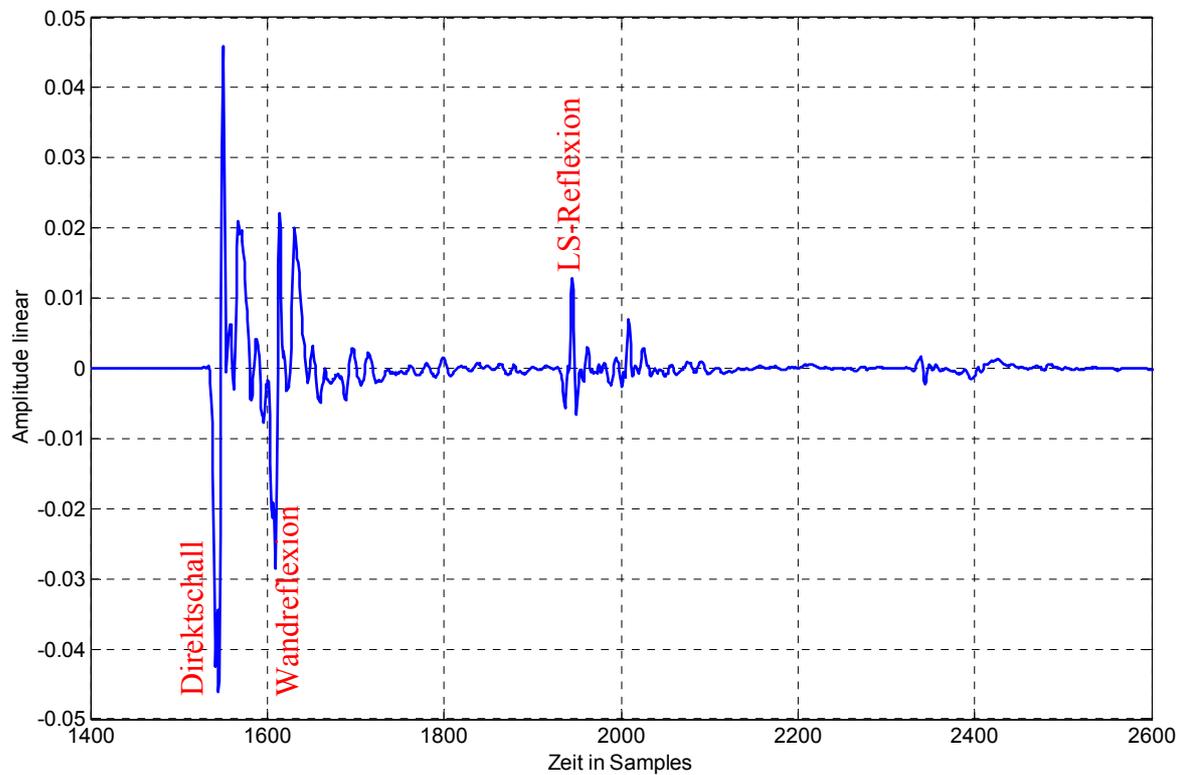


Abb. 3.29: gesamte Impulsantwort der Wandreflexionsmessung gem. ÖNorm CEN/TS1793-5

In der Abb. 3.29 sind die relevanten Teile der gesamten Impulsantwort der Wandreflexionsmessung gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 dargestellt. Dabei trifft die störende Lautsprecherreflexion ca. 8,7 ms (384 Samples bei 44,1 kHz Abtastfrequenz) nach dem Direktschall am Mikrofon ein.

Aus der Darstellung in Abb. 3.30 geht hervor, dass nur jene Frequenzen am Lautsprecher reflektiert werden, deren Wellenlängen in der Größenordnung bzw. kleiner als die Lautsprecherabmessungen sind. Bei einer Größe von 40 cm beginnt der Lautsprecher bei ca. 500 Hz zu reflektieren.

Mit einem geeigneten Tiefpassfilter können die in der Lautsprecherreflexion enthaltenen Frequenzen weggefiltert werden, wodurch eine Maximierung der größten abtastbaren Fläche auf der Lärmschutzwand ermöglicht wird.

Weitere Möglichkeiten der Beseitigung von störenden Reflexionen aus der Impulsantwort werden in Abschnitt 4.2 mit den cepstraln Techniken in der Reflexionsgradmessung vorgestellt.

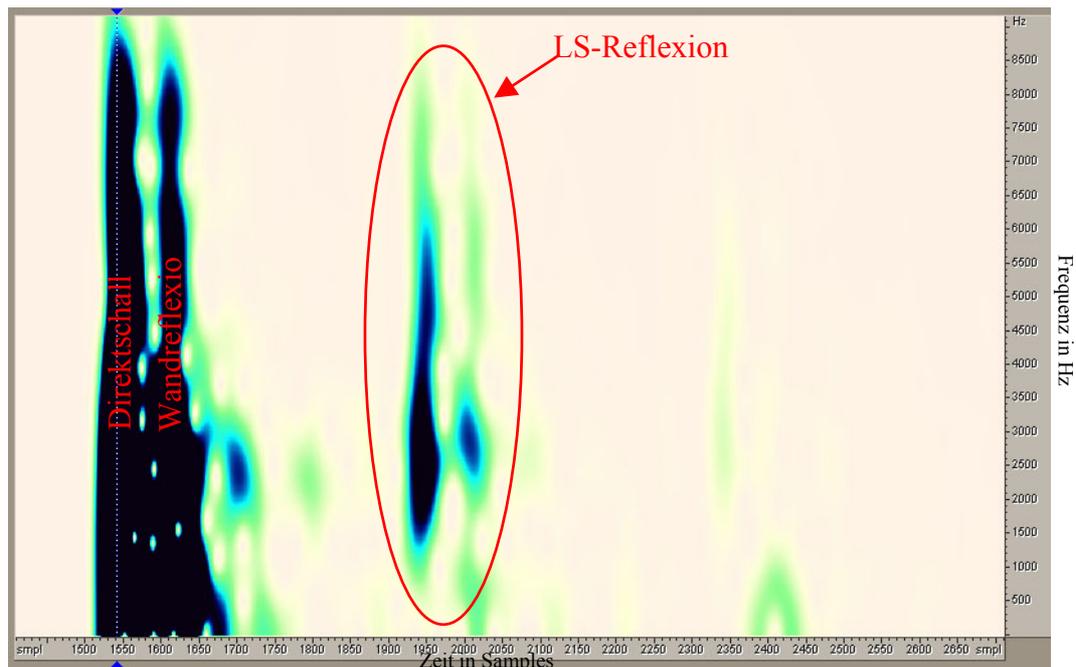


Abb. 3.30: Zeit-Frequenz-Darstellung der gesamten Impulsantwort mit Kennzeichnung der störenden Lautsprecherreflexion

Wird die störende Lautsprecherreflexion nicht durch Filterung unterdrückt und somit in die Wandreflexionsberechnung miteinbezogen, so liefert die Einzahlangabe zur Schallreflexion DL_{RI} bei schwach absorbierenden Prüfflächen einen um ca. 0,8 dB zu niedrigen Wert.

3.7 Untersuchung zu Prüfobjekten mit strukturierten Oberflächen

Gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 Pkt. 4.5.2.2 ist eine Prüffläche (Lärmschutzwand) als uneben (strukturiert) zu bezeichnen, wenn die Tiefe b der Oberflächenstruktur mindestens 85mm beträgt. Die Tiefe von 85mm entspricht einem Viertel der Wellenlänge der Mittenfrequenz des bestimmenden Terzbandes (1000 Hz) im standardisierten Verkehrslärmspektrum nach ÖNorm EN 1793-3. Bei der Messung von unebenen Prüfkörpern wird die Lautsprecher-Mikrofon Anordnung so aufgebaut, dass sich das Mikrofon in Bezugsposition „A“ vor dem am weitesten vorstehenden Teil der Oberfläche des Prüfobjektes befindet. Bei in einer Richtung unebenen Prüfkörpern werden eine bzw. zwei Bezugspositionen „B“ und „C“ möglichst nahe an der ersten Bezugsposition „A“, nach dem in Abb. 3.31 dargestellten Prinzip angeordnet. Ist der Prüfkörper in zwei Richtungen als uneben zu bezeichnen, so werden mindestens zwei oder mehrere Bezugspositionen „B“, „C“, ... benötigt.

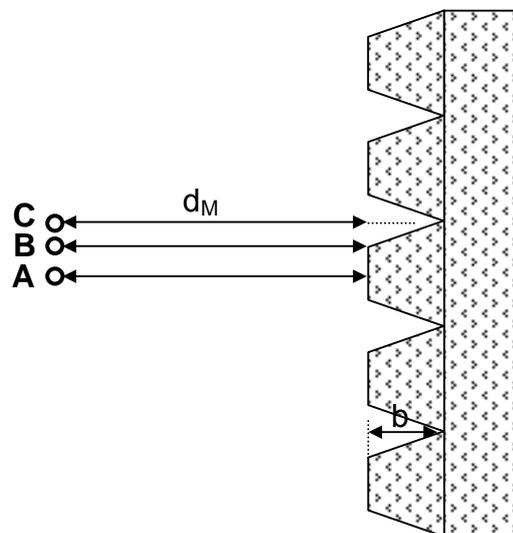


Abb. 3.31: Mikrofonbezugspositionen A, B und C für in eine unebene (strukturierte) Prüffläche gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5

Basierend auf diesen normativen Angaben wurden zwei Lärmschutzwände mit unterschiedlich strukturierten Oberflächen (Strukturtiefe von 25mm und 50mm) hinsichtlich ihres Reflexionsindex messtechnisch untersucht. Ziel dieser Untersuchung ist es, die Auswirkungen von Interferenzerscheinungen im Nahfeld der strukturierten Reflexionsfläche auf die Reflexionsgradmessung zu ermitteln – speziell bei Strukturiefen $b < 85\text{mm}$ für die lt. ÖNorm CEN/TS 1793-5 noch keine zusätzlichen Mikrofonbezugspositionen vorgeschrieben sind. Ausgehend von den normativ vorgeschlagenen 3 Mikrofonbezugspositionen werden in dieser Untersuchung noch zwei weitere Mikrofonbezugspositionen verwendet. Zusätzlich zu den normativen Lautsprecher-Mikrofon-Prüfflächen Abstände werden noch drei weitere Messanordnungen untersucht (siehe Tab. 3.2). In der Abb. 3.32 sind die Messpositionen und die Oberflächenstrukturen der beiden, aus Holzspanbeton bestehenden, Lärmschutzwandelemente dargestellt.

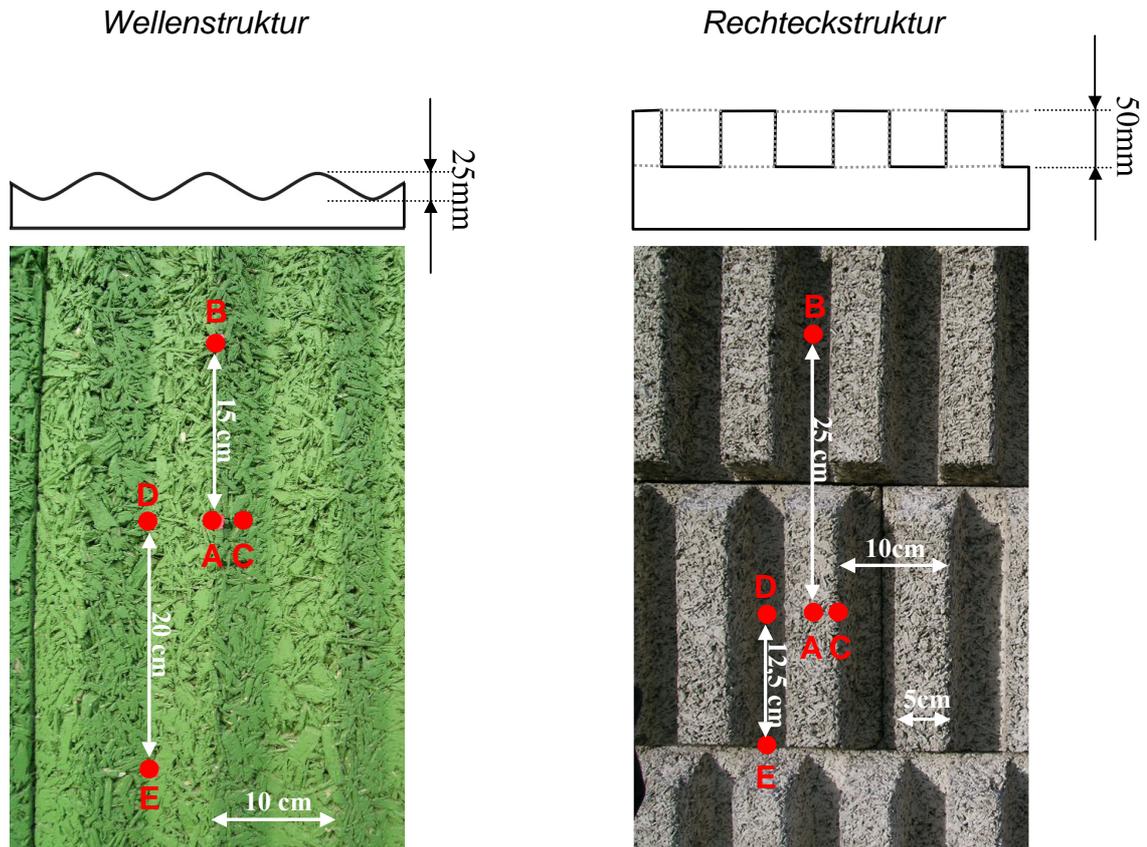


Abb. 3.32: 5 ausgewählte Messpositionen an den beiden geprüften Lärmschutzwand-elementtypen (links: Wellenstruktur und rechts: Rechteckstruktur), sowie Schnitt durch die Prüfobjekte;

Messanordnung	Abstand Lautsprecher-LSW [cm]	Abstand Mikrofon-LSW [cm]
MA1 (gem. CEN/TS 1793-5)	150	25
MA2	150	75
MA3	200	75
MA4	200	125

Tab. 3.2: Messanordnungen mit den jeweiligen Lautsprecher-Mikrofon-Prüfflächen Abständen

Es wurden für alle 4 in

Tab. 3.2 ausgewiesene Messanordnungen die Reflexionsindizes gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 an jeweils 3 Lärmschutzwandelementen des gleichen Strukturtyps gemessen. Das Ergebnis einer Messanordnung besteht somit aus 15 Teilergebnissen (5 Messpositionen an jeweils 3 Lärmschutzwandelementen des gleichen Typs). Alle 4 Messanordnungen der beiden Strukturtypen umfassen somit 120 Einzelmessungen. Um diese Vielzahl von Messungen in ein übersichtliches Gesamtergebnis zu bringen, wird die Standardabweichung der Reflexionsindizes über die verschiedenen Messpositionen einer Messanordnung in nachstehender Abbildung für den Rotationswinkel 90° dargestellt.

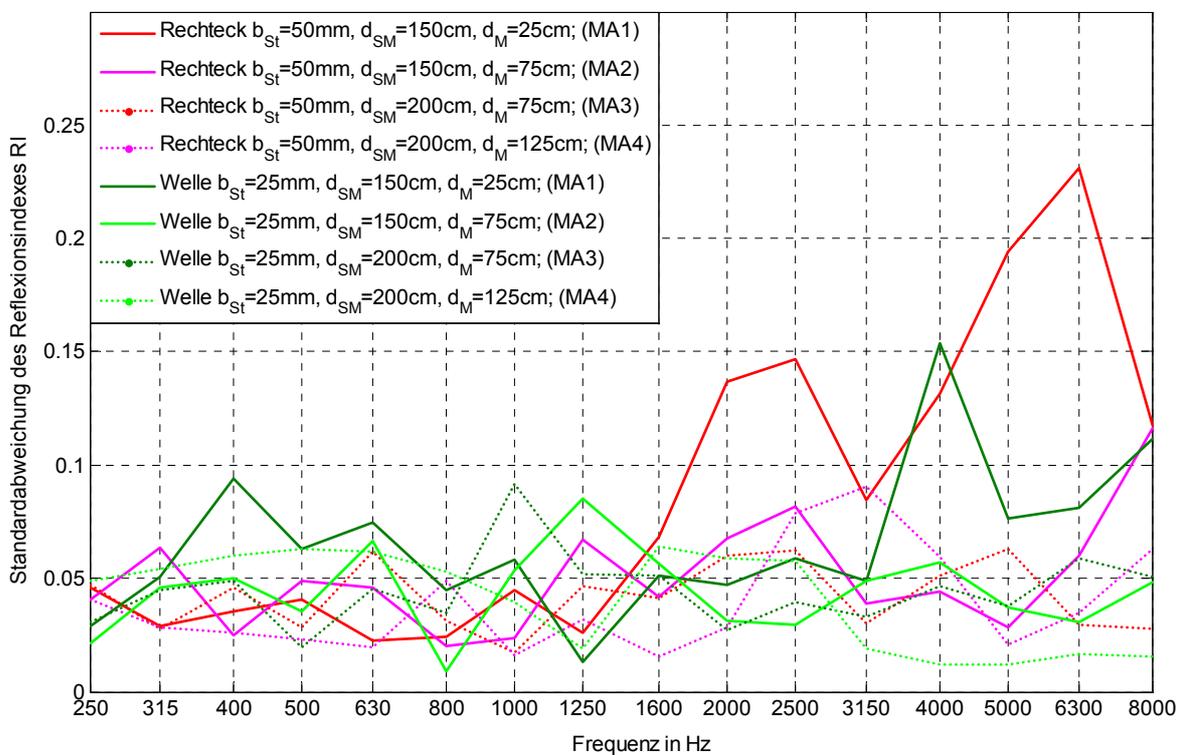


Abb. 3.33: Standardabweichung der Reflexionsindizes über die verschiedenen Messpositionen in den jeweiligen Messanordnung MA1 bis MA4, für die Rechteckstruktur (Kurven im Grün) und die Wellenstruktur (Kurven im Rot); Rotationswinkel 90° ;

Aus den ermittelten Reflexionsgraden und der dargestellten Standardabweichung geht deutlich hervor, dass beim Abstandsszenario gem. Vornorm CEN/TS 1793-5 in den 5 Messpositionen deutlich unterschiedliche Reflexionsgrade oberhalb von 1000 Hz gemessen wurden. Je größer die Strukturtiefe umso größer die Standardabweichung.

Bei allen anderen untersuchten Abstandsszenarien sind zwischen den 5 Messpositionen keine großen Unterschiede des gemessenen Reflexionsgrades feststellbar.

Diese Untersuchung liefert somit folgende Erkenntnisse:

- Befindet sich das Mikrofon im Nahfeld der Wandreflexion, so tritt eine größere Streuung der Messergebnisse in den oberen Frequenzbändern bei mehreren leicht veränderten Messpositionen auf.
- Aufgrund der hohen Standardabweichung bei Messungen mit geringem Abstand zwischen Mikrofon und strukturierter LSW, ist bei nicht ausreichender Anzahl von Mittelungswerten mit einem erhöhten Messfehler zu rechnen.
- Bei LSW mit strukturierten Oberflächen muss der Messabstand mit zunehmender Strukturtiefe erhöht werden.
- Die bisherigen Messauswertungen haben gezeigt, dass das Einbeziehen des standardisierten Verkehrslärmspektrums in die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} bis zu einer unteren Grenzfrequenz von 315 Hz nur geringen Einfluss auf das Ergebnis hat. Je nach Ausbildung des Reflexionsgrades des Prüfobjektes in den einzelnen Terzbändern erhöht sich die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} bei der Mittelungsbildung mit höheren unteren Grenzfrequenzen. Um einen objektiven Vergleich zwischen verschiedenen Lärmschutzwandtypen herstellen zu können, sollte die Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} eine untere Grenzfrequenz von maximal 315 Hz besitzen. Die Messabstände sind so zu wählen, dass diese Bedingung erfüllt werden kann.
- Wie aus der Abb. 3.33 mit den Standardabweichungen hervorgeht, tritt bei Mikrofon-Wandabständen $d_M \geq 75\text{cm}$ keine maßgebliche Veränderung der Standardabweichung des Reflexionsgrades in den untersuchten Strukturturen auf.
- In Abhängigkeit von der Strukturtiefe der LSW ist daher folgende Anzahl von Messpunkten an verschiedenen nichtäquivalenten Punkten der Prüffläche notwendig.

Strukturtiefe in cm	Anzahl der notwendigen Messpunkte
< 2	3
2 - 5	5
> 5	7

Tab. 3.3: Anzahl der notwendigen Messpunkte pro Messung abhängig von der Strukturtiefe der Oberfläche

Durch Zusammenführung dieser Erkenntnisse kann das nachstehende Reglement für die notwendigen Abstände zwischen Mikrofon und Lärmschutzwand, in Abhängigkeit von der Strukturtiefe und der mindest erforderlichen Sockelhöhe aufgestellt werden.

a) Für ein LSW mit einer Elementhöhe von $h > 4\text{ m}$ gilt:

Strukturtiefe der LSW	Abstand Mikrofon-LSW	Mindest erforderliche Sockelhöhe der LSW
< 20 mm	25 cm	0 cm
20 bis 49 mm	50 cm	0 cm
50 bis 99 mm	75 cm	0 cm
100 bis 150 mm	100 cm	40 cm

b) Für ein LSW mit einer Elementhöhe zwischen 3,5 und $< 4\text{ m}$ gilt:

Strukturtiefe der LSW	Abstand Mikrofon-LSW	Mindest erforderliche Sockelhöhe der LSW
< 20 mm	25 cm	0 cm
20 bis 49 mm	50 cm	0 cm
50 bis 99 mm	75 cm	40 cm
100 bis 150 mm	mit max. fug von 315 Hz nicht sinnvoll messbar	

c) Für eine LSW mit einer Elementhöhe zwischen 3 und $< 3,5\text{ m}$ gilt:

Strukturtiefe der LSW	Abstand Mikrofon-LSW	Mindest erforderliche Sockelhöhe der LSW
< 20 mm	25 cm	0 cm
20 bis 49 mm	50 cm	40 cm
50 bis 99 mm	mit max. fug von 315 Hz nicht sinnvoll messbar	
100 bis 150 mm	mit max. fug von 315 Hz nicht sinnvoll messbar	

d) Für eine LSW mit einer Elementhöhe zwischen 2,5 und $< 3\text{ m}$ gilt:

Strukturtiefe der LSW	Abstand Mikrofon-LSW	Mindest erforderliche Sockelhöhe der LSW
< 20 mm	25 cm	40 cm
20 bis 49 mm	mit max. fug von 315 Hz nicht sinnvoll messbar	
50 bis 99 mm	mit max. fug von 315 Hz nicht sinnvoll messbar	
100 bis 150 mm	mit max. fug von 315 Hz nicht sinnvoll messbar	

Tab. 3.4: Reglement für die notwendigen Abstände zwischen Mikrofon und Lärmschutzwand, in Abhängigkeit von der Strukturtiefe und der mindest erforderlichen Sockelhöhe

3.8 Entwurf einer eigenen In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden

Eine Vielzahl von In-situ Messungen an Lärmschutzwänden mit dem Adrienne-Verfahren gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 haben gezeigt, dass das Ergebnis der Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} etwa halb so hoch ist wie die bisherige Prüfung von Lärmschutzwänden im Hallraum gem. EN 1793-1 (siehe Anhang Tab. 6.1). Im Hallraum geprüfte Lärmschutzwände werden den Absorptionsklassen A1 bis A4 zugeteilt und in weiterer Folge in der ZTV-Lsw 06 [43] in die Klassifikationen „nicht absorbierend“, „absorbierend“ und „hoch absorbierend“ eingeteilt.

DL_a [dB]	Absorptionsklasse	Klassifikationsbezeichnung
< 4	A1	nicht absorbierend
4 bis 7	A2	absorbierend
8 bis 11	A3	hoch absorbierend
> 11	A4	

Tab. 3.5: Klassifikation von Lärmschutzwänden gem. ZTV-Lsw06, die gem. EN 1793-1 im Hallraum geprüft wurden.

Die Tatsache, dass bisher KEINE In-situ gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 geprüfte Lärmschutzwand ein DL_{RI} größer 9dB aufweist und einige LSW mit dem DL_{RI} unter 4dB liegen, zeigt die Notwendigkeit der Festlegung einer eigenen In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden.

Der Ansatz für die neue In-situ Klassifikation basiert auf einem vereinfachten Immissionsmodell mit folgenden Rahmenbedingungen (siehe auch Abb. 3.34):

- Differenz des Laufweges zwischen Direktschall l_d und Reflexion l_r zum Immissionspunkt ist vernachlässigbar ($l_d \approx l_r$);
- Die Reflexion der Straße ist als Teil der Emission zu sehen, die im vereinfachten Modell sowohl im Direktschalls als in der Reflexion an der LSW enthalten ist;
- Der Schallpegel am Immissionspunkt berechnet sich aus

$$L_{IP} = 10 \log \left(10^{\frac{L_d}{10}} + 10^{\frac{L_r}{10}} \right) \quad (3.22)$$

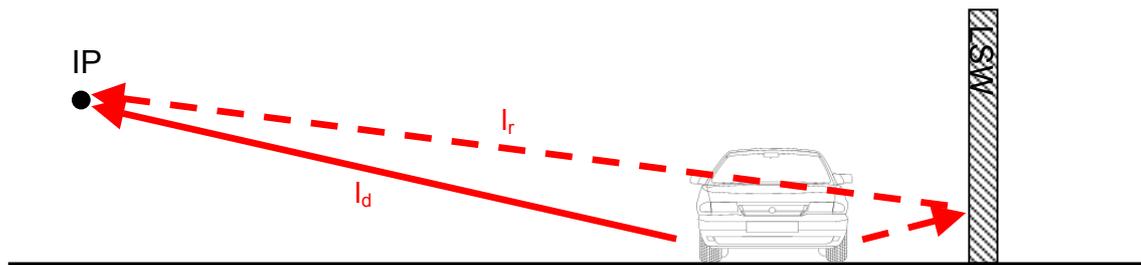


Abb. 3.34: Skizze zum vereinfachten Immissionsmodell als Grundlage für die neue In-situ Klassifikation

Die zentrale Frage, die die Grundlage für den Ansatz der neuen In-situ Klassifikation darstellt, ist:

Wie wirkt sich die Reflexion der LSW auf den Summenpegel im Immissionspunkt IP im Vergleich zum frei ausbreitenden Schall aus?

Aus dieser Aufgabenstellung kann der Einfluss der Schallpegelminderung DL_{RI} der Lärmschutzwand auf die Veränderung im Summenempfangspegel mit folgender Gleichung dargestellt werden.

$$\Delta L_{IP,DL} = L_{IP} - L_d = 10 \log \left(1 + 10^{\frac{DL_{RI}}{10}} \right) \quad (3.23)$$

Auf Grundlage der Glg. (3.23) lässt sich folgender Entwurf der In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden ableiten.

Empfangspegeländerung $\Delta L_{IP,DL}$ [dB]	Einzahl-Angabe zur Schallreflexion gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 DL_{RI} [dB]	Klassifikationsgruppe
~ +2dB bis ~ +3dB	≤ 2 dB	nicht absorbierend
~ +1dB bis ~ +2dB	3dB bis 5dB	absorbierend
~ +0,5dB bis ~ +1dB	6dB bis 9dB	hochabsorbierend
0dB bis ~ +0,5dB	≥ 10 dB	höchstabsorbierend

Tab. 3.6: Entwurf der In-situ Klassifikation von Lärmschutzwänden die gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 geprüft wurden.

In der Abb. 3.35 ist der Schallabsorptionsgrad α der zugehörigen Pegelminderung der Reflexion an der LSW gegenübergestellt. Des weiteren ist die Pegeländerung des Empfangspegels im Zusammenhang mit den neuen In-situ Klassifikationsgruppen dargestellt.

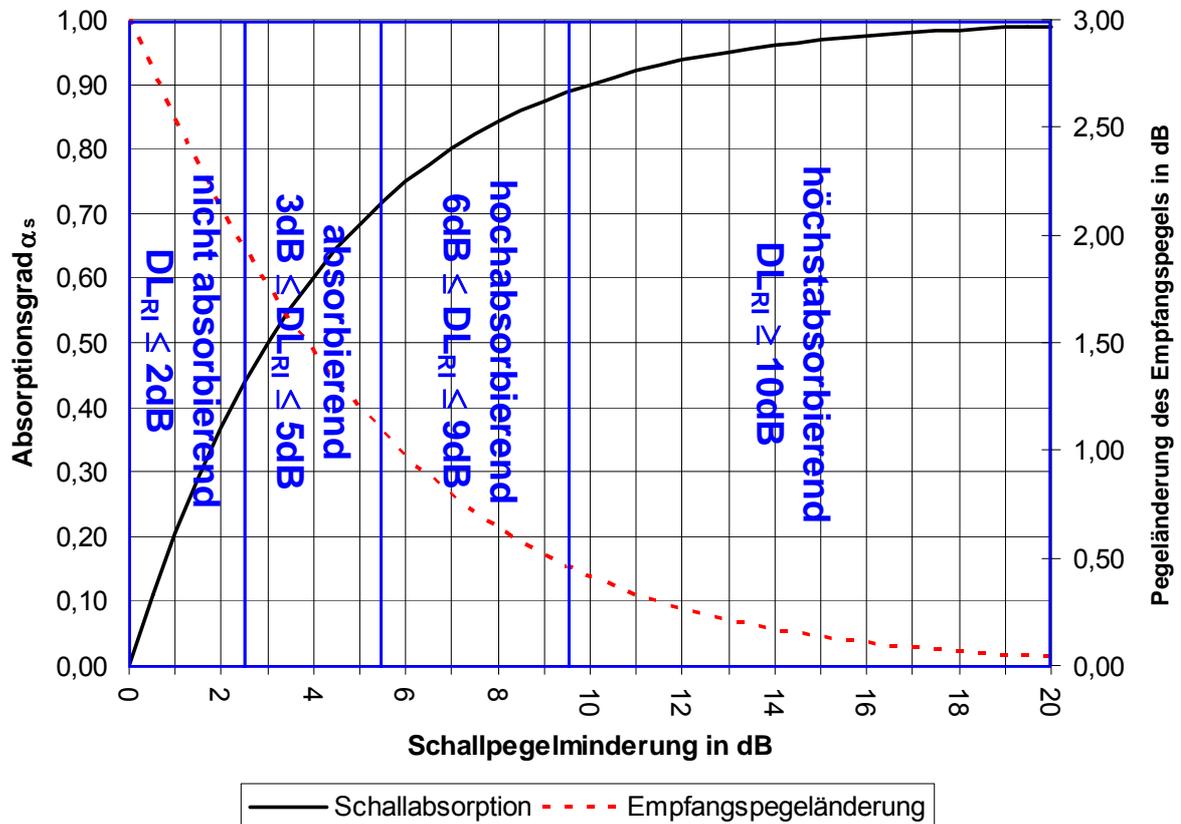


Abb. 3.35: Gegenüberstellung des Schallabsorptionsgrades und der zugehörigen Schallpegelminderung der Reflexion an der LSW; Pegeländerung des Empfangspegels $\Delta L_{IP,DL}$ nach dem vereinfachten Immissionsmodell lt. Glg. (3.23); Bereiche der neuen In-situ Klassifikationsgruppen

Die obige Abbildung macht deutlich, dass eine Pegelminderung der Reflexion um 10dB einem Schallabsorptionsgrad des Materials von $\alpha=0,9$ entspricht. Lärmschutzwände die bisher im Hallraum mit einem $DL_a = 10$ bis 20dB geprüft wurden, besitzen demnach einen Schallabsorptionsgrad von $\alpha=0,9$ bis 1,0. Eine von M. Kob durchgeführte Untersuchung zur Vergleichbarkeit von Absorptionsgradmessungen in Hallräumen zeigte [21], dass bei hochabsorbierendem Prüfmaterial im Hallraum eine Standardabweichung des Absorptionsgrades von $\sigma = 0,05$ bis 0,1 auftritt. Wendet man lediglich die untere Grenze dieser Standardabweichung im höchstabsorbierenden Segment ($\alpha \geq 0,9$) an, so zeigen sich gravierende Auswirkungen auf das Ergebnis der Schallpegelminderung DL [dB]. Aus diesem und folgenden Gründen ist die Messung der Schallabsorption von

Lärmschutzwänden gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 (In-situ „Adrienne-Verfahren“) der Hallraummessung gem. ÖNorm EN 1793-1 vorzuziehen.

- Die Hallraum-Messung ist auf Grund der erheblichen Standardabweichung des gemessenen Absorptionsgrades ungeeignet für einen aussagekräftigen Vergleich von Lärmschutzwänden anhand der Einzahl-Angabe DL_a .
- Die In-situ Messung unter diskreten Schalleinfallswinkel repräsentiert eher das Schallfeld im praktischen Einsatzgebiet als das diffuse Schallfeld im Hallraum.
- Die In-situ Messung ermöglicht die schalltechnische Überprüfung der LSW vor Ort – Überprüfung der Ausführungsqualität und der Langlebigkeit möglich.
- Die In-situ Messung ist bei laufendem Verkehr, ohne Demontage des Prüfobjektes und mit geringem Messaufwand möglich.

3.9 Zusammenfassung der Einflüsse der Fehler und Verbesserungen im „Adrienne-Verfahren“

Die in den vorangegangenen Abschnitten untersuchten Einflussgrößen auf das Adrienne-Verfahren sind in nachstehender Tabelle bezogen auf die zu erwartenden Korrektur der Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} zusammengefasst. Das tatsächliche DL_{RI} ist immer als Kombination der spektralen Zusammensetzung der Reflexionsindizes mit dem Spektrum des standardisierten Verkehrslärmspektrum zu sehen. Aus diesem Grund werden die Auswirkungen der untersuchten Einflussgrößen im bestimmenden Terzband (1000 Hz) des standardisierten Verkehrslärmspektrums auf das DL_{RI} in Tab. 3.7 ausgewiesen. Negative Korrekturwerte bedeuten, dass das gem. Vornorm ÖNORM CEN/TS 1793-5 ermittelte Ergebnis des DL_{RI} um den jeweiligen Wert zu hoch liegt.

Abschnitt	Einflussgröße	prognostizierter Korrekturwert des DL_{RI} in dB
3.3	Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik – lt. Tab. 3.1 als Leitfaden für max. zul. Richtcharakteristik des Lautsprechers	-0,5
3.4	Validierung des Entfernungsgesetzes an Hand der Kolbenmembrantheorie	+0,02
3.5	Zusätzlicher Ausbreitungsweg durch Berücksichtigung der Lage des akustischen Zentrums des Lautsprechers lt. Abb. 3.25	+0,1
3.6	Herausfiltern der störenden Lautsprecherreflexion aus der Wandreflexion (bei Messung von LSW kleiner 4 m jedoch nicht ausschlaggebend)	+0,8 ^{*)}
3.7	mehrere Messpositionen mit leichter Verschiebung auch schon bei geringen Strukturturen der LSW	±0,8 ^{*)}

Tab. 3.7: Auswirkungen der Einflussgrößen auf die Einzahl-Angabe zum Reflexionsindex DL_{RI}
^{*)} prognostizierter Korrekturwert wurde aus gesamten Spektrum ermittelt

Für den Fall, dass alle in Tab. 3.7 ausgewiesenen Einflussgrößen bei der Messung eintreten, ist mit einer Abweichung der ermittelten Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} von -0,9 bis +1,1dB zu rechnen.

4 Methoden zur Unterdrückung störender Reflexionen – Erweiterung des Messfrequenzbereiches

4.1 Beamformer-Technik in der Reflexionsgradmessung

4.1.1 Allgemeine Grundlagen zum Beamformer

Ein Beamformer besteht aus einer Mikrofonanordnung (Mikrofonarray) und einer Signalprozessoreinheit, mit der die Mikrofonsignale unter Anwendung signaltheoretischer Algorithmen derart miteinander verknüpft werden, sodass ein virtuelles Mikrofon mit einer speziellen Richtcharakteristik entsteht. Durch diesen räumlichen Filter können Signale aus einer bestimmten Richtung bevorzugt betrachtet werden. Gleichzeitig mit dem Nutzsignal auftretende nicht gewünschte Signale aus einer anderen Richtung können dabei unterdrückt werden.

Abhängig von der gewünschten räumlichen Ausbildungsform des Beamformers (Beamshaping Funktion) wird ein ein-, zwei- oder dreidimensionales Mikrofonarray benötigt. Die größte Arrayabmessung begrenzt dabei die Fokuswirkung zu tiefen Frequenzen hin und der kleinste Mikrofonabstand im Array beschreibt die maximale Frequenz oberhalb der räumliches Aliasing auftritt und daher der Beam nicht mehr eindeutig ausgerichtet werden kann.

Die meisten Beamformieranwendungen gehen von der Fernfeld-Annahme aus, wodurch die Berechnung des Beamformers erheblich vereinfacht wird. Das bedeutet, dass sich die Schallquelle in ausreichend weiter Entfernung befindet und somit von einer ebenen Wellenfront ausgegangen werden kann, die auf das Mikrofonarray eintrifft. Eine übliche Daumenregel des Abstandes zwischen Quelle und Mikrofonarray, ab dem die

Fernfeldannahme beginnt gültig zu werden, kann durch folgende Gleichung ausgedrückt werden [20].

$$r = \frac{2L^2}{\lambda} \quad (4.1)$$

r ... Abstand zwischen Quelle und Ursprung des Mikrofonarrays

L ... größte Abmessung des Mikrofonarrays

λ ... Wellenlänge des eintreffenden Schallfeldes

Bei der Anordnung der Mikrofone innerhalb des Arrays gibt es die Möglichkeit diese äquidistant entsprechend der höchsten aufzulösenden Frequenz anzuordnen, oder ungleichmäßig (z.B. logarithmisch) im Array zu verteilen. Jedenfalls ist bei der Auswertung des Beamformers auf räumliches Aliasing zu achten. Dies tritt dann auf, wenn der kleinste Mikrofonabstand größer ist als die halbe Wellenlänge des eintreffenden Wellenfeldes.

Ein weiteres Kriterium des Beamformers stellt der Frequenzverlauf der Richtbreite der Hauptkeule dar. In der vorliegenden Arbeit wird ein sog. „constant directivity beamformer“ (CDB) verwendet, bei dem die Richtcharakteristik über ein weites Frequenzband konstant ist [23].

Die einfachste Form der signaltheoretischen Zusammenführung der Mikrofon-signale zu einem Beamformer stellt der Delay&Sum-Beamformer dar. Wie der Name schon sagt, werden die einzelnen Mikrofon-signale entsprechend der räumlich gewünschten Ausrichtung zeitverzögert (beam-steering) und addiert. Bevor die Mikrofon-signale addiert werden, erhält jedes Signal eine Gewichtungsfunktion (z.B. FIR-Filterung), um die gewünschte Richtcharakteristik des Beamformers (beam-shaping function) zu erreichen und Aliasingscheinungen zu verhindern.

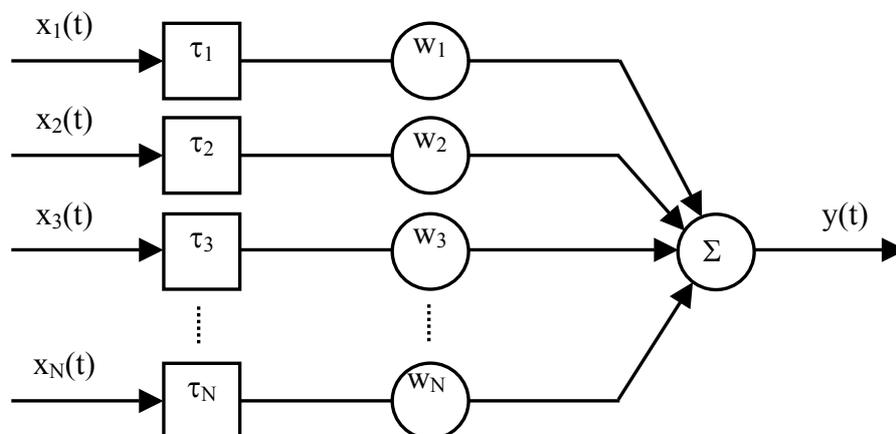


Abb. 4.1: Blockdiagramm eines Delay&Sum-Beamformers

$$y(t) = \sum_{i=1}^N w_i \cdot x_i(t - \tau_i) \quad (4.2)$$

4.1.2 Entwicklung eines Beamformers für die Reflexionsgradmessung

Ziel der Anwendung des Beamformers in der Reflexionsgradmessung ist es, die erste störende Reflexion (z.B. Bodenreflexion) durch die Richtcharakteristik des Beamformers in dem Ausmaß zu bedämpfen, dass sie keine maßgebliche Störung mehr darstellt. Dadurch kann das Zeitfenster, mit dem die auszuwertende Wandreflexion aus der Gesamtimpulsantwort herausgefenstert wird, bis an die Grenzen der maximal möglichen „Aktiven Fläche“ ausgedehnt werden. Durch diese Maßnahme kann der Messfrequenzbereich zu tiefen Frequenzen hin erweitert werden.

Diese Randbedingungen der Messgeometrie führen zur Wahl eines eindimensionalen Mikrofonarrays (Linearray). Die Anzahl der Mikrofone wird im Sinne der Vorgabe eine technisch-wirtschaftlich optimierte Lösung zu entwickeln auf 8 Stück begrenzt. Da ein Beamformer mit symmetrischer äquidistanter Mikrofonanordnung für die Abbildung der Oktavbänder 250Hz bis 4000Hz weit mehr Mikrofone benötigt, wird in der vorliegenden Arbeit in Anlehnung an D. Ward [23] eine asymmetrische logarithmische Mikrofonpositionierung ausgearbeitet.

4.1.2.1 Platzierung der Mikrofone

Gemäß dem Prinzip des CDB wird die Größe und Form der aktiven Arrayapertur direkt an die jeweilig auszuwertende Frequenz angepasst. Diese Frequenzanpassungseigenschaft wird mit Beamshaping-Filtern erzeugt. Basierend auf der in [23] beschriebenen symmetrisch um den Arrayursprung angeordneten Mikrofonpositionen, berechnet sich die für die Vermeidung von Aliasing-Erscheinungen notwendige Tiefpass-Charakteristik wie folgt.

$$f_n = \frac{Q \cdot c}{2|p_n|} \quad (4.3)$$

Q ... Aperturgröße in Anzahl der Wellenlängen

c ... Schallgeschwindigkeit [m/s]

p_n ... Abstand der jeweiligen Mikrofonposition vom Arrayursprung [m]

f_n ... obere Aliasing-Grenzfrequenz der jeweiligen Mikrofonposition [Hz]

Ausgehend von der Idee eines Mikrofonarrays mit äquidistantem Mikrofonabstand entsprechend der halben Wellenlänge der höchsten aufzulösenden Frequenz, wird nun der Mikrofonabstand sukzessive mit abnehmender Frequenz vergrößert. Ziel ist es eine logarithmische Mikrofonanordnung zu erreichen, die mit den untern und oberen Grenzfrequenzen f_L und f_U wie folgt beschrieben werden kann.

$$p_n = n \cdot \frac{c}{2f_U}, \quad 0 \leq n \leq \frac{Q}{2} \quad (4.4)$$

$$p_{n+1} = \frac{Q}{Q-1} \cdot p_n, \quad n > \frac{Q}{2}, \quad p_n < \frac{(Q-1)c}{2f_L} \quad (4.5)$$

$$p_{-n} = -p_n \quad (4.6)$$

Dabei sollte bei jeder Frequenz f die totale aktive Aperturgröße Qc/f , und der größte Abstand innerhalb des aktiven Arrays $c/2f$ betragen. Anzumerken ist, dass eine harmonische Subarraygeometrie nur dann erreicht werden kann, wenn $Q=2$ gewählt wird.

Unter diesen Bedingungen und unter der Vorgabe, dass für die gesamte Abbildung des 4kHz-Oktavbandes die höchste aufzulösende Frequenz mit $f_U = 8000$ Hz und die tiefste abzubildende Frequenz mit $f_L = 250$ Hz gewählt wird, berechnen sich bei einer Schallgeschwindigkeit von $c = 345$ m/s folgende Mikrofonpositionen der Arrayapertur.

Platzierungs- Nummer n	Abstand der Mikrofonposition vom Arrayursprung p_n [mm]
1	22
2	43
3	86
4	173
5	345
6	690

Tab. 4.1: berechnete Mikrofonplatzierung auf ganze Millimeter gerundet

4.1.2.2 Asymmetrisches Mikrofonarray und Beamformer-Gewichte

Mit den in Tab. 4.1 ausgewiesenen Mikrofonplatzierungen werden 13 Mikrofone für dieses symmetrische logarithmische Mikrofonarray inkl. Centermikrofon benötigt. Unter der Vorgabe mit 8 Mikrofonen das Auslagen zu finden, wird in der vorliegenden Arbeit ein Mikrofonarray mit asymmetrischer logarithmischer Mikrofonanordnung entwickelt. Welche 5 Mikrofone von der 13-elementigen symmetrischen Anordnung weggelassen werden können, ergibt sich aus einem rekursiven Prozess in Kombination mit den Beamformer-Gewichten der einzelnen Mikrofonpositionen. Ziel ist es eine derartige Richtcharakteristik des Delay&Sum-Beamformers zu finden, sodass die störende Reflexion um ca. 10 dB gegenüber der unter der Beamformer-Hauptausrichtung (beam-steering) auf das Array eintreffenden nützlichen Wandreflexion abgemindert ist.

Die Beamformer-Gewichte werden als FIR Tiefpassfilter (Länge 200 Punkte, Hamming) entsprechend der Antialiasing-Anforderung der jeweiligen Mikrofonposition ausgeführt.

Für das Centermikrofon erwies sich die Wahl eines Hochpassfilters als sinnvoll.

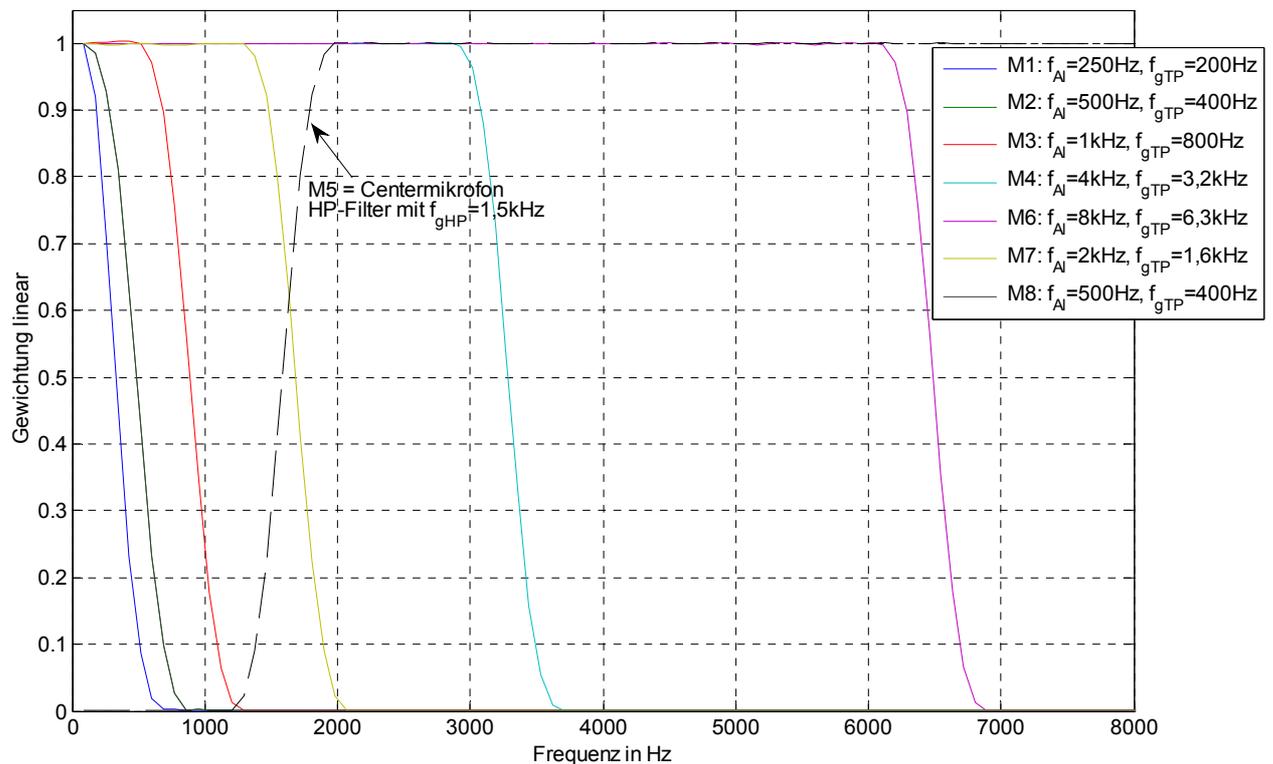


Abb. 4.2: Beamformer Array-Gewichte

f_{AI} ... Aliasinggrenzfrequenz der jeweiligen Mikrofonposition

f_{gTP} ... Grenzfrequenz des TP-Filters

Aus der Untersuchung ergaben sich folgende günstige Mikrofonpositionen.

Mikrofonnummer	Abstand der Mikrofonposition vom Centermikrofon p [mm]	Aliasinggrenzfrequenz f_{AI} [Hz]	Grenzfrequenz des BF-Filters	Oktavbandzuordnung f_{Okt} [Hz]
M1	690	250	$f_{gTP}=200\text{Hz}$	125
M2	345	500	$f_{gTP}=400\text{Hz}$	250
M3	173	1000	$f_{gTP}=800\text{Hz}$	500
M4	43	4000	$f_{gTP}=3,2\text{kHz}$	2000
M5	0	-	$f_{gHP}=1,5\text{kHz}$	-
M6	-22	8000	$f_{gTP}=6,3\text{kHz}$	4000
M7	-86	2000	$f_{gTP}=1,6\text{kHz}$	1000
M8	-345	500	$f_{gTP}=400\text{Hz}$	250

Tab. 4.2: Mikrofonpositionen innerhalb der Arrayapertur und Frequenzbereichzuordnungen

Die nachstehende Skizze zeigt den Beamformer-Messaufbau bei der Reflexionsgradmessung einer Wandfläche.

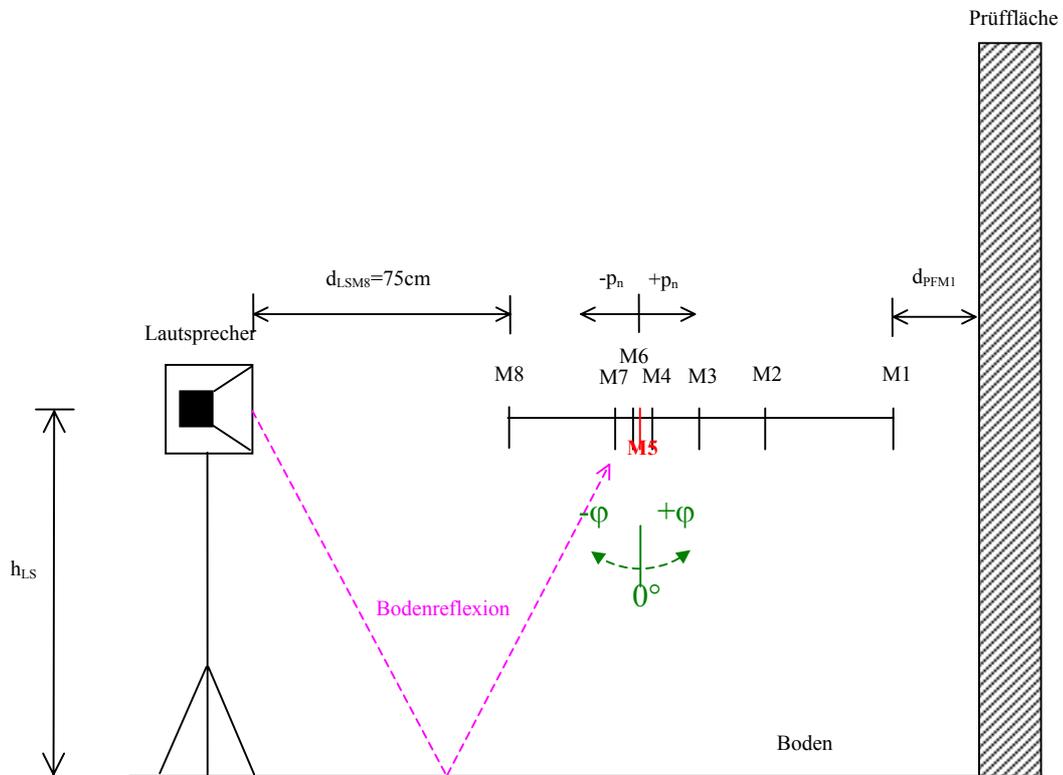


Abb. 4.3: Skizze des Beamformer-Messaufbaus mit asymmetrischer logarithmischer Mikrofonanordnung; Bezugswinkelfestlegung φ für Reflexionen die auf das Array eintreffen;

Die Messung der Impulsantwort erfolgt wie bereits in den vorigen Kapiteln beschrieben mit der log. Sinus-Sweep-Technik. Um eine axiales beam-steering des Line-Arrays zu erreichen, werden alle Mikrofonsignale (Impulsantworten) auf den Zeitpunkt des Centermikrofons (M5) verschoben. Nach der Transformation der Signale in den Frequenzbereich werden die Beamformer-Gewichte (FIR Filter) angewendet. Abschließend erfolgt die frequenzabhängige Mittelung aller Signale. Die nachfolgende Abb. 4.4 zeigt die mit dem Delay&Sum-Beamformer in der Simulation berechneten Richtcharakteristiken des Beamformers bei den Oktavbandmittenfrequenzen. Durch die Ausrichtung des Beamformers auf die Achse des Line-Arrays wird eine um die Arrayachse rotationssymmetrische Beam-shaping Funktion erreicht.

Um festzustellen wie robust der entwickelte Beamformer gegenüber Ungenauigkeiten der Mikrofonpositionierung ist, werden in der Simulation die Mikrofonpositionen mit einem zufälligen Positionsfehler von $\pm 2,5$ mm beaufschlagt.

Mikrofonnummer	Lage der Mikrofone zum Centermikrofon , p_y [mm]	zufälliger Positionsfehler		
		e_x [mm]	e_y [mm]	e_z [mm]
M1	690	-1,0	-0,6	1,5
M2	345	-1,6	1,8	0,8
M3	173	-1,5	1,8	-0,8
M4	43	0,9	0,5	-1,1
M5	0	-1,0	0	-0,8
M6	-22	0,2	2,0	0,2
M7	-86	-1,7	1,6	1,1
M8	-345	0,1	0,7	-1,0

Tab. 4.3: Mikrofonpositionen der Arrayapertur mit zufälligem Positionsfehler von $\pm 2,5$ mm

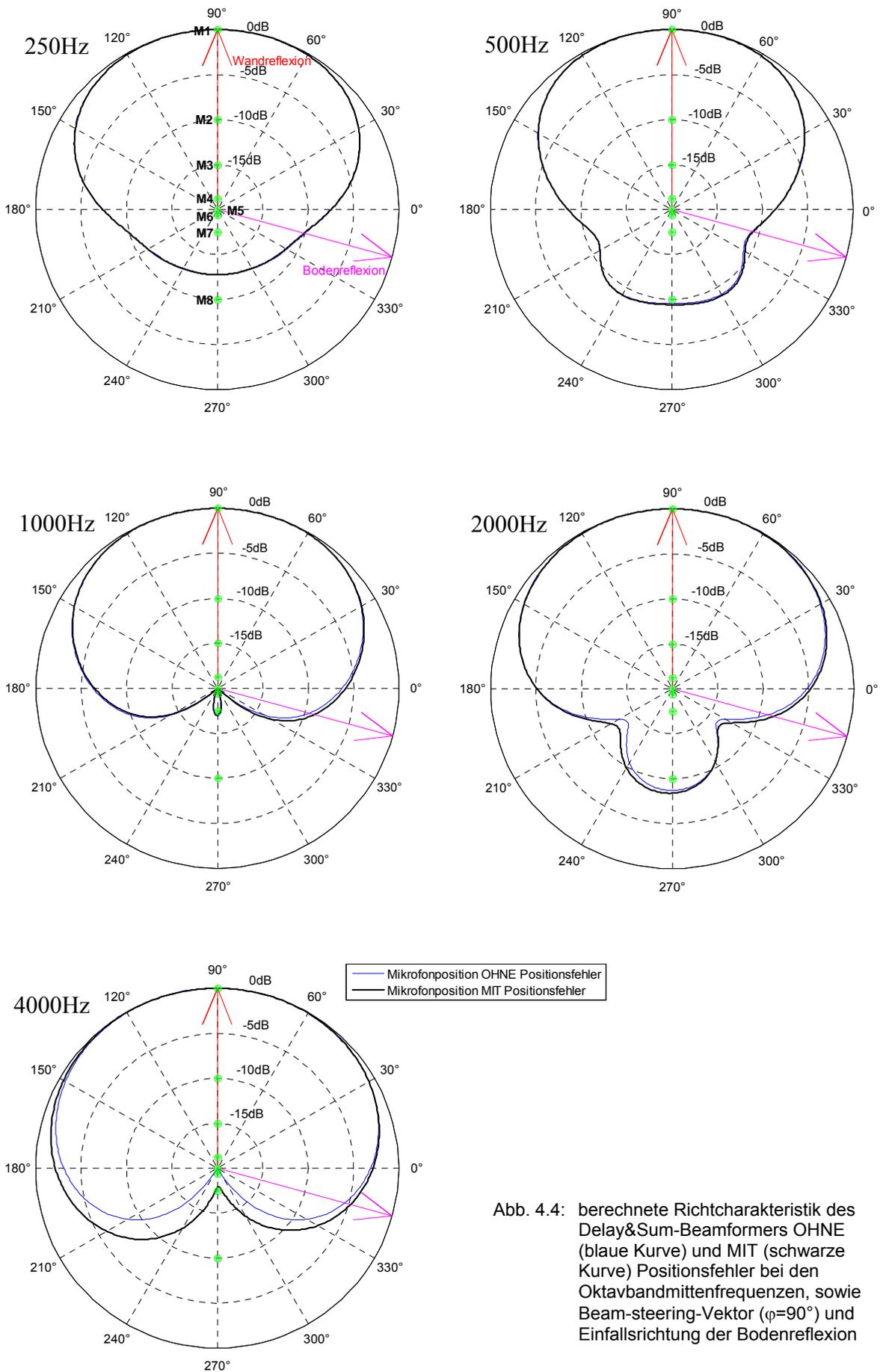


Abb. 4.4: berechnete Richtcharakteristik des Delay&Sum-Beamformers OHNE (blaue Kurve) und MIT (schwarze Kurve) Positionsfehler bei den Oktavbandmittenfrequenzen, sowie Beam-steering-Vektor ($\varphi=90^\circ$) und Einfallsrichtung der Bodenreflexion

Aus Abb. 4.4 geht hervor, dass ein Mikrofon-Positionsfehler von $\pm 2,5\text{mm}$ nur ein geringfügige Veränderung der Richtcharakteristik des Beamformers bis 2kHz verursacht. Die positionsfehlerbedingte Reduktion der Dämpfung der Bodenreflexionsrichtung ist ca. 1 dB .

Abb. 4.4 zeigt weiters, dass mit dem entwickelten Beamformer eine Dämpfung der Bodenreflexion zwischen 250 Hz und 2kHz von ca. -8dB bis -11dB möglich ist. Bei 4kHz reduziert sich die mögliche Dämpfung auf ca. -5dB . Anzumerken ist, dass der Einfallswinkel, unter dem die Bodenreflexion auf das Mikrofonarray eintrifft, vom Abstand der Messapertur zum Boden abhängt. In der Simulationsberechnung befindet sich die Messapertur 2 m über dem Boden. Mit dieser Abhängigkeit verändern sich auch die zuvor erwähnte Dämpfung der Bodenreflexion.

Nachstehende Abb. 4.5 zeigt die Beamshaping-Funktion des entwickelten Beamformers in der die konstante Bandbreite (CDB) zu erkennen ist. Bei tiefen Frequenzen ($<250\text{ Hz}$) kommt es zu einer Aufweitung des Beams, auf Grund der zu geringen Arrayabmessung für diesen Frequenzbereich.

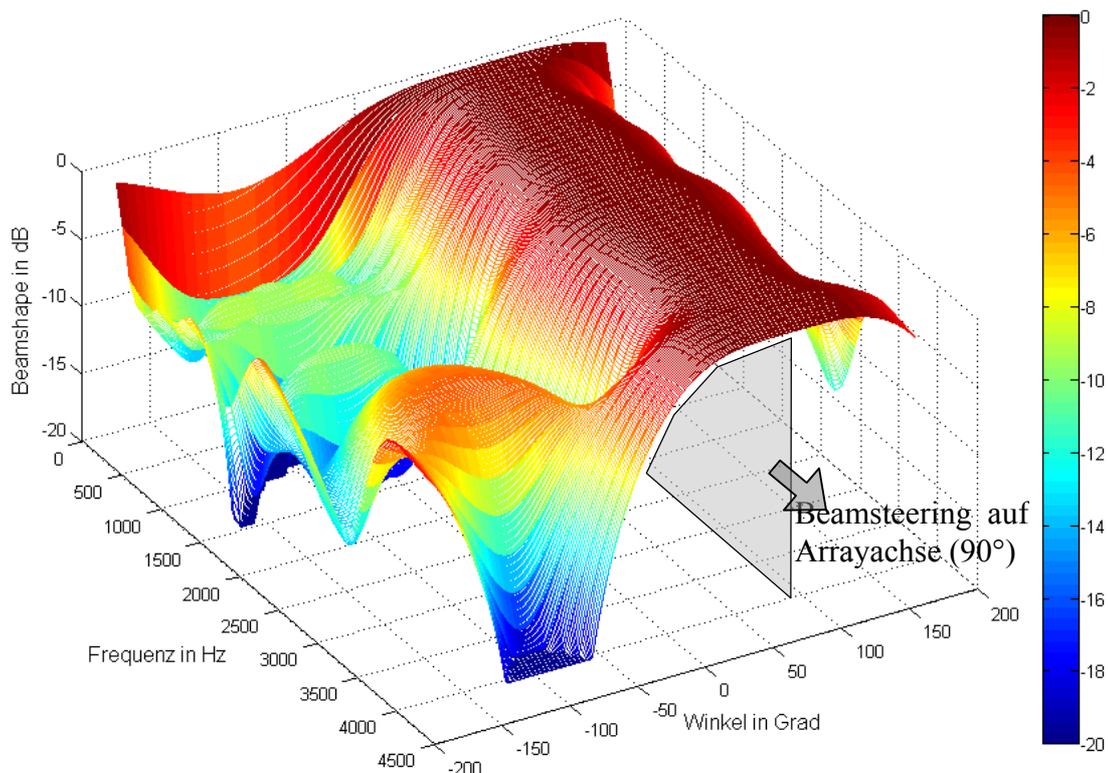


Abb. 4.5: Beamshaping-Funktion des Constant-Directivity- Beamformers (CDB) ausgeführt als Delay&Sum-Beamformer, OHNE Positionsfehler;

4.1.3 Anwendung der Beamformer-Technik in der Reflexionsgradmessung

4.1.3.1 Messtechnische Überprüfung der Richtwirkung des Beamformers

Bevor der Beamformer in der Reflexionsgradmessung angewendet wird, soll die tatsächliche Dämpfung der Bodenreflexion durch den im vorigen Kapitel beschriebenen Beamformer messtechnisch erhoben werden. Dazu wird eine Freifeldmessung mit der log. Sinus-Sweep-Technik durchgeführt, sodass nur der Direktschall und die Bodenreflexion Teil der Impulsantwort sind. Nach der Entzerrung (Division der komplexen Spektren im Frequenzbereich) der Impulsantwort mit dem Direktschall (reine Lautsprecherimpulsantwort) wird die verbleibende Bodenreflexion weiter ausgewertet. Das Ausmaß der dämpfenden Wirkung des Beamformers auf die Bodenreflexion ergibt sich aus dem Vergleich der empfangenen Bodenreflexion im Centermikrofon (ohne Beamformer), mit der Bodenreflexion die nach Bildung der Beamformersumme bestehen bleibt.

In der nachfolgenden Abbildung ist die Amplitude der direktschall-entzerrten Bodenreflexion OHNE (M5 = Centermikrofon) und MIT Beamformer in den Terzbändern dargestellt. Die schwarze Kurve beschreibt die sich daraus ergebende Bedämpfung der Bodenreflexion durch den Beamformer. Für den Oktavbandbereich von 250 Hz bis 4kHz beträgt die ermittelte Beamformer-Bodendämpfung im Mittel ca.-9 dB.

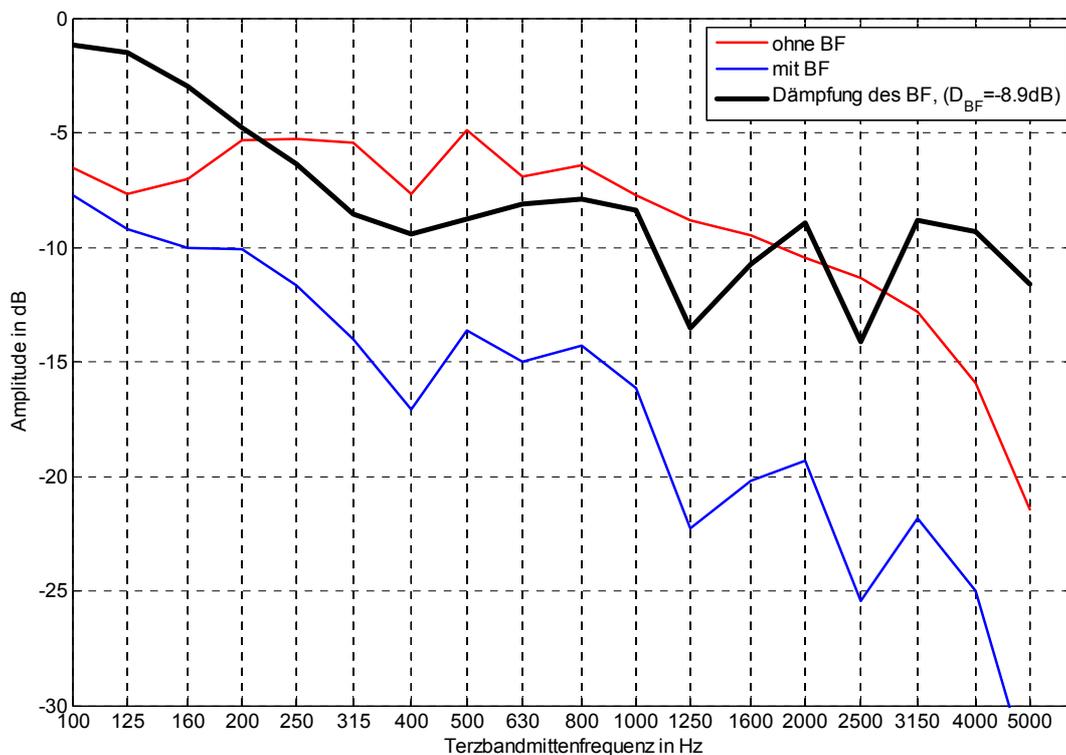


Abb. 4.6: Terzspektrum der gemessenen Bodenreflexion OHNE und MIT Beamformer, sowie die daraus resultierende Dämpfung der Bodenreflexion durch den Beamformer.

4.1.3.2 Prüfobjekt und Messgeometrie

Um den Einfluss der Messtechnik bzw. der signaltheoretischen Algorithmen auf den ermittelten Reflexionsgrad der Prüffläche ausmachen zu können, wird als Prüfmaterial eine 30 cm dicke, 6,3m breite und ca. 10 m hohe Stahlbetonwand verwendet, von der der Reflexionsgrad erfahrungsgemäß mit Eins angenommen werden kann. Auf die Prüfung von absorbierenden Materialien mit vorliegendem Hallraumprüfzeugnis wird bewusst verzichtet, da diese mit den allgemein bekannten Artefakten des Hallraumes versehen sind und sich daher nicht als Referenzobjekte eignen.



Abb. 4.7: oben: Fotos der Beamformer-Apertur
unten: Fotos des Messaufbaus und Prüfobjekt (30cm Stahlbeton)

Die verwendete Messgeometrie entspricht der in Abb. 4.3 dargestellten Skizze, wobei verschiedene Wand- und Bodenabständen untersucht wurden. Für die nachfolgende Auswertung wird jene Messgeometrie verwendet, die am Besten die Wirkung des Beamformers veranschaulicht. Dies wird dann deutlich, wenn sich die eintreffende Bodenreflexion mit der Wandreflexion zeitlich überlagert.

Boden- und Wandabstände der Messapertur:

$h_{LS} = 145\text{cm}$... Abstand des Lautsprechers und der Arrayapertur zum Boden;

$d_{PFM1} = 25\text{cm}$... Abstand des lautsprecherentferntesten Mikrofons (M1) zur Prüffläche (Wand);

4.1.3.3 Auswertung der Beamformer-Messung

Im Zuge der vorliegenden Arbeit wurde ein Simulationsprogramm zur Berechnung der Zeitpunkte aller Reflexionen bis zur 2. Ordnung mit Hilfe des Spiegelquellenprinzips für einen Quaderraum entworfen. Mit den vorliegenden geometrischen Randbedingungen, der Schallausbreitungsgeschwindigkeit $c = 342\text{m/s}$ und der Abtastfrequenz $f_s = 44,1\text{kHz}$ berechnen sich in den einzelnen Mikrofonen unter der Normalbeschallungsrichtung (90°) nachstehend ausgewiesene Reflexionszeitpunkte. Das Array ist dabei so ausgerichtet, dass der Einfallswinkel der Wandreflexion 90° zur Normalen der Array-Achse beträgt.

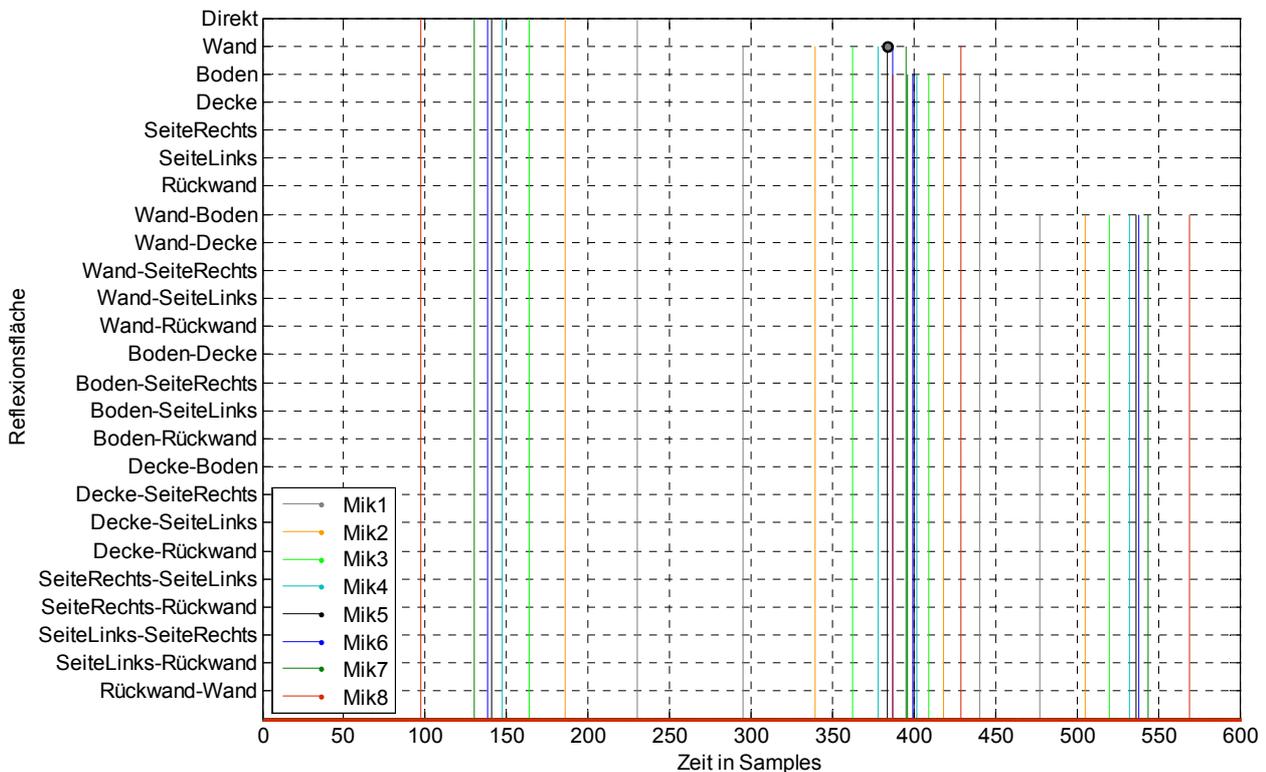


Abb. 4.8: berechnete Reflexionszeitpunkte der Reflexionsflächen in den einzelnen Mikrofonpositionen

Der in Abb. 4.8 markierte Reflexionszeitpunkt bei 384 Samples stellt die Wandreflexion im Centermikrofon (Mik5) des Arrays dar. Um eine Ausrichtung des Beamformers in axialer Array-Richtung zu erreichen, werden alle Messsignale (Impulsantworten) in dem Ausmaß zeitlich verschoben, dass sich Ihr Wandreflexionszeitpunkt mit dem des Centermikrofons deckt.

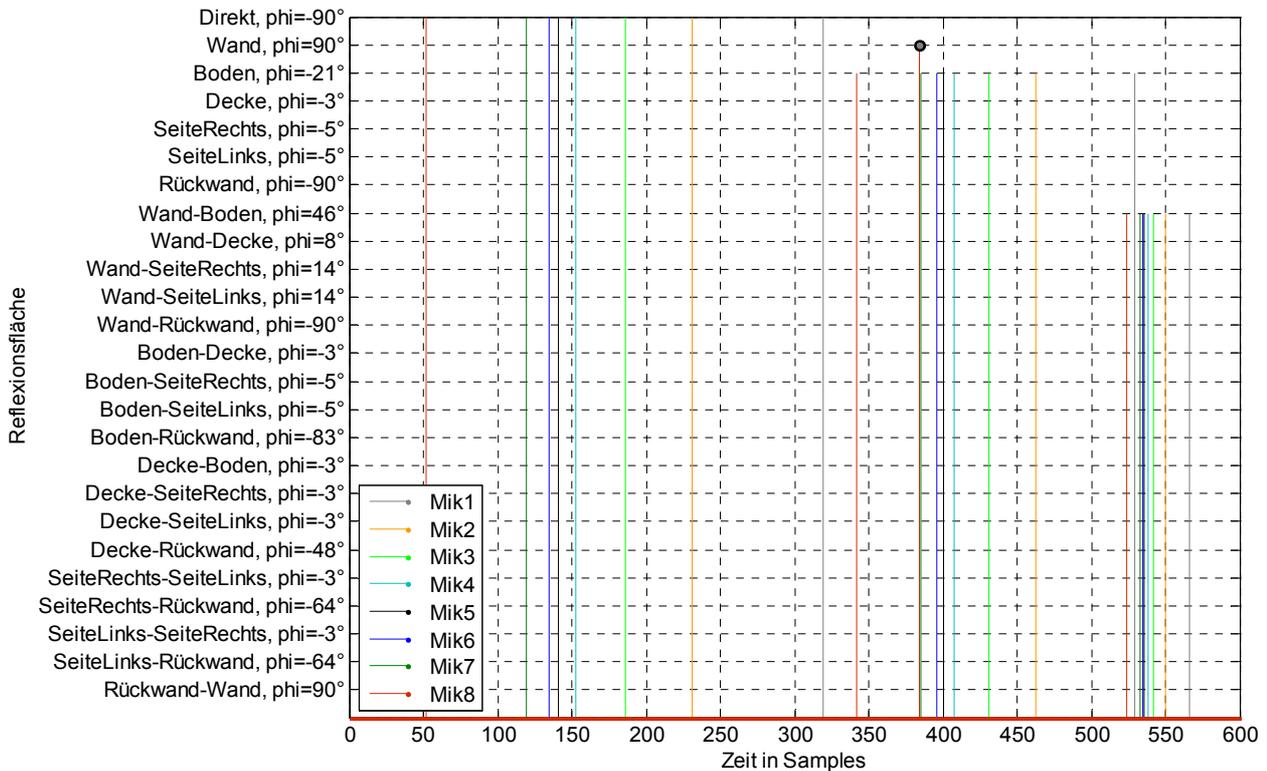


Abb. 4.9: berechnete Reflexionszeitpunkte der Reflexionsflächen in den einzelnen Mikrofonpositionen, zeitlich verschoben um das beamsteering-delay; Angabe des Einfallswinkels der Bodenreflexion für das Centermikrofon (M5), bezogen auf die Normale der Array-Achse;
 Anm.: Da die Messung im Freien durchgeführt wurde, existieren in Realität nur der Direktschall, die Wand-, Boden- und Wand-Boden-Reflexion!

Die Abb. 4.9 zeigt, dass sich nach der Synchronisation der Impulsantworten auf den Zeitpunkt der Wandreflexion, die unter dem Winkel von $\varphi_{M5} = -21^\circ$ einfallende Bodenreflexion in den einzelnen Mikrofonpositionen im Bereich von -42 und +145 Samples um den Wandreflexionszeitpunkt verteilt. Weiters ist erkennbar, dass ca. 150 Samples nach dem Zeitpunkt der Wandreflexion eine störende Reflexion 2. Ordnung (Boden-Wand-Reflexion) unter dem Winkel von $\varphi_{M5} = +46^\circ$ auf das Array eintrifft. Diese störende Reflexion ist in der Beamformer-Auswertung besonders zu beachten, da sie von vorne (positive φ -Ebene) auf das Mikrofonarray eintrifft. Der Beamformer besitzt in dieser Richtung nur eine geringe Dämpfung, wodurch diese Reflexion nicht in die Auswertung des Reflexionsgrades mit einfließen darf.

Die nachstehende Abb. 4.10 stellt analog zur Abb. 4.9 die messtechnisch gewonnene Impulsantwort der Wandreflexionsmessung in den einzelnen Mikrofonpositionen dar. Wie bereits im Kapitel 2 detailliert beschrieben wurde, erfolgt die Impulsantwortmessung mit einem log. Sinus-Sweep als Anregungssignal. Nach Subtraktion des Direktschalls, Korrektur der Ausbreitungsdämpfung und Anwendung des beam-steering-delays gelangt man zu folgenden Impulsantworten.

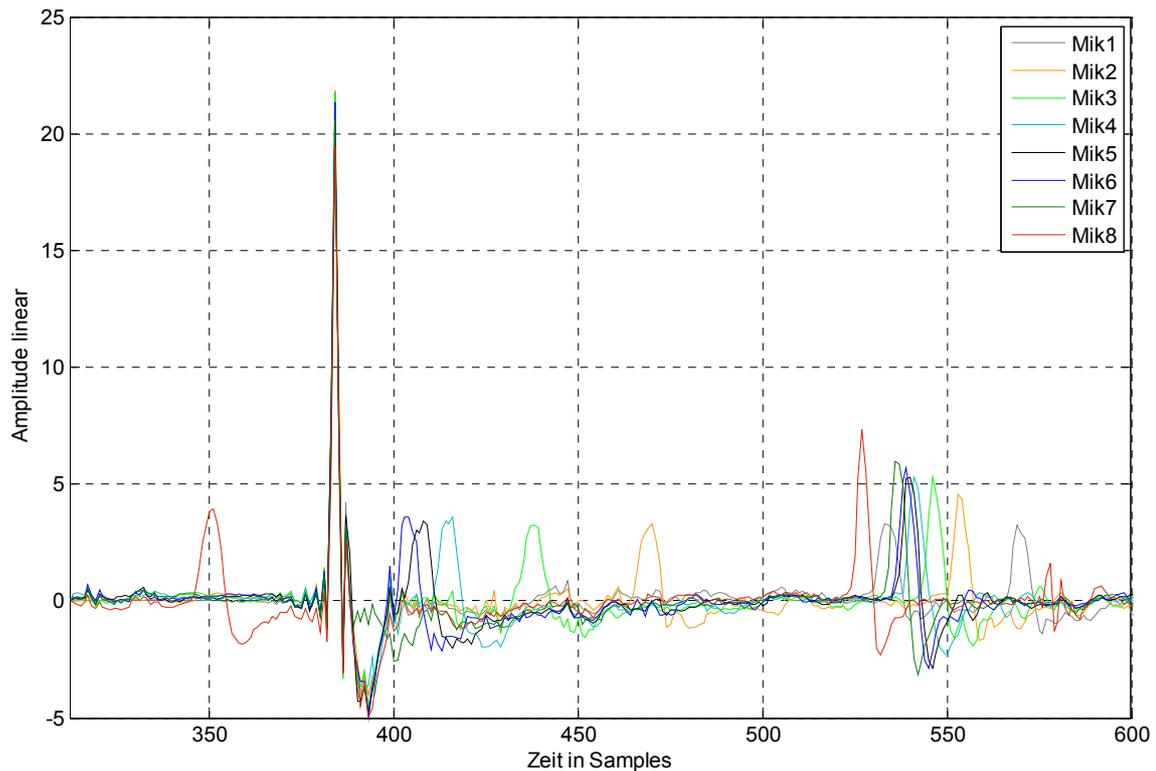


Abb. 4.10: Wandreflexionsmessung nach Subtraktion des Direktschalls, Korrektur der Ausbreitungsdämpfung und Anwendung des beam-steering-delays, für die einzelnen Mikrofonpositionen;

Der in obiger Abbildung dargestellte Zeitausschnitt der Impulsantworten wird in die Beamformerauswertung geführt. Dazu werden die Impulsantworten fouriertransformiert und mit dem störungsfreien Direktschall der Freifeldmessung entzerrt. Dies geschieht durch eine Division der komplexwertigen Spektren. Danach erfolgt die Multiplikation mit den in Abb. 4.2 dargestellten Beamformer-Gewichten im Frequenzbereich und die frequenzabhängige Mittelwertbildung entsprechend der Beamformer-Gewichte. Nach der Rücktransformation in den Zeitbereich gelangt man zu nachstehender Impulsantwort aus der Beamformermessung.

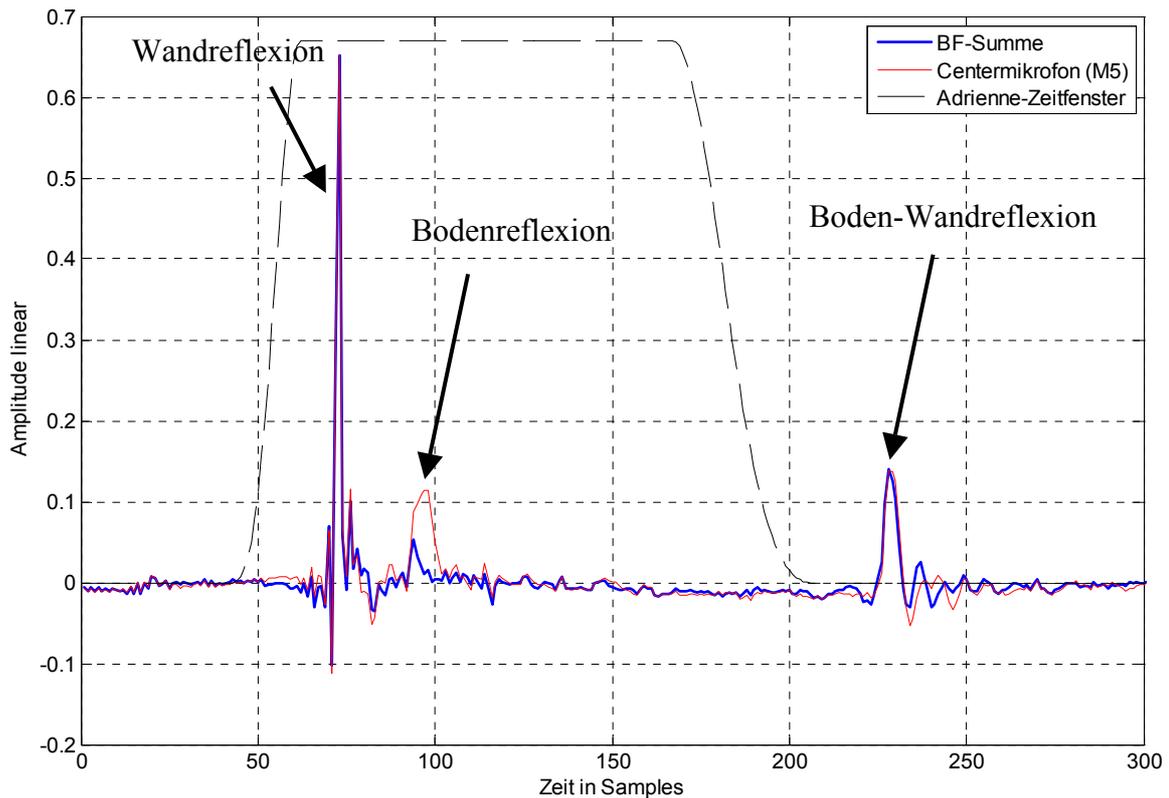


Abb. 4.11: direktschall-entzerzte Impulsantworten der Wandreflexionsmessung für das Centermikrofon (M5) und die Beamformer-Summe;

In Abb. 4.11 ist ersichtlich, dass sich die Richtcharakteristik des Beamformers dämpfend auf die kurz nach der Wandreflexion eintreffende störende Bodenreflexion auswirkt. Wohingegen die von schräg vorne auf das Mikrofonarray eintreffende störende Boden-Wand-Reflexion kaum eine Änderung erfährt. Dies liegt darin begründet, dass für diese Einfallrichtung die Richtcharakteristik des Beamformers eine geringe Dämpfung besitzt. Für die weitere Auswertung wird der in Abb. 4.11 dargestellte Bereich mit einem Adrienne-Fenster aus der gesamten Impulsantwort herausgeschnitten. Nach der Fouriertransformation mit 4096 Punkten und Quadrierung der Signale ergeben sich die in der nächsten Abbildung dargestellten Energiespektren. Die Darstellung beschränkt sich auf den Frequenzbereich oberhalb von 350 Hz, analog zur Fensterlänge des Adrienne-Zeitfensters von 134 Samples. Die Länge des Adrienne-Zeitfensters entspricht der „Aktiven Fläche“ am Prüfbjunkt und wird aus der Laufzeitdifferenz zwischen der frühesten Randreflexion der Prüffläche und der geometrischen Reflexion der Prüffläche ermittelt. Für die Beamformer-Anwendung ist die kürzeste Laufzeitdifferenz aller 8 Mikrofonpositionen für die Länge des Adrienne-Zeitfensters heranzuziehen. Zusätzlich wird ein Sicherheitsbereich von 10 Samples berücksichtigt.

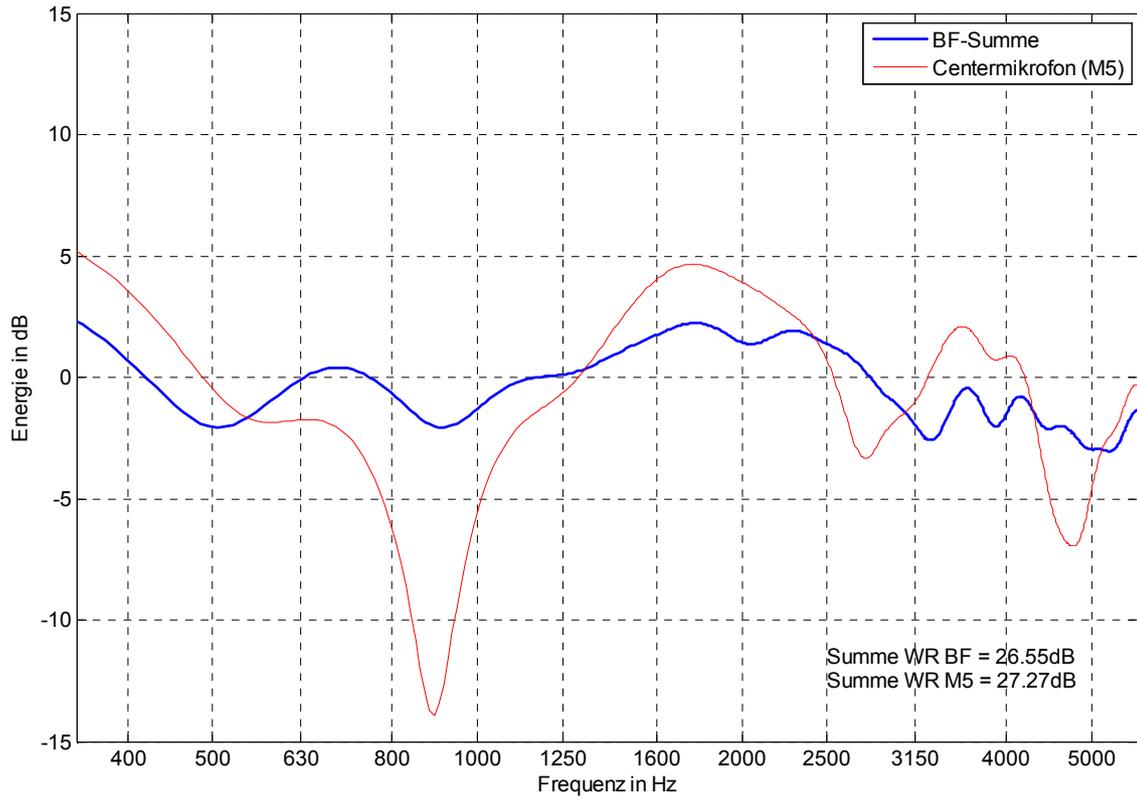


Abb. 4.12: Energiespektrum der Prüffläche mit störender Bodenreflexion im Centermikrofon (M5) und der Beamformer-Summe; Gesamtenergie für die Terzbänder 400 bis 5000 Hz;

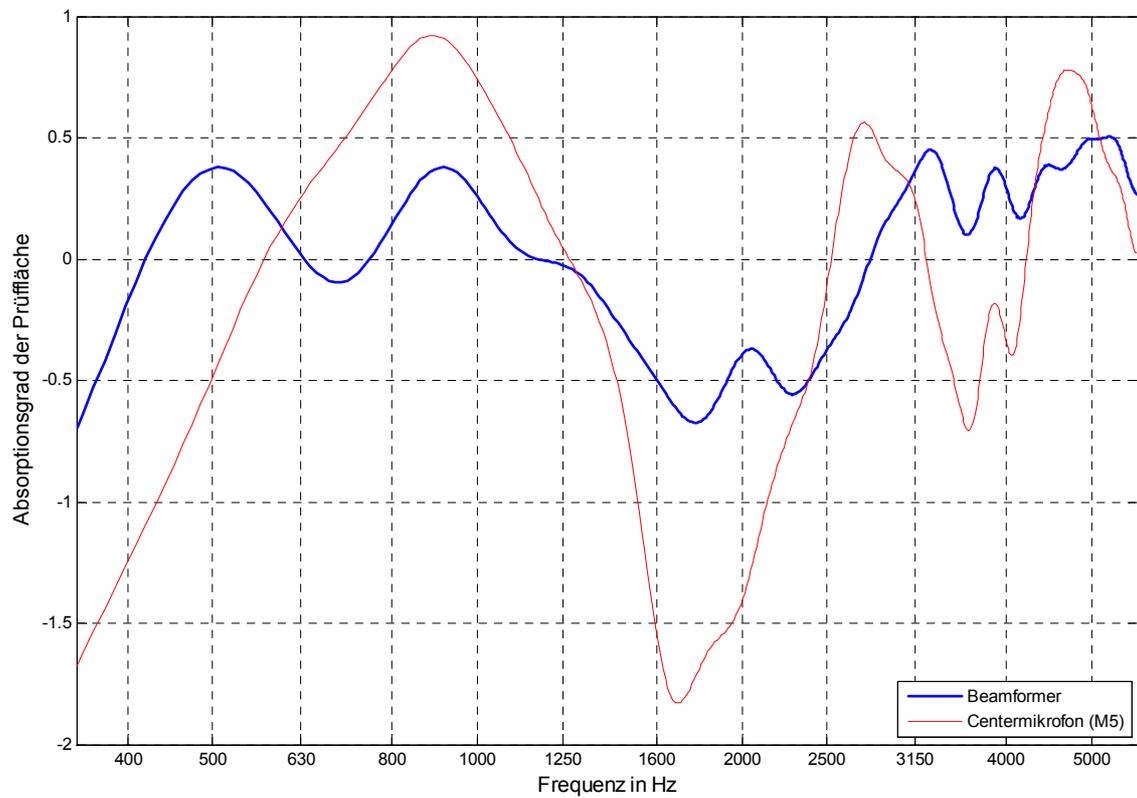


Abb. 4.13: Schallabsorptionsgrad α der Prüffläche (Stahlbeton) mit störender Bodenreflexion im Centermikrofon (M5) und der Beamformer-Summe;

Das Energiespektrum in Abb. 4.12 zeigt für das Centermikrofon (M5) einen stark schwankenden Verlauf, der sich als Kammfiltereffekt der ungedämpft einwirkenden Bodenreflexion erklärt. Durch den Zeitversatz der Bodenreflexion zur Wandreflexion berechnen sich die Einbrüche im Frequenzgang mit

$$f_{c,i} = \frac{f_s}{2 \cdot \Delta t} + (i-1) \cdot \frac{f_s}{\Delta t} \quad (4.7)$$

$f_s = 44100\text{Hz}$... Abtastfrequenz;

$\Delta t = 24\text{sp}$... Zeitversatz der Bodenreflexion zur Wandreflexion in Samples für die Mikrofonposition 5;

zu $f_{c,1} = 919\text{ Hz}$, $f_{c,2} = 2756\text{ Hz}$ und $f_{c,3} = 4594\text{ Hz}$.

Betrachtet man die Terzbänder 400 bis 5000 Hz, so berechnet sich der zugehörige Frequenzbereich mit 354 bis 5657 Hz. Bei einer FFT-Größe von 4096 Punkten und $f_s = 44,1\text{kHz}$ liegen in dem betrachteten Frequenzbereich 493 Frequenzpunkte. Eine ideale Reflexionsfläche mit $R = 1$ liefert bei jedem Frequenzpunkt die Energie von 0dB. Die Summe aller 493 Frequenzpunkte bringt somit die idealisierte Gesamtenergie von $10\log_{10}(493) = 26,93\text{dB}$. Vergleicht man diesen Wert mit den in der Abb. 4.12 ausgewiesenen gemessenen Gesamtenergiewerten für diesen Frequenzbereich so wird ersichtlich, dass diese vom dem idealen Wert nur geringfügig um ca. $\pm 0,35\text{ dB}$ abweichen. Diese Erkenntnis führt zum Schluss, dass bei der Messung einer schallharten Reflexionsfläche die Bodenreflexion zwar die Gesamtenergie nicht wesentlich beeinflusst (Anm.: bei absorbierenden Prüfflächen nicht der Fall), jedoch zu erheblichen Welligkeiten im Spektrum führt. Wie die Abb. 4.12 zeigt können diese Welligkeiten durch den Beamformer deutlich reduziert werden, wenngleich einzelne Frequenzpunkte Werte bis zu +2,2dB aufweisen. Da die Prüffläche nicht mehr Energie reflektieren kann als auf sie eintrifft, sind diese Werte physikalisch nicht möglich und führen wie in Abb. 4.13 dargestellt, zu negativen Absorptionsgraden von bis zu $\alpha = -0,67$ für die Beamformer-Anwendung.

Bei der Bildung von Terz- bzw. Oktavspektren werden die verbleibenden Welligkeiten im FFT-Spektrum in Folge der Mittlungswirkung reduziert.

Um die Wandreflexionsgrade ohne Beamformeranwendung in den einzelnen Mikrofonpositionen OHNE störende Bodenreflexion auswerten zu können, wird die Messapertur auf eine Höhe von $h_{LS} = 233\text{cm}$ angehoben. In nachstehender Abbildung sind die gemessenen Reflexionsfaktoren der Stahlbetonwand für die einzelnen Mikrofonpositionen im oberen Frequenzbereich ($> 1000\text{Hz}$) ausgewiesen.

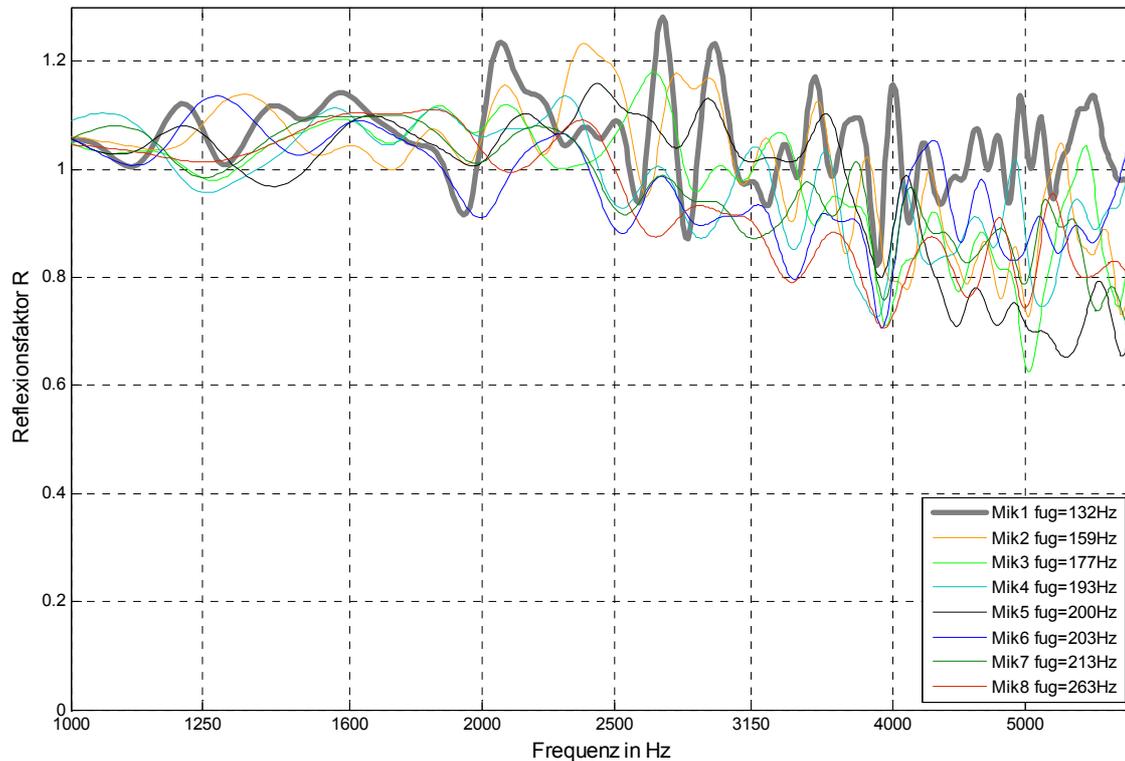


Abb. 4.14: gemessene Reflexionsfaktoren der Stahlbetonwand in den einzelnen Mikrofonpositionen für den oberen Frequenzbereich ($> 1000\text{ Hz}$);

Auffällig bei obiger Abbildung ist, dass im Frequenzbereich größer 4000 Hz nur die Mikrofonposition 1 (graue dicke Linie) den zu erwartenden Reflexionsfaktor um $R = 1$ aufweist. An allen anderen Mikrofonpositionen nimmt der Reflexionsfaktor in diesem Bereich mit zunehmender Frequenz ab. Betrachtet man die Messgeometrie in Abb. 4.3 in Bezug auf die Wandreflexion, so kann dies durch die teilweise abschirmende Wirkung der Arrayapertur für die hinter dem Mikrofon 1 angeordneten restlichen Mikrofone erklärt werden.

Im nachfolgenden Abschnitt werden die Auswirkungen der Richtcharakteristik des Lautsprechers und des Beamformers, sowie der Adrienne-Fensterung der Aktiven Fläche auf den ermittelten Reflexionsfaktor der Prüffläche näher betrachtet.

4.1.4 Simulation der Einflussfaktoren in der Beamformermessung

Ziel dieses Abschnitts ist es, die Auswirkungen der theoretisch möglichen Einflussfaktoren bei der Reflexionsgradmessung mit Beamformer, auf dem Weg vom Lautsprecher über die Prüffläche bis zum Mikrofonarray festzustellen (Messgeometrie siehe Abb. 4.3). Beginnt man bei der Schallquelle so ist das Signal folgenden maßgeblichen Einflussfaktoren in chronologischer Reihenfolge ausgesetzt:

- 1) Richtcharakteristik des Lautsprechers
- 2) Schallausbreitungsdämpfung
- 3) Schallabsorptionsgrad der Prüffläche
- 4) Beschränkung der Prüffläche auf die Reflexion innerhalb der „Aktiven Fläche“
- 5) Adrienne-Fensterung der „Aktiven Fläche“
- 6) Richtcharakteristik des Beamformers

Die Simulation der Auswirkungen dieser Einflussfaktoren geschieht in der vorliegenden Arbeit mit einem wellentheoretischen Modell, welches bereits in Kapitel 3.3 bei der Ermittlung der Auswirkungen der Lautsprecherhrichtcharakteristik vorgestellt wurde. Im Unterschied dazu soll nun unter der idealisierten Annahme einer total reflektierenden Prüffläche (Schallabsorptionsgrad $\alpha = 0$) der in den einzelnen Mikrofonen des Arrays aufgenommene Schalldruck berechnet werden. Dabei wird das Spiegelquellenprinzip mit einer idealisierten Punktschallquelle (Quellenstärke = 1) und der Prüffläche als Spiegelebene angenommen. Der idealisierte empfangene Schalldruck [Pa] auf Grund der direkten $1/r$ -Ausbreitung von Spiegelquelle zum Mikrofonarray berechnet sich in den einzelnen Mikrofonpositionen zu:

$$\begin{aligned} p_{id,M1} &= 0,438 \\ p_{id,M2} &= 0,380 \\ p_{id,M3} &= 0,357 \\ p_{id,M4} &= 0,341 \\ p_{id,M5} &= 0,336 \\ p_{id,M6} &= 0,334 \\ p_{id,M7} &= 0,327 \\ p_{id,M8} &= 0,301 \end{aligned} \quad (4.8)$$

4.1.4.1 Richtcharakteristik des Lautsprechers

Die Beschreibung der Einflussfaktoren beginnt mit der Richtcharakteristik des Lautsprechers. Für die Beamformermessung wird ein kleiner Lautsprecher mit tropfenförmigen Gehäuse verwendet, um die Kantenreflexionen zu reduzieren. Die Vermessung der Richtcharakteristik mit der Impulsantwortmesstechnik brachte folgendes Ergebnis.

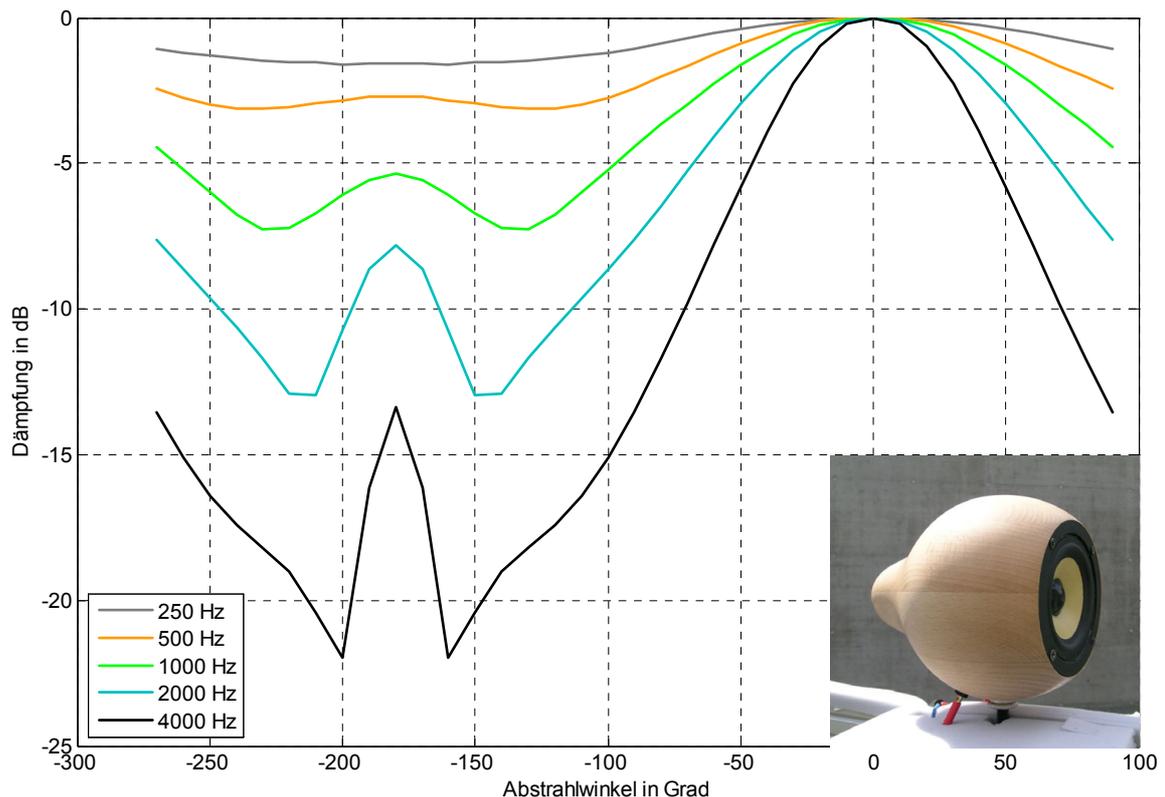


Abb. 4.15: gemessene Richtcharakteristik des tropfenförmigen Lautsprechers;

Die Simulation der Auswirkung der Lautsprecherrichtcharakteristik auf der Prüffläche wird mit der in Kapitel 4.1.3.2 beschriebenen Messgeometrie durchgeführt. Betrachtet man die einzelnen Teilflächen auf der Prüffläche (2cm Raster) so werden diese unter einem gewissen Abstrahlwinkel des Lautsprechers bezogen zur Lautsprecherachse beschallt. Jedem Abstrahlwinkel kann eine Dämpfung entsprechend der Richtcharakteristik des Lautsprechers zugeordnet werden. Aus nachstehender Abbildung geht hervor, dass beispielsweise die Randbereiche der max. möglichen aktiven Fläche unter einem Lautsprecherabstrahlwinkel von ca. 35° und mit einer damit einhergehenden richtcharakteristikbedingten Dämpfung von ca. 0,45dB bei 500 Hz beschallt werden.

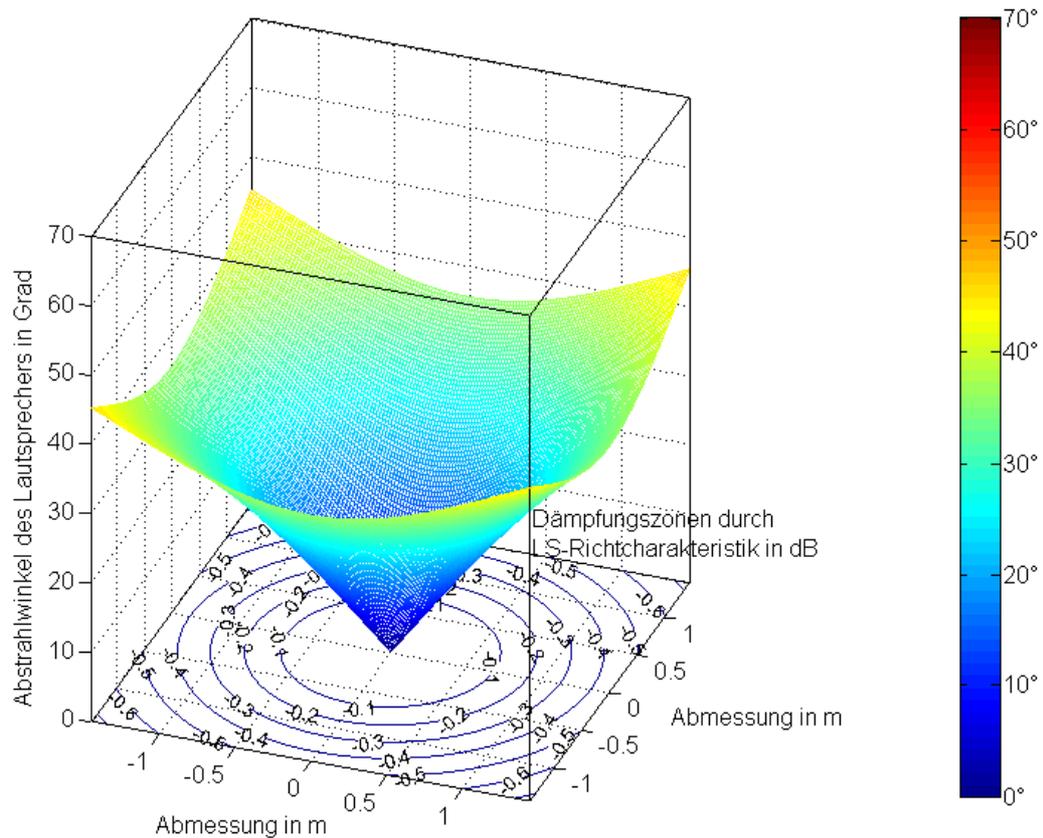


Abb. 4.16: Abstrahlwinkel des Lautsprechers unter dem die einzelnen Teilflächen am Prüfobjekt beschallt werden (Messhöhe $h_{LS} = 145$ cm); Angabe der zugehörigen Dämpfung der Richtcharakteristik des Lautsprechers bei 500 Hz;

Vergleicht man dazu die Abb. 4.15, so zeigt sich, dass mit zunehmender Frequenz auch die richtcharakteristikbedingte Dämpfung dieser Randbereiche zunimmt. Bei einer etwaigen höheren Messhöhe vergrößert sich auch die max. mögliche aktive Fläche, wodurch diese erweiterten Randbereiche auch mit einer größeren Dämpfung in Folge der Lautsprecherrichtcharakteristik beaufschlagt sind.

4.1.4.2 Schallausbreitungsdämpfung

In diesem Abschnitt soll die Auswirkung der Schallausbreitungsdämpfung auf die Reflexion an den einzelnen Teilflächen der Prüffläche veranschaulicht werden. Dies geschieht nicht mit einer wellentheoretischen Simulation, sondern einfach gem. dem $1/r$ -Ausbreitungsgesetz bei einer Quellenstärke von 1.

Das vom Lautsprecher ausgesendete Signal unterliegt auf seinem Ausbreitungsweg über die einzelnen Teilflächen der Prüffläche zu den einzelnen Mikrofonen des Arrays einer gewissen Ausbreitungsdämpfung. In der nachstehenden Abbildung ist der über die Reflexion an den einzelnen Teilflächen der Prüffläche theoretisch nach dem $1/r$ -

Ausbreitungsgesetz empfangene absolute Schalldruck in den äußersten Mikrofonpositionen 1 und 8 des Array dargestellt. Zusätzlich sind die Pegelminderungszonen auf der Prüffläche, welche sich aus dem Laufwegverhältnis der Reflexion an den einzelnen Teilflächen und der geometrischen Reflexion (Reflexionsweg mit kürzester Laufzeit) ergeben dargestellt.

$$\Delta Lg_{x,y} = 20 \cdot \log_{10} \left(\frac{r_{x,y}}{r_g} \right) \quad (4.9)$$

$r_{x,y}$... Ausbreitungsweg vom Lautsprecher über die einzelnen Teilflächen der Prüffläche zum Mikrofon;

r_g ... kürzester Ausbreitungsweg vom Lautsprecher über die Prüffläche zum Mikrofon (geometrische Reflexion);

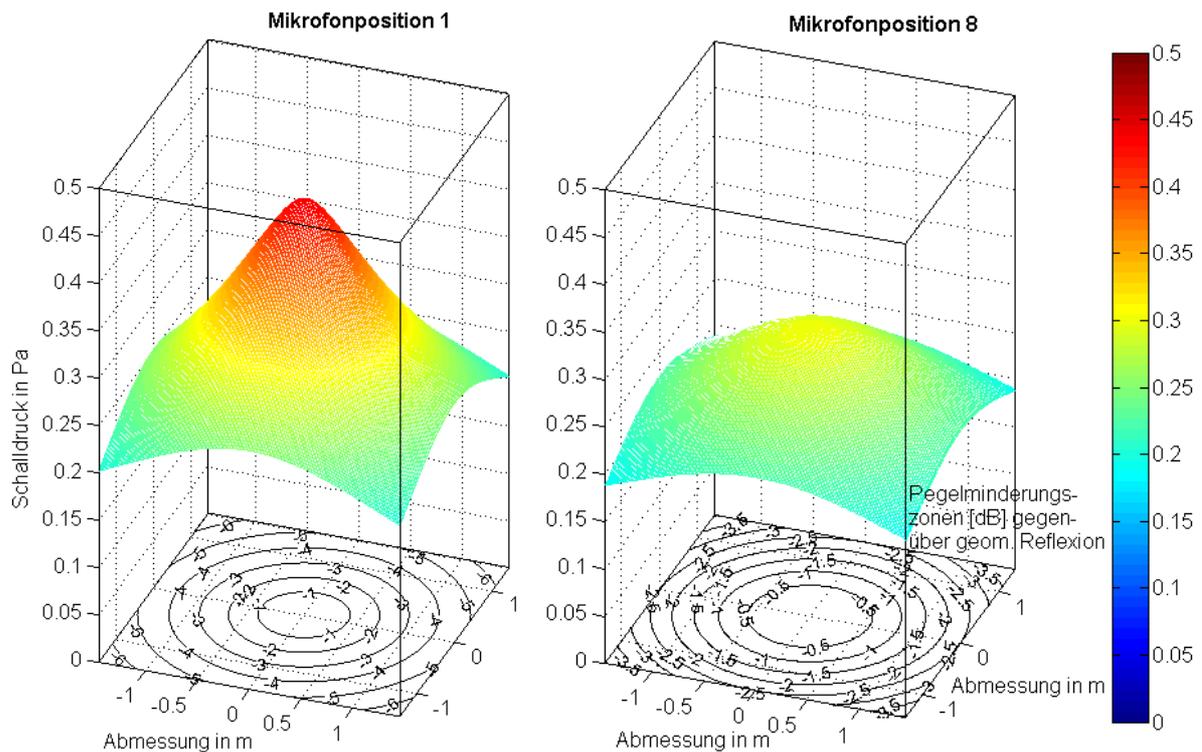


Abb. 4.17: In den Mikrofonpositionen 1 (linke Darstellung) und 8 (rechte Darstellung) in Folge der Laufwege über die Reflexion an den einzelnen Teilflächen der Prüffläche theoretisch nach dem $1/r$ -Ausbreitungsgesetz (Quellenstärke = 1) empfangener absolute Schalldruck; Pegelminderungszonen Lg [dB] in Bezug zur geometrischen Reflexion (Reflexionsweg mit kürzester Laufzeit);

Das Mikrofon 1 befindet sich am nächsten an der Prüffläche, weshalb es den höchsten Schalldruck der Reflexion aufweist. Da die Laufwegdifferenzen zwischen der geometrischen Reflexion und der Reflexion an den einzelnen Teilflächen der Prüffläche an

dieser Mikrofonposition am größten sind, sind auch die Auswirkungen der Ausbreitungsdämpfung über die Prüffläche hier am größten. Mit zunehmender Entfernung der Mikrofone von der Reflexionsfläche sinkt der empfangene Schalldruck und auch der Einfluss der Ausbreitungsdämpfung über die Prüffläche.

4.1.4.3 Beschränkung der Prüffläche auf die Reflexion innerhalb der „Aktiven Fläche“

Da das Beamformersignal aus der Summe aller Mikrofonsignale besteht, bestimmt die Mikrofonposition mit der kürzesten Laufzeitdifferenz zwischen den Reflexionen der einzelnen Teilflächen der Prüffläche und der geometrischen Reflexion die Größe der „Aktiven Fläche“ des Beamformers. Wie im vorigen Kapitel ausgeführt, ist dies die Mikrofonposition 8 des Arrays. Würde auf die unterschiedlichen Laufzeitdifferenzen bei der Ermittlung der „Aktiven Fläche“ des Beamformers nicht Rücksicht genommen werden und einfach die max. mögliche Laufzeitdifferenz an jeder Mikrofonposition verwendet werden, so würde die Beamformersumme der Prüfflächenreflexion zum Teil auch Reflexionen von Umgebungsflächen beinhalten.

4.1.4.4 Adrienne-Fensterung der „Aktiven Fläche“

Die in Kapitel 2.3.1.6 beschriebene Fensterung der Impulsantwort mit dem Adrienne-Fenster entspricht einem örtlichen sukzessiven Ausblenden der Reflexionen am Rand der „Aktiven Fläche“ der Prüffläche.

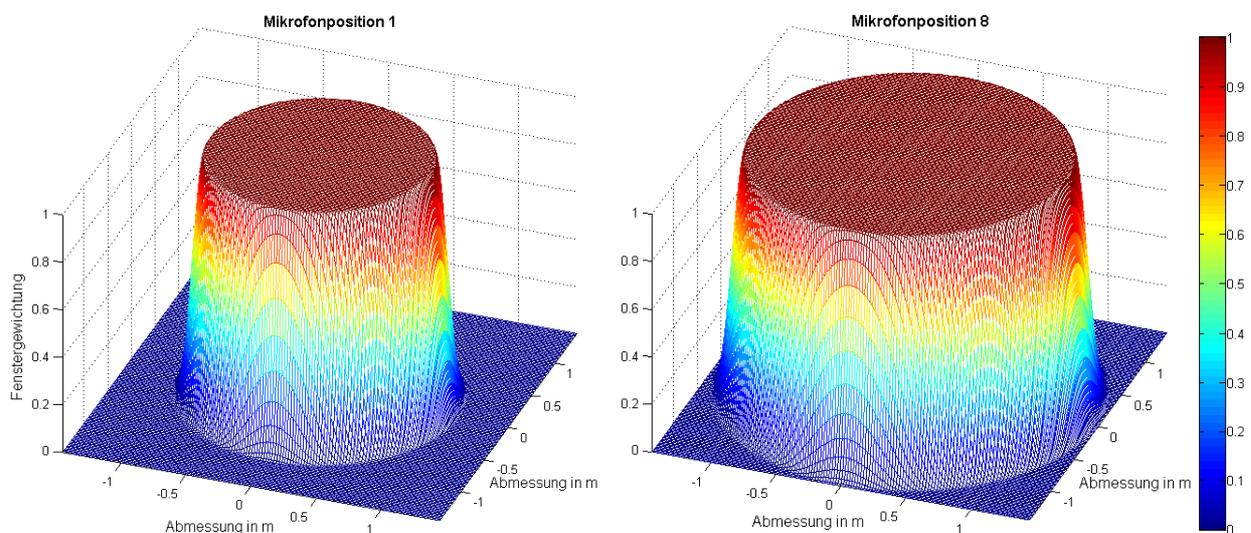


Abb. 4.18: örtliche Verteilung der Gewichte des Adrienne-Zeitfensters auf der „Aktiven Fläche“ der Prüffläche in den Mikrofonpositionen 1 (linke Darstellung) und 8 (rechte Darstellung);

Aus obiger Abbildung ist ersichtlich, dass die der Mikrofonposition 8 zugrundeliegende Laufzeitdifferenz der „Aktiven Fläche“ für alle anderen Mikrofonpositionen eine reduzierte „Aktive Fläche“ bedeutet.

4.1.4.5 Richtcharakteristik des Beamformers

Der letzte Punkt in der Beschreibung der Einflussfaktoren in der Beamformermessung bildet die Richtcharakteristik des Beamformers selbst. Die Simulation der Auswirkung der Beamformerrichtcharakteristik auf der Prüffläche wird mit den in Kapitel 4.1.2.2 beschriebenen Beamformereigenschaften durchgeführt. Im Sinne einer anschaulichen Darstellung ist der Aufnahmewinkel des Beamformers nun auf die Arrayachse bezogen und nicht wie in Kapitel 4.1.2.2 auf die Normale der Arrayachse.

Betrachtet man die einzelnen Teilflächen auf der Prüffläche, so werden diese unter einem gewissen Aufnahmewinkel des Beamformers bezogen zur Beamformerachse aufgenommen.

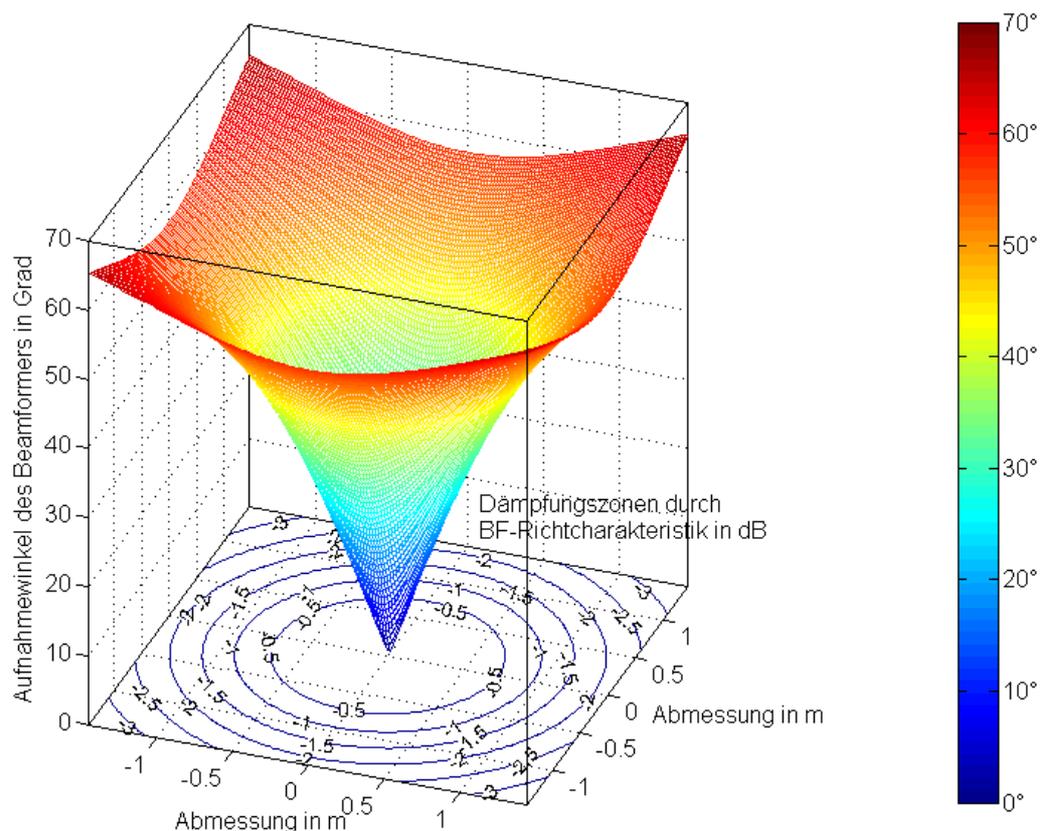


Abb. 4.19: Aufnahmewinkel des Beamformers unter dem die einzelnen Teilflächen am Prüfobjekt aufgenommen werden (Messhöhe $h_{LS} = 145$ cm); Angabe der zugehörigen Dämpfung der Richtcharakteristik des Beamformers bei 500 Hz;

Jedem Aufnahmewinkel kann eine Dämpfung entsprechend der Richtcharakteristik des Beamformers zugeordnet werden. Aus obiger Abbildung geht hervor, dass beispielsweise

die Randbereiche der max. möglichen aktiven Fläche unter einem Beamformeraufnahmewinkel von ca. 57° und mit einer damit einhergehenden richtcharakteristikbedingten Dämpfung von ca. 2,25 dB bei 500 Hz aufgenommen werden.

4.1.4.6 Zusammenführen der Einflussfaktoren in der wellentheoretischen Simulation

Basierend auf den im Kapitel 3.3 beschriebenen Grundlagen der wellentheoretischen Simulation werden nun die in den vorangegangenen Unterkapiteln beschriebenen Einflussfaktoren mit der wellentheoretischen Simulation zusammengeführt. Anschließend werden die Auswirkungen der Einflussfaktoren auf den theoretisch ermittelten Reflexionsgrad einer totalreflektierenden Prüffläche diskutiert.

Bei einer Quellenstärke von 1 berechnet sich mit der im Kapitel 4.1.3.2 beschriebenen Messgeometrie folgende wellentheoretisch mit dem Rayleighintegral 1 ermittelte und von der Mikrofonposition 5 aus betrachtete Schalldruckverteilung auf der Prüffläche.

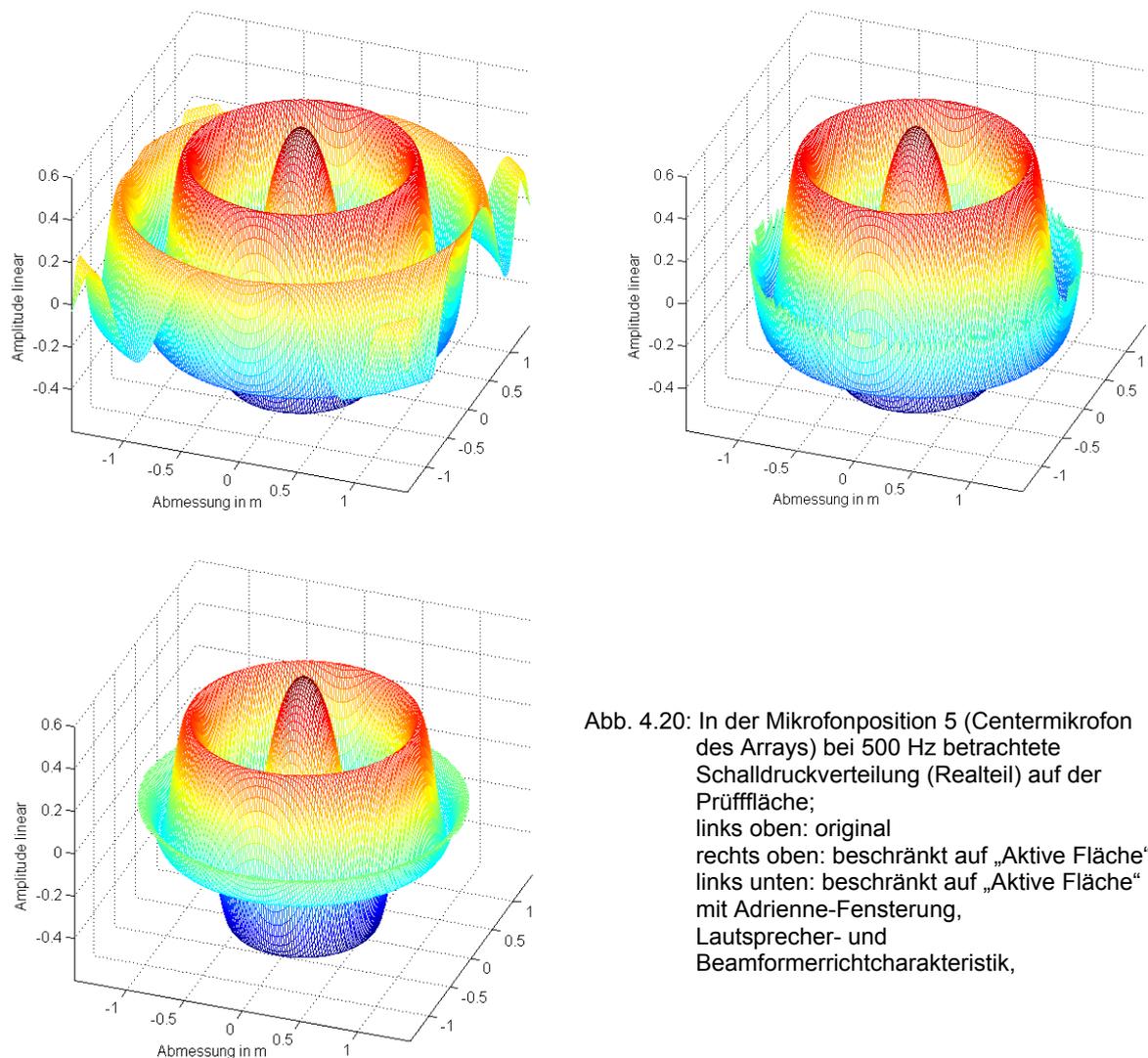


Abb. 4.20: In der Mikrofonposition 5 (Centermikrofon des Arrays) bei 500 Hz betrachtete Schalldruckverteilung (Realteil) auf der Prüffläche;
 links oben: original
 rechts oben: beschränkt auf „Aktive Fläche“
 links unten: beschränkt auf „Aktive Fläche“ mit Adrienne-Fensterung, Lautsprecher- und Beamformerrichtcharakteristik,

In der obigen Abbildung ist der Realteil des komplexen Schallfeldes der Simulationsberechnung dargestellt. Die feine Rasterung der Prüffläche simuliert die Sekundärschallquellen der Wellentheorie. Zum empfangenen Schalldruck in der Mikrofonposition gelangt man, indem diese komplexen Sekundärschallquellen nach Betrag und Phase für jede Analysefrequenz addiert werden. Die Simulation bringt somit mit einer Frequenzauflösung von 50 Hz folgendes Ergebnis des Summenschalldrucks.

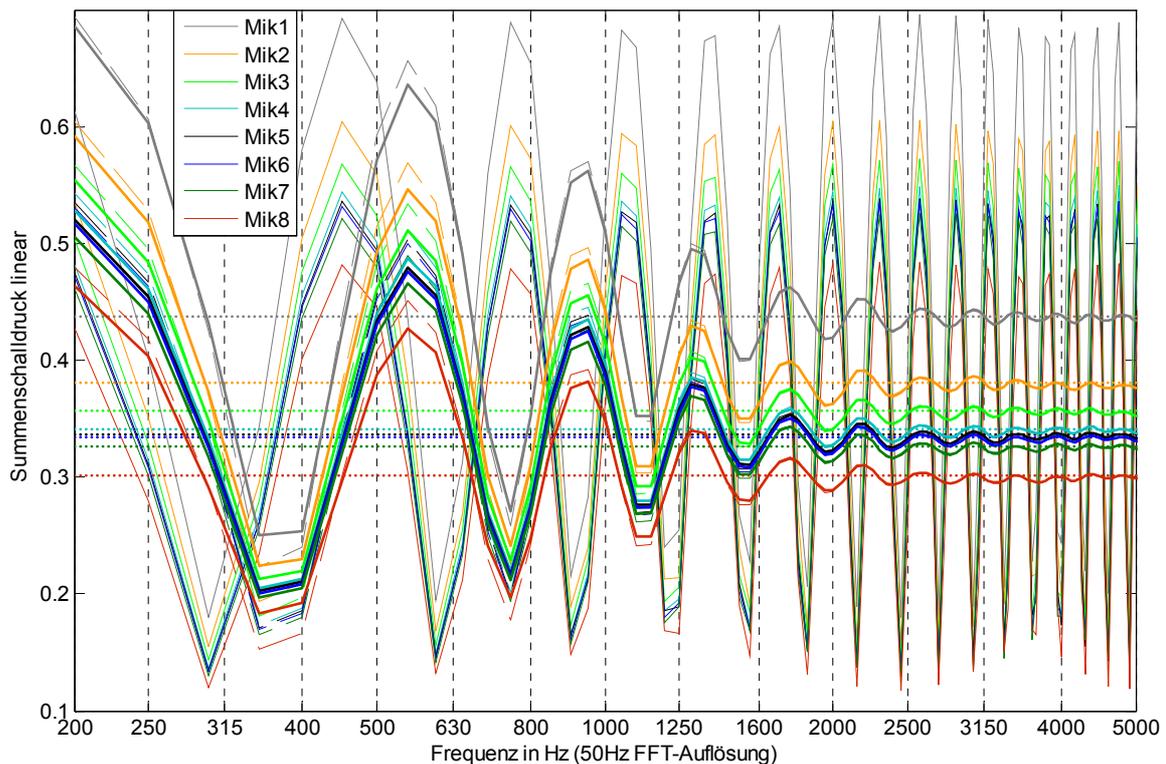


Abb. 4.21: wellentheoretisch mit dem Rayleighintegral 1 berechneter Summenschalldruck in den Mikrofonpositionen 1 bis 8 für die Messgeometrie $h_{LS} = 145\text{cm}$ und $d_{PFM1} = 25\text{cm}$; Folgende Korrekturfunktionszustände sind dargestellt:

- (-dünn) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“, analog zu Abb. 4.20 rechts oben;
- (--dünn) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“ und ortsbezogene Fensterung wie in Abb. 4.18 dargestellt;
- (-dick) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“, ortsbezogene Fensterung und Berücksichtigung der Richtcharakteristik des Lautsprechers und des Beamformers (siehe auch Abb. 4.16 und Abb. 4.19), analog zu Abb. 4.20 links unten;
- (... dick) idealisierter empfangener Schalldruck [Pa] auf Grund der direkten $1/r$ -Ausbreitung von Spiegelquelle zum Mikrofonarray;

Die obige Abbildung zeigt, dass die Beschränkung der „Aktiven Fläche“ auf einen zentrischen kreisrunden Bereich (bei 90° Beschallung) zu starken zyklischen Schwankungen des Summenschalldrucks im Spektrum führt. Dies lässt sich durch die frequenzabhängig abwechselnd konstruktiv und destruktiv auswirkenden Interferenzerscheinungen der Fresnel'schen Zonen erklären. Dies sind Zonen, die nach dem Huygen'schen Prinzip jeweils Schalldruckanteile von nahezu gleicher Amplitude aber mit abwechselnder entgegengesetzter Phase liefern [9]. Wird diese „Aktive Fläche“ nun örtlich ausgeblendet (Adrienne-Fensterung), so werden die spektralen Welligkeiten mit

zunehmender Frequenz reduziert. Eine Erklärung dafür liefert das Modell der Fresnel'schen Zonen, welches mit guter Näherung davon ausgeht, dass die Wirkung einer Zone durch die Summe der halben Nachbarzonen kompensiert wird. Bei einer sehr großen Platte (Betrachtung ist frequenzabhängig) bleibt dann schließlich nur die halbe innerste und die halbe äußerste Zone übrig. Die Wirkung Letzterer kann auf Grund der Divergenz bei sehr großen Platten vernachlässigt werden. Das Zusammenspiel benachbarter Fresnel'schen Zonen wird mit zunehmender Zonenzahl durch das örtliche Ausblenden stabilisiert, weshalb mit zunehmender Frequenz die Welligkeiten des Summenschalldrucks abnehmen. Ähnliche Auswirkungen wie die Adrienne-Fensterung, wenngleich mit deutlich geringerer Wirkung haben die Richtcharakteristiken des Lautsprechers und des Beamformers auf den Summenschalldruck.

Fasst man die schmalbandige Darstellung in Terzspektren zusammen, so gelangt man beispielsweise für Mikrofonposition 5 (Centermikrofon) zu folgendem Ergebnis.

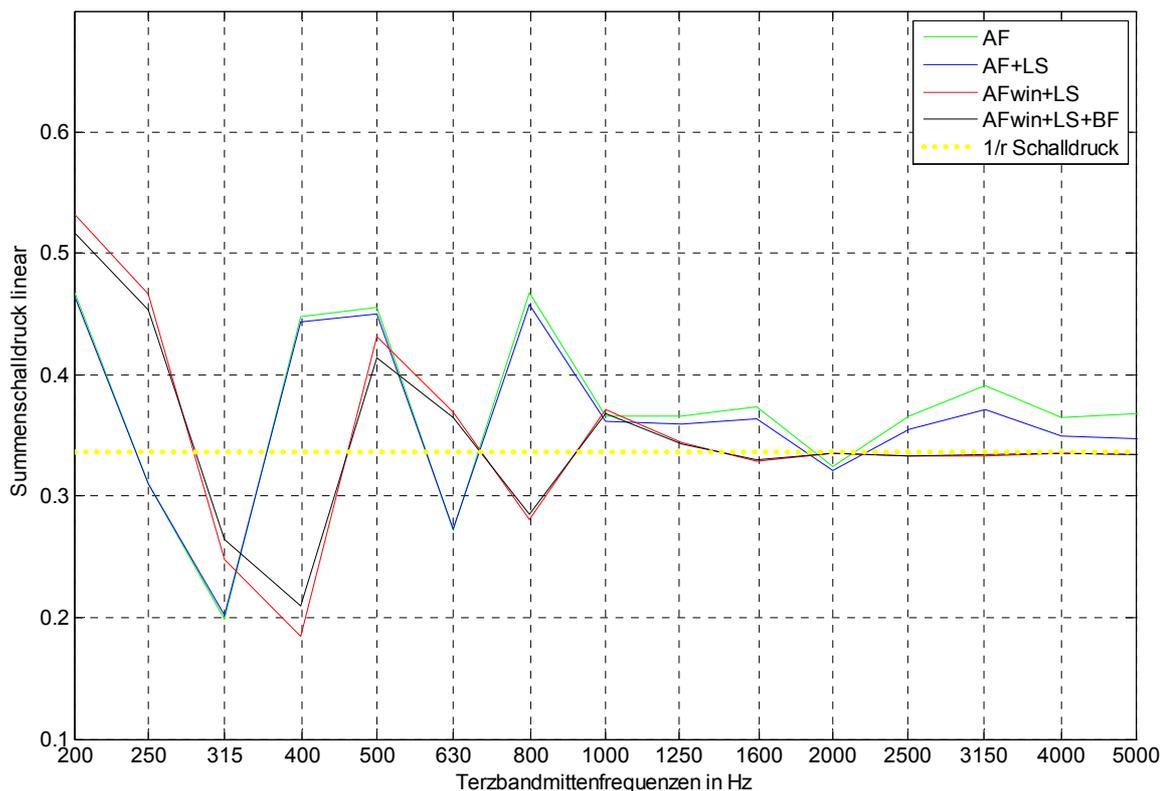


Abb. 4.22: Terzspektrum des wellentheoretisch mit dem Rayleighintegral 1 berechneten Summenschalldrucks für die Mikrofonposition 5 mit der Messgeometrie $h_{LS} = 145\text{cm}$ und $d_{PFM1} = 25\text{cm}$; Folgende Korrekturfunktionszustände sind dargestellt:

- (grün) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“
- (blau) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“, inkl. Lautsprecherrichtcharakteristik
- (rot) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“ mit ortsbezogene Fensterung, inkl. Lautsprecherrichtcharakteristik;
- (schw.) Summenschalldruck beschränkt auf „Aktive Fläche“ mit ortsbezogene Fensterung, inkl. Lautsprecher- und Beamformerrichtcharakteristik;
- (gelb...) idealisierter empfangener Schalldruck [Pa] auf Grund der direkten 1/r-Ausbreitung von Spiegelquelle zum Mikrofonarray;

Durch die Bildung von Terzspektren glättet sich der Frequenzverlauf zu hohe Frequenzen hin. Dadurch wird erkennbar, dass der wellentheoretisch ermittelte Summenschalldruck (grüne Kurve in Abb. 4.22) größer als der idealisiert mit dem $1/r$ -Ausbreitungsgesetz (gelb-punktierte Kurve in Abb. 4.22) berechnete Schalldruck ist. Die Lautsprecherrichtcharakteristik wirkt sich ein wenig im oberen Frequenzbereich aus, was sich in einer Reduktion des Summenschalldrucks äußert (blaue Kurve in Abb. 4.22). Der Vergleich dieser beiden Kurven entspricht dem in Kapitel 3.3 untersuchten Einfluss der Lautsprecherrichtcharakteristik in der In-situ Messung. In dieser vorangegangenen wellentheoretischen Untersuchung wurde weder der Einfluss der örtlichen Ausdehnung des Adrienne-Fensters noch ein Vergleich mit der idealisierten $1/r$ -Ausbreitung durchgeführt.

Die Einführung des örtlichen Ausblendens durch das Adrienne-Fenster in der aktuellen Simulationsberechnung (rote Kurve in Abb. 4.22) zeigt, dass sich der berechnete Summenschalldruck sehr gut dem idealisierten Schalldruck der $1/r$ -Ausbreitung annähert. Die weitere Berücksichtigung der Richtcharakteristik des Beamformers führt zu keiner wesentlichen Veränderung des Summenschalldrucks (schwarze Kurve in Abb. 4.22).

Bei der beabsichtigten Messung des Reflexionsgrades einer Prüffläche sollen nur die akustischen Eigenschaften des Materials gemessen werden. Durch die Wahl des Reflexionsfaktors von $R=1$ in der Simulation, sind die Abweichungen des wellentheoretisch berechneten Summenschalldrucks vom idealisiert zu erwartenden Schalldruck gem. dem $1/r$ -Ausbreitungsgesetz, den geometrischen Abmessungen und den damit einhergehenden akustischen Effekten zuzuschreiben. Der wellentheoretisch OHNE Anwendung von Korrekturfunktionen berechnete Summenschalldruck liegt im gesamten Frequenzbereich über dem zu erwartenden Schalldruck. Dies liegt darin begründet, dass die Abmessungen der Prüffläche zu klein sind, um dem Modell einer sehr großen Platte gerecht zu werden. Die dadurch fehlenden Divergenzerscheinungen für entfernte Fresnel'sche Zonen und eine damit einhergehende Stabilisierung des spektralen Summenschalldrucks wird offensichtlich durch die örtliche Ausblendung mit dem Adrienne-Fenster nahezu kompensiert. Das messtechnisch ausgewertete Signal ist mit all diesen Korrekturfunktionen automatisch beaufschlagt. Für die gemessene Impulsantwort bedeutet dies somit, dass man OHNE Korrektur der Lautsprecher- bzw. Beamformerrichtcharakteristik sowie der örtlichen Ausdehnung des Adrienne-Fensters und der Pegelminderung von Randzonen bezogen zum geometrischen Reflexionsweg, der idealisiert zur erwartenden $1/r$ -Ausbreitung am nächsten kommt.

Aus den in den letzten Abbildungen ausgewiesenen Summenschalldrücken lässt sich der

wellentheoretisch mit dem Rayleighintegral 1 bzw. 2 berechnete Reflexionsfaktor im Terzspektrum wie folgt darstellen.

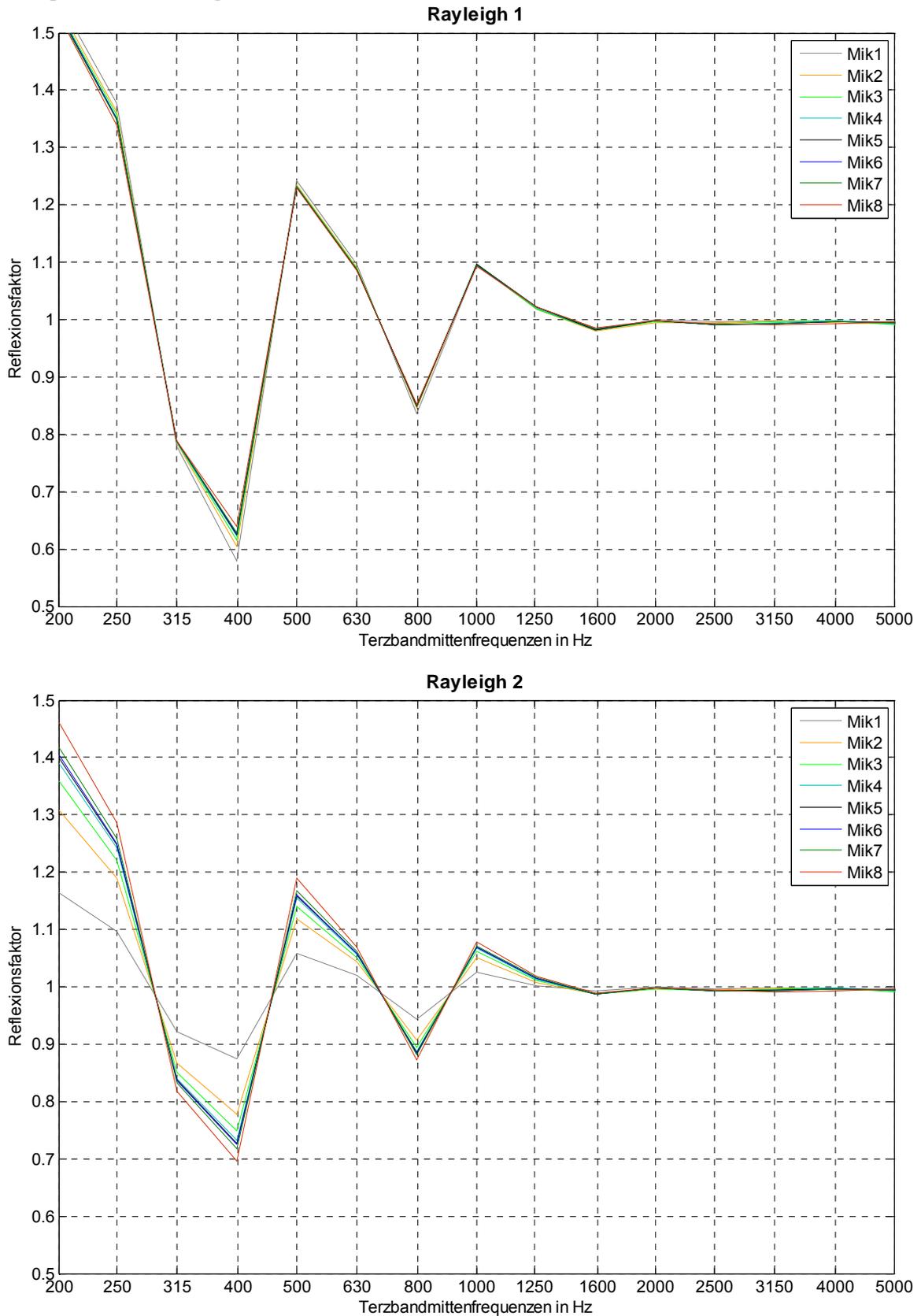


Abb. 4.23: wellentheoretisch mit Rayleigh 1 (oben) und Rayleigh 2 (unten) berechneter Reflexionsfaktor der Prüffläche, inkl. aller betrachteter Korrekturfunktion

Wie bereits in Kapitel 3.3 ausführlich erklärt, liegt der Unterschied in der wellentheoretischen Berechnung des Rayleighintegrals 1 und des Rayleighintegrals 2 darin, dass Erstes von einer Monopolquellenverteilung und Zweites von einer Dipolquellenverteilung der Sekundärschallquellen auf der Oberfläche ausgeht. Der Summenschalldruck mit Rayleigh 1 berechnet sich somit aus einer Normalschnelleverteilung und mit Rayleigh 2 aus einer Schalldruckverteilung des einfallenden Schallfeldes auf der Reflexionsfläche. Wie aus Abb. 4.23 hervorgeht, erhält man mit beiden Ansätzen im oberen Terzbandfrequenzbereich einen wellentheoretisch berechneten Reflexionsfaktor von $R \approx 1$ für eine totalreflektierende Oberfläche. Mit abnehmender Frequenz bleiben vermehrt Welligkeiten im Reflexionsfaktor bestehen, die auf zu wenig Fresnel'sche Zonen innerhalb der kreisrunden „Aktiven Fläche“ am Prüfobjekt zurückzuführen sind.

4.1.4.7 Erkenntnisse aus der Beamformer-Messung

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass mit dem entwickelten Beamformer der Energieeintrag der Bodenreflexion in die Wandreflexionsmessung zwar deutlich reduziert werden konnte, wenngleich die verbleibende geringe Bodenreflexion ausreicht, um Welligkeiten im Frequenzgang zu erzeugen, die keine eindeutige Bestimmung des Absorptionsgrades der Prüffläche zulassen. Durch die Bildung von Terz- bzw. Oktavspektren werden die Welligkeiten in Folge der Mittlungswirkung reduziert. Weitere signaltheoretische Lösungen, mit denen es möglich ist die Welligkeiten im Frequenzgang zu reduzieren und die auch in Kombination mit der Beamformer-Technik angewendet werden können, werden in Kapitel 4.2 behandelt.

Betreffend der wellentheoretischen Simulation der Einflussfaktoren in der Beamformermessung ist zusammenfassend festzuhalten, dass der wellentheoretisch OHNE Anwendung von Korrekturfunktionen berechnete Summenschalldruck im gesamten Frequenzbereich über dem zu erwartenden Schalldruck liegt. Die Berücksichtigung des örtlichen Ausblendens durch das Adrienne-Fenster in der Simulationsberechnung zeigt, dass sich der berechnete Summenschalldruck sehr gut dem idealisierten Schalldruck der $1/r$ -Ausbreitung annähert. Die Richtcharakteristik des Lautsprechers und des Beamformers bewirken einen ähnlichen Effekt, wenngleich die Auswirkungen deutlich geringer ausfallen. Da das messtechnisch ausgewertete Signal mit all diesen Korrekturfunktionen automatisch beaufschlagt ist, kommt man OHNE Korrektur dieser Einflussfaktoren der idealisiert zur erwartenden $1/r$ -Ausbreitung am nächsten.

4.2 Cepstrale Techniken in der Reflexionsgradmessung

4.2.1 Grundlagen zur Cepstral-Analyse

Die Cepstral-Analyse hat ihren Ursprung in den 60er Jahren als Bogart, Healy und Tukey ihren grundlegenden Artikel [5] „The quefrenzy analysis of time series for echoes: Cepstrum, pseudo-autovariance, cross-cepstrum, and saphe cracking“ veröffentlichten. Sie stellten fest, dass die spektrale Leistungsdichte eines echobehafteten Signals mit einem periodischen Modulationsanteil versehen ist. Nach der inversen Fouriertransformation des logarithmierten Spektrums gelangt man zum Cepstrum. Dort werden die periodischen Spektralkomponenten durch starke Spitzen im Cepstrum deutlich.

In Anlehnung an die signaltheoretischen Eigenschaften der Cepstral-Analyse wurde in [5] folgende auszugsweise angeführte Terminology der Begriffe festgelegt:

Spektrum	⇒	Cepstrum
Frequenz	⇒	Quefrenz
Harmonics	⇒	Rahmonics
Filterung	⇒	Lifterung

Ziel dieses Abschnitts ist es, die der Lautsprecherimpulsantwort $l(n)$ und der nützlichen Prüfflächenreflexion $r_N(n)$ überlagerten störenden Raumreflexionen $r_S(n)$ im Cepstralbereich zu beseitigen, ohne die tieffrequent ausschwingenden Anteile von $l(n)$ und $r_N(n)$ maßgeblich zu beeinflussen. Die nach der Messung erhaltene gesamte Impulsantwort $h_R(n)$ des Lautsprecher-Raum-Mikrofon Systems setzt sich wie folgt zusammen:

$$h_R(n) = l(n) \otimes r(n) \otimes m(n) \quad (4.10)$$

$$r(n) = r_N(n) + r_S(n) \quad (4.11)$$

Der Teil der Lautsprecher-Mikrofon (LM) Impulsantwort muss aus $h_R(n)$ extrahiert werden. Unter Verwendung des komplexen Cepstrums kann die Faltung des LM-Systems mit $r(n)$ folgendermaßen rückgängig gemacht werden:

Das komplexe Cepstrum einer Folge $h_R(n)$ ist definiert als die inverse z-Transformierte des komplexen Logarithmus von der z-Transformierten der Folge.

$$h_R(n) \xrightarrow{z} H_R(z) \xrightarrow{\log} \log[H_R(z)] \xrightarrow{z^{-1}} \hat{h}_R(n) \quad (4.12)$$

Die Terme der einzelnen Zwischenschritte berechnen sich zu

$$H_R(z) = L(z) \cdot R(z) \cdot M(z) \quad (4.13)$$

$$\hat{H}_R(z) = \log[L(z) \cdot R(z) \cdot M(z)] = \hat{L}(z) + \hat{R}(z) + \hat{M}(z) \quad (4.14)$$

$$\hat{h}_R(n) = \hat{l}(n) + \hat{r}(n) + \hat{m}(n) \quad (4.15)$$

Die Bildung des Logarithmus von $H_R(z)$ führt die multiplikative Verknüpfung von $L(z)$, $R(z)$ und $M(z)$ in eine additive Verknüpfung über. Das komplexe Cepstrum $\hat{h}_R(n)$ wird also durch die Summe der komplexen Cepstren $\hat{l}(n)$, $\hat{r}(n)$ und $\hat{m}(n)$ gebildet.

Für die Beseitigung der Raumreflexionen aus der LM-Impulsantwort, können folgende Eigenschaften des komplexen Cepstrums ausgenutzt werden:

- Besitzen $L(z)$ und $M(z)$ einen genügend flachen Frequenzgang, so konzentrieren sie sich in der cepstralen Domäne $\hat{l}(n)$ und $\hat{m}(n)$ nahe bei $n = 0$.
- Ist $r(n)$ minimalphasig und besitzt die Form

$$r(n) = \delta(n - n_0) + \sum_{i=1}^{\infty} r_i(n - n_i) \quad (4.16)$$

so gilt, dass

$$\begin{aligned} \hat{r}(n) &= 0 & n < n_1 - n_0 \\ \hat{r}(n) &\neq 0 & n \geq n_1 - n_0 \end{aligned} \quad (4.17)$$

Ein einfaches Signal mit einem einzigen Echo (Reflexion) kann wie folgt dargestellt werden:

$$x(n) = h(n) + s \cdot h(n - k) \quad (4.18)$$

wobei $h(n)$ eine Impulsantwort, k die Zeitverzögerung und s die Skalierung der Reflexion darstellen. Die Fouriertransformation von $x(n)$ lautet dann

$$\underline{X}(e^{j\theta}) = \underline{H}(e^{j\theta}) [1 + s \cdot e^{-j\theta k}] \quad (4.19)$$

Zur Berechnung des komplexen Cepstrums wird zunächst der komplexe Logarithmus angewendet.

$$\underline{\hat{X}}(e^{j\theta}) = \log_e |\underline{H}(e^{j\theta})| + \log_e [1 + s \cdot e^{-j\theta k}] \quad (4.20)$$

Es wird deutlich, dass $\underline{\hat{X}}(e^{j\theta})$ eine additive periodische Komponente mit der „Frequenz“ k beinhaltet. Unterzieht man $\underline{\hat{X}}(e^{j\theta})$ der inversen Fouriertransformation so gelangt man in den Cepstralbereich und erkennt deutliche Spitzen bei Vielfachen von k .

Für Signale, die sich langsam ändern, fällt das Cepstrum sehr schnell ab. Eine Frequenzantwort eines Lautsprechers stellt ein solches Signal für mittlere Frequenzen dar. Die Welligkeit zu hohen Frequenzen hin ist eine Folge der Raumreflexionen und werden im Cepstrum zu höheren Quefrenzen hin dargestellt. Das Absinken der Frequenzantwort im oberen Frequenzbereich kann ebenfalls als langsame Änderung betrachtet werden, wenn man die logarithmische Darstellung berücksichtigt. Im Bass Roll-Off-Bereich des Lautsprechers ändert sich die Frequenzantwort jedoch sehr schnell, was zu einer Aufweitung des Cepstrums führt.

4.2.2 Anwendung des Cepstrums in der Reflexionsgradmesstechnik

Die maximale Impulsantwortlänge des relevanten Teiles in der Reflexionsmessung wird durch die Laufzeitdifferenz zwischen spätester Reflexion an den Randflächen des Prüfobjektes und frühester (geometrischer) Reflexion am Prüfobjekt bestimmt. Diese Laufzeitdifferenz entspricht der Abbildung der sogenannten „Aktive Fläche“ auf der Prüffläche. Wird beispielsweise der Reflexionsgrad einer Wand gemessen, so setzt sich die zu analysierende Impulsantwort innerhalb des Zeitfensters der „Aktive Fläche“ üblicherweise aus folgenden Impulsantwortteilen zusammen:

- a) Direktschall
- b) Wandreflexion (nützliche Reflexion)
- c) störende Reflexionen 1. Ordnung (Boden, Decke, Seite,...)
- d) störende Reflexionen 2. Ordnung (Boden-Wand, Decke-Wand, etc.)
- e) event. störende Lautsprecherreflexion (Reflexion der rücklaufenden Wandreflexion am Lautsprecher)

Die Abb. 4.24 zeigt zwei ausgewählte Impulsantwortbeispiele aus den im vorigen Kapitel (Beamformer) beschriebenen mehrkanaligen Impulsantwortmessungen an einer Stahlbetonwand.

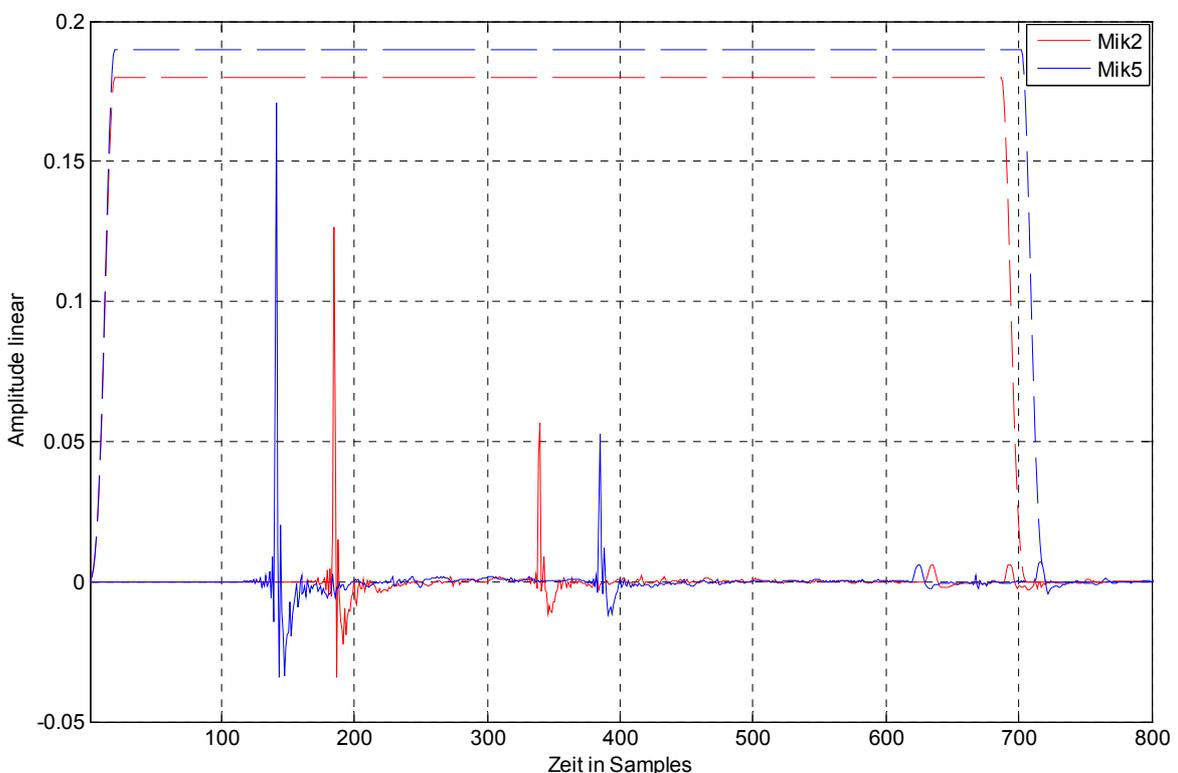


Abb. 4.24: ausgewählte Impulsantworten der Wandreflexionsmessung und Kennzeichnung der Bereiche der „Aktiven Fläche“ (- -) die ins Cepstrum transformiert werden.

Bei einer Abtastfrequenz von 44,1 kHz berechnen sich unter den gegebenen geometrischen Bedingungen folgende Zeitpunkte des Direktschalls und der Reflexionen in der Impulsantwort.

Beschreibung	Zeitpunkt in Samples	
	Mik 2	Mik 5
Direktschall	185	141
Wandreflexion	340	385
Bodenreflexion	635	624
Boden-Wandreflexion	692	716
Lautsprecherreflexion	712	668

Tab. 4.4: Zeitpunkte des Direktschalls und der Reflexionen in den betrachteten Impulsantworten

Störende Reflexionen, die vor dem Ende des Zeitfensters der „Aktiven Fläche“ am Mikrofon eintreffen, verursachen einen reduzierten Analysezeitbereich der Impulsantwort. Dies bringt ein Ansteigen der tiefsten aufzulösenden Analysefrequenz mit sich. Ziel der cepstralen Impulsantwortbearbeitung ist es, die störenden Reflexionen so weit zu beseitigen, dass die Impulsantwort innerhalb des gesamten möglichen Zeitfensters der „Aktiven Fläche“ ausgewertet werden kann.

Wie in obiger Abbildung bereits dargestellt wurde, muss die Impulsantwort samt Direktschall in die Cepstralanalyse einfließen. Dies liegt darin begründet, dass es nicht ausreicht das komplexe Cepstrum von Wandreflexion und nachfolgenden störenden Reflexionen zu bilden, da bei schallabsorbierenden Prüfflächen die Wandreflexion weniger Energie besitzen kann als die nachfolgenden störenden Reflexionen. Dies hat ein nicht minimalphasiges Verhalten des Cepstrums zur Folge. Eine Nicht-Minimalphasigkeit äußert sich in groben Verzerrungen des Cepstrums.

Wie von Baumann et al. [2] gezeigt wurde, ist allenfalls darauf zu achten, dass es auch bei Einbezug des Direktschalls in die Cepstralanalyse zu keinem nicht minimalphasigen Verhalten des Cepstrums kommt. Das kritische Analyseverhältnis wird dabei so definiert, dass die Gesamtenergie der Reflexionen nicht höher sein sollte als die des Direktschalls. Ein ungünstiges Beispiel dafür wären lange Laufzeiten des Direktschalls und kurz darauf eintreffende Reflexionen von schallharten Reflexionsflächen. Falls notwendig ist in der gegenständlichen Anwendung die Länge der ins Cepstrum einfließenden Impulsantwort zu beschränken. Dies hätte jedoch ein Ansteigen der unteren Analysefrequenz zur Folge, da nicht das gesamte Zeitfenster der „Aktiven Fläche“ zur Auswertung zur Verfügung steht.

In der gegenständlichen Untersuchung setzt sich das komplexe Cepstrum somit aus dem abklingenden Direktschall und der periodischen Fortsetzung jeder einzelnen Reflexion mit der Periodendauer aus der Zeitdifferenz zwischen der jeweiligen Reflexion und dem Direktschall zusammen. Die nachstehende Abbildung zeigt die Cepstren der ausgewählten Impulsantwortbeispiele.

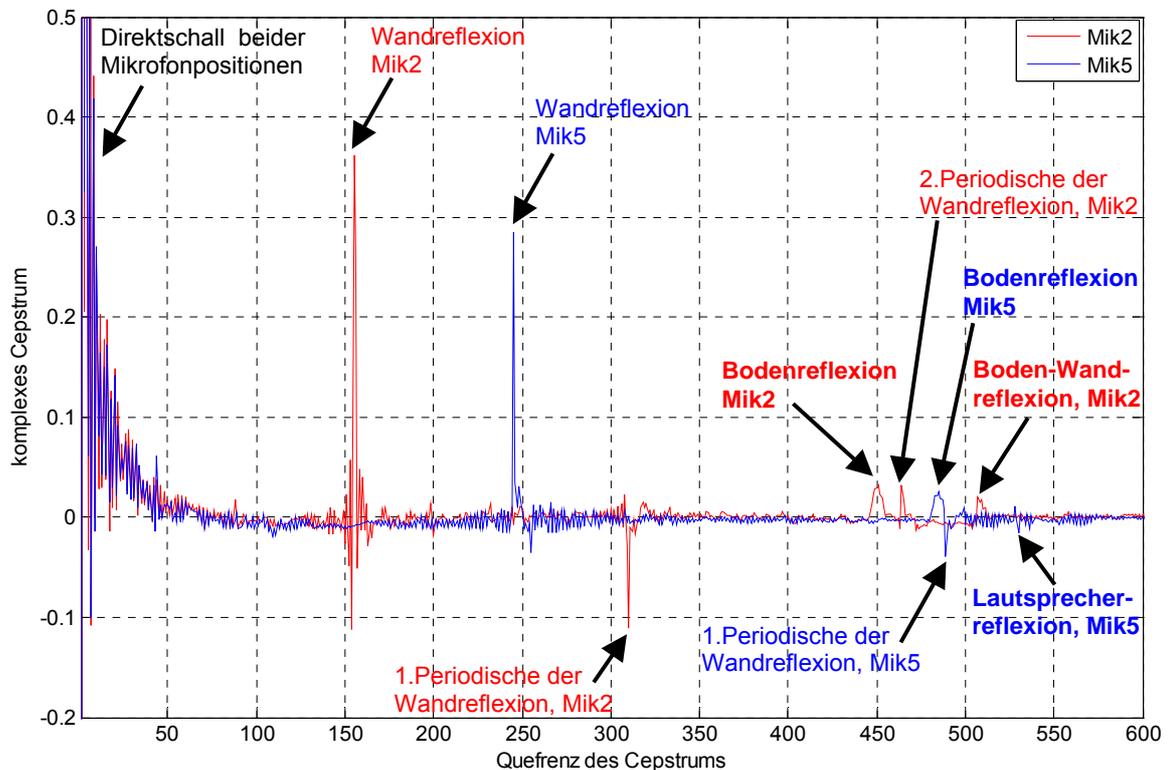


Abb. 4.25: komplexe Cepstren der ausgewählten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexionsmessung

Im Gegensatz zur Untersuchung von Salamouris [36] geht es bei der vorliegenden Arbeit nicht um die Analyse der Lautsprecherimpulsantwort, sondern um die Auswertung des Reflexionsgrades der Prüffläche, beispielsweise der Wandreflexion. Ziel der in den nächsten Abschnitten beschriebenen cepstralen Techniken ist es, die rund um die nützliche Reflexion auftretenden störenden Reflexionen im Cepstralbereich zu reduzieren bzw. zu beseitigen. Bei der Anwendung der cepstralen Techniken auf die störenden Reflexionen ist jedoch darauf zu achten, dass die nützliche Reflexion und all ihre periodischen Vielfachen nicht beeinträchtigt werden dürfen. Andernfalls kommt es zu cepstralen Artefakten in der rücktransformierten Impulsantwort im Zeitbereich, wodurch die Impulsantwort für die Reflexionsgradbestimmung unbrauchbar wird. Sollte sich eine störende Reflexion mit einer periodischen nützlichen Reflexion innerhalb des theoretisch möglichen Zeitfensters der „Aktive Fläche“ überlagern, so ist das cepstrale Liftering auf den Zeitbereich VOR dieser Überlagerung zu beschränken. Diese Beschränkung bringt jedoch wieder ein

kürzeres Analysezeitfenster und eine höhere untere Grenzfrequenz in der Signalauswertung mit sich.

Aus obiger Abbildung geht hervor, dass sich in der Mikrofonposition 5 die erste Periodische der Wandreflexion mit der Bodenreflexion überlagert. An dieser Stelle müsste nun der cepstrale Analysebereich wie oben beschrieben beschränkt werden. Zur Veranschaulichung des auftretenden cepstralen Artefakte wird in der nachfolgend ausgeführten Anwendung der cepstralen Techniken diese Regel nicht beachtet. Vergleichend dazu wird auch die Mikrofonposition 2 ausgewertet, bei der keine problematischen Überlappungen der Periodischen der Wandreflexion im Cepstralbereich vorliegen.

4.2.3 Moving-Average-Filterung im Cepstrum

Die von Salamouris [36] durchgeführte Untersuchung beschäftigt sich mit der Anwendung der Moving-Average-Filterung (MAV) im Cepstrum. Der Grundgedanke besteht darin, dass durch die Mittelwertbildung schnelle Schwankungen von Punkt zu Punkt eliminiert werden und langsame Schwankungen beibehalten werden. Dies entspricht einer Glättung der ursprünglichen Signalfolge bzw. dem Herausfiltern der niedrigen Frequenzanteile. Durch die Mittelung der mit störenden Reflexionen behafteten Bereiche des Cepstrums sollen deren Auswirkungen reduziert werden. Bei der von Salamouris beschriebenen Messung von Lautsprecherübertragungsfunktionen soll damit eine Aufweitung des Analysefrequenzbereiches zu tiefen Frequenzen hin erreicht werden. Dabei wird gezeigt, dass sich mit zunehmender Länge der Mittelungsbereiche des Moving-Average-Filters die Welligkeiten im gemessenen Lautsprecherfrequenzgang immer mehr reduzieren.

Diese cepstrale Moving-Average-Filterung wird nun in der vorliegenden Arbeit nicht für die Analyse der Lautsprecherimpulsantwort, sondern für die Auswertung des Reflexionsgrades der Wandreflexion verwendet.

Auf Grundlage der im vorigen Abschnitt beschriebenen Problematik von Überlappung der Periodischen der Wandreflexion (Nutzreflexion) mit den störenden Reflexionen, wird eine möglichst kurze Moving-Average-Filterlänge von 41 taps (Quefrenz-Bins) gewählt. In den nachstehenden Abbildungen sind das komplexe Cepstrum der beiden untersuchten Mikrofonpositionen und die zugehörigen Moving-Average-Bereiche dargestellt.

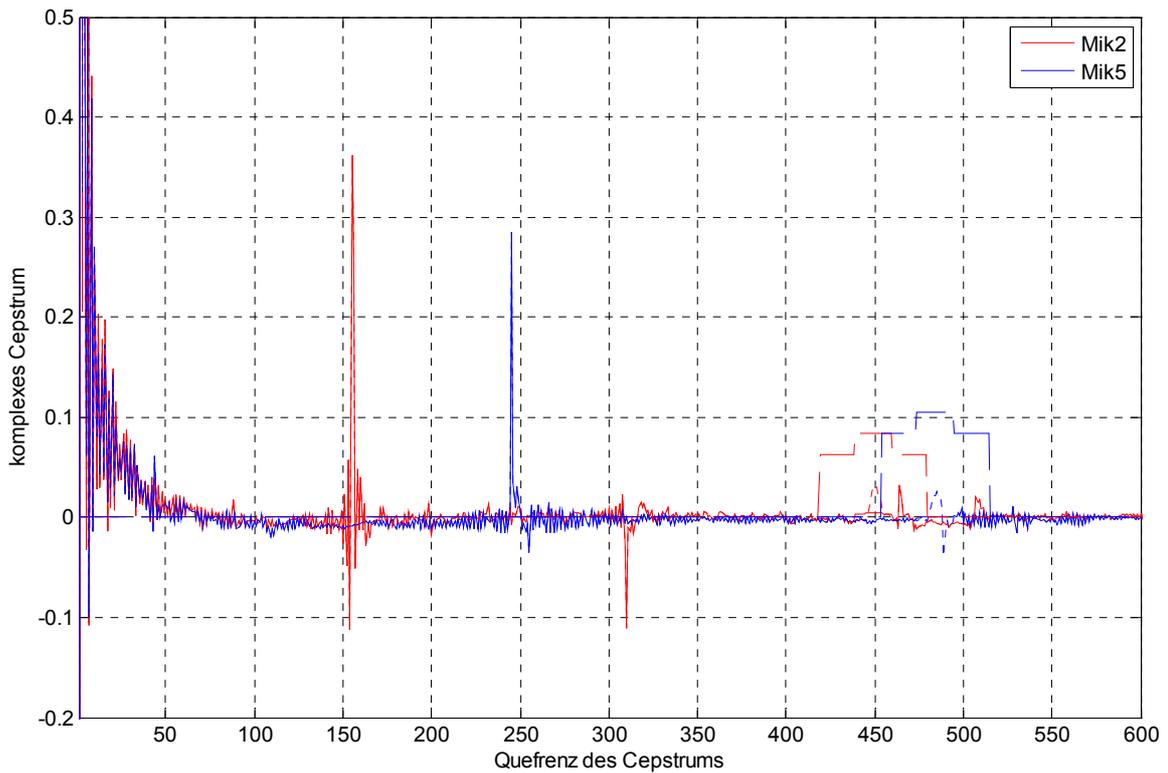


Abb. 4.26: Cepstren der ausgewählten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexionsmessung, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen MAV-Technik (40 Taps) mit Kennzeichnung des cepstralen MAV-Bereiches (- -);

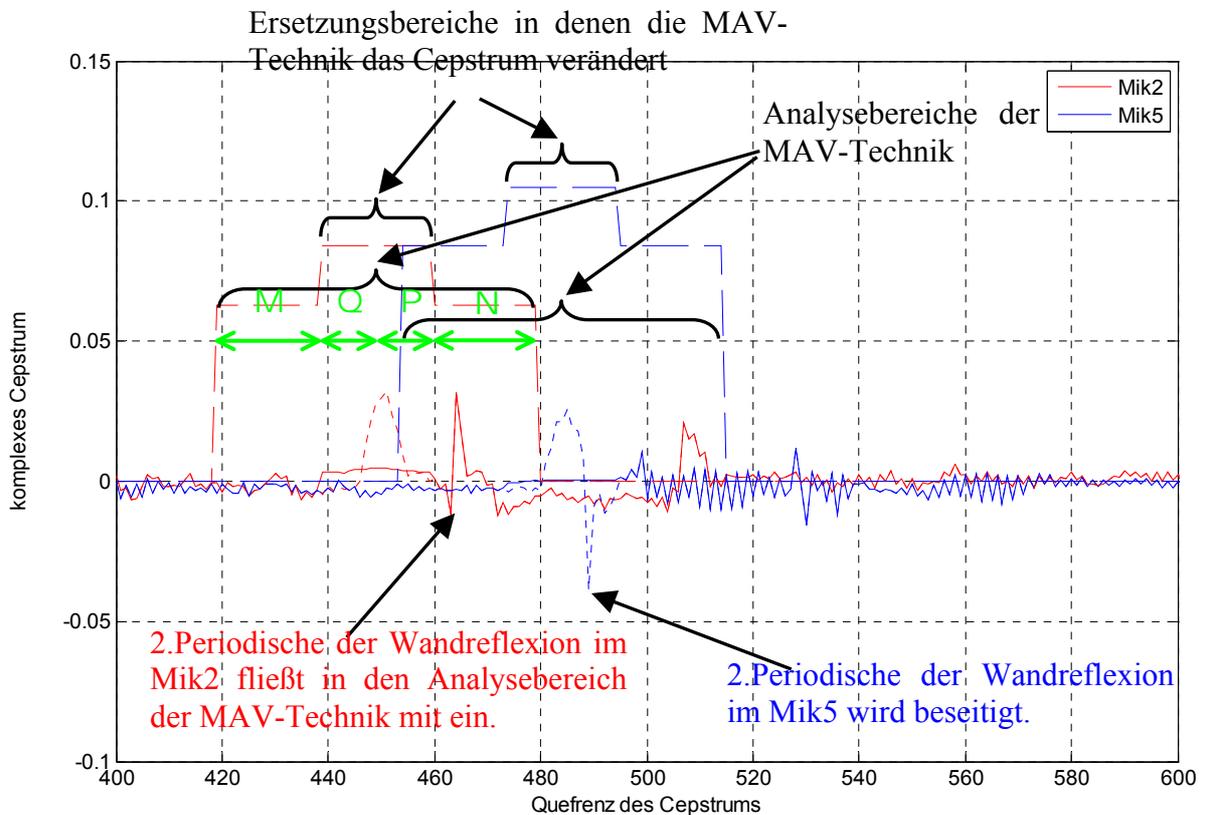


Abb. 4.27: Detailansicht der Cepstren der ausgewählten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexionsmessung, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen MAV-Technik mit Kennzeichnung des cepstralen MAV-Bereiches (- -);

Signaltheoretisch berechnet sich der geglättete Wert (Mittelwert) $y[n]$ der Signalfolge $x[n]$ ganz allgemein nach folgender Gleichung.

$$y[n] = \frac{1}{N + M + 1} \left(\sum_{k=-N}^{k=M} x[n-k] \right) \quad (4.21)$$

Diese verallgemeinerte Darstellung des Filters mit gleitendem Mittelwert geht von einer Mittelwertbildung über $N+M+1$ benachbarte Punkte von n aus. Dabei bezeichnet N die rechtsseitigen (zukünftigen) und M die linksseitigen (vergangenen) Signalpunkte vom Zeitpunkt n aus betrachtet. Da alle Punkte mit gleichem Gewicht in die Mittelwertbildung einfließen, entspricht der Mittelungsbereich einem Rechteckfenster. In der gegenständlichen Untersuchung wird ein zentral ausgerichtetes Rechteckfenster mit $N=M=20$ verwendet.

Aus Abb. 4.27 geht hervor, dass die cepstralen MAV-Bereiche aus einem Ersetzungsbereich und einem Analysebereich bestehen. Der Ersetzungsbereich beträgt im gegenständlichen Fall ± 10 Queffrenz-Bins vor bzw. nach der störenden Reflexion (Zeitpunkt n_{STR}). In diesem Bereich wird das Cepstrum durch die im Analysebereich gewonnenen Werte der MAV-Technik ersetzt. Die Glg. (4.21) beschreibt ganz allgemein den Analysebereich für EIN Sample des Ersetzungsbereiches. Signaltheoretisch lassen sich die mit der Moving-Average-Filterung im gesamten Ersetzungsbereich mit der Länge $P+Q+1$ (mit $P=Q=10$) berechneten Werte, in der gegenständlichen Anwendung mit dem Cepstrum der Impulsantwort der Prüfflächenreflexion $\hat{h}_R[n]$, wie folgt darstellen.

$$\hat{h}_{R,MAV}[n] = \begin{cases} \hat{h}_R[n] & , n < n_{\text{STR}} - Q \\ \frac{1}{N + M + 1} \left(\sum_{k=-N}^{k=M} \hat{h}_R[n-k] \right) & , n_{\text{STR}} - Q \leq n \leq n_{\text{STR}} + P \\ \hat{h}_R[n] & , n > n_{\text{STR}} + P \end{cases} \quad (4.22)$$

Der gesamte verwendete Analysebereich der Moving-Average-Filterung im Cepstrum hat somit die Länge $M+Q+P+N+1 = 61$ Queffrenz-Bins (siehe auch Abb. 4.27).

In der Mikrofonposition 2 zeigt sich, dass die 2. Periodische der Wandreflexion im Analysebereich liegt, und somit in die Mittelwertbildung der MAV-Technik einfließt. Sie liegt jedoch außerhalb des Ersetzungsbereiches und bleibt somit im Cepstrum erhalten. Im Gegensatz dazu befindet sich in der Mikrofonposition 5 die 2. Periodische der

Wandreflexion im Ersetzungsbereich und wird durch die Anwendung der MAV-Filterung unterdrückt. Dieser Eingriff in die Zusammensetzung des komplexen Cepstrums der Wandreflexionsmessung führt, wie aus der nachstehenden Abbildung hervorgeht, zu cepstralen Artefakten in der rücktransformierten Impulsantwort im Zeitbereich. Aus den in Tab. 4.4 ausgewiesenen Zeitpunkten berechnet sich der Zeitpunkt des cepstralen Artefaktes $t_{CepsArt}$ lt. nachstehender Gleichung zu 629 Samples.

$$t_{CepsArt} = 2 \cdot (t_{Wandreflexion} - t_{Direktschall}) + t_{Direktschall} \quad (4.23)$$

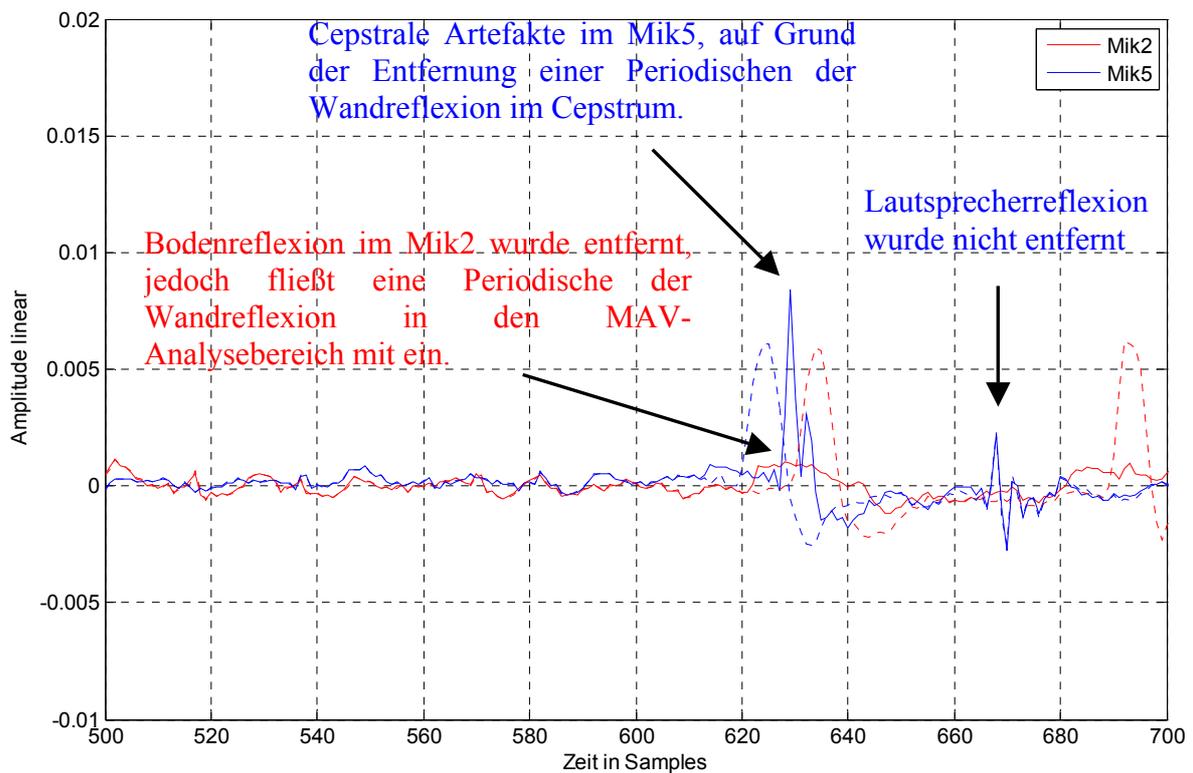


Abb. 4.28: Detailansicht der Impulsantworten der Wandreflexionsmessung im Zeitbereich, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen MAV-Technik;

Die weitere Auswertung der mit der MAV-Technik erhaltenen Impulsantwort erfolgt in Kapitel 4.2.5, im direkten Vergleich mit der nachfolgend beschriebenen zweiten cepstralen Technik in der Reflexionsgradmessung.

4.2.4 Lineare-Prädiktion (LP) im Cepstrum

Mit Hilfe der linearen Prädiktion [16],[39] ist es möglich aus einer vergangenen Signalfolge zukünftige Werte vorherzusagen. Das vorwärts prädizierte Signal $y(n)$ entsteht dabei durch die linear gewichtete Kombination der LP-Koeffizienten a_k mit der vergangenen Signalfolge $x(n-k)$ und lässt sich mit der Prädiktorordnung M wie folgt anschreiben.

$$y(n) = \sum_{k=1}^M a_k \cdot x(n-k) \quad (4.24)$$

Die LP-Koeffizienten werden dabei so berechnet, dass die Summe des mittleren quadratischen Fehlers minimiert wird. Der Prädiktionsfehler $e(n)$ berechnet sich wie folgt.

$$e(n) = x(n) - y(n) \quad (4.25)$$

Für die rekursive Berechnung der LP-Koeffizienten, im Sinne der Minimierung des mittleren quadratischen Fehlers, wird der Levinson-Durbin Algorithmus verwendet [16],[39].

Nachstehende Abbildung zeigt das Blockdiagramm eines LP-Systems.

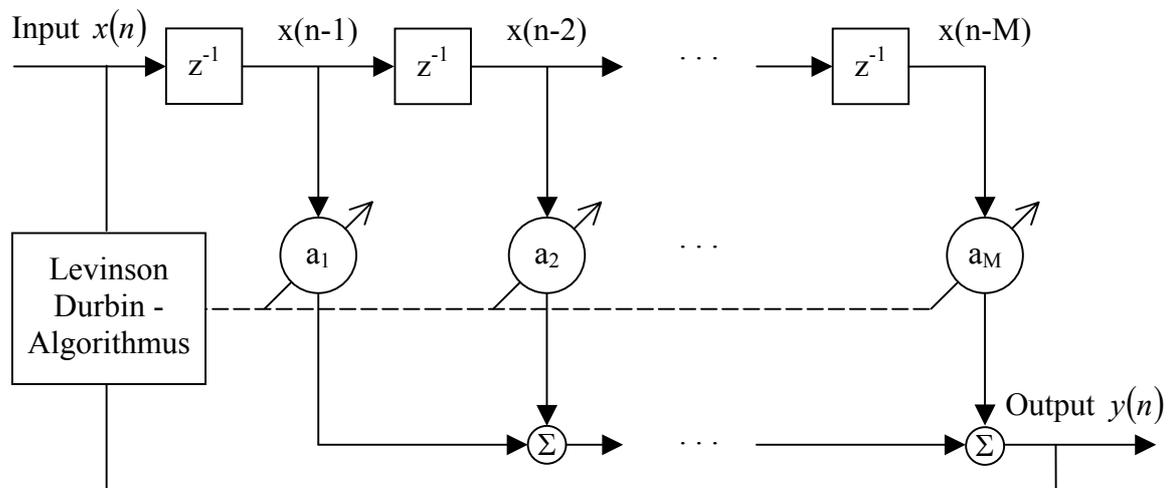


Abb. 4.29: Blockdiagramm eines LP-Systems

Die lineare Prädiktion wird verwendet, um störungsbehaftete Bereiche im Cepstrum durch eine prädizierte Signalfolge zu ersetzen.

Wegen der Überlappung der Periodischen der Wandreflexion (Nutzreflexion) mit den störenden Reflexionen, wird eine möglichst kurze LP-Analyselänge von $N = 25$ taps (Quefrenz-Bins) gewählt. Die Prädiktorordnung M beträgt 12 Koeffizienten. Aus Abb. 4.30 geht hervor, dass die cepstralen LP-Bereiche aus einem Analyse-, Prädiktions- und Übergangsbereich bestehen. Der Prädiktionsbereich beträgt wie schon bei der MAV-Filterung 21 Quefrenz-Bins ($P=Q=10$) vor bzw. nach der störenden Reflexion n_{StR} . Dabei

wird ein Quefrenz-Pin nach dem anderen prädiziert (rote Darstellungen in Abb. 4.30) und der störungsbehaftete Signalbereich überschrieben. Im Übergangsbereich, der mit einer Länge von $L = 3$ Quefrenz-Bins an den Prädiktionsbereich anschließt, wird das über den Prädiktionsbereich hinaus prädizierte Signal mit dem Originalsignal, mit Hilfe eines Hanning-Fensters kreuzgeblendet (Crossfade (CF) mit w_{CFout} und w_{CFin}).

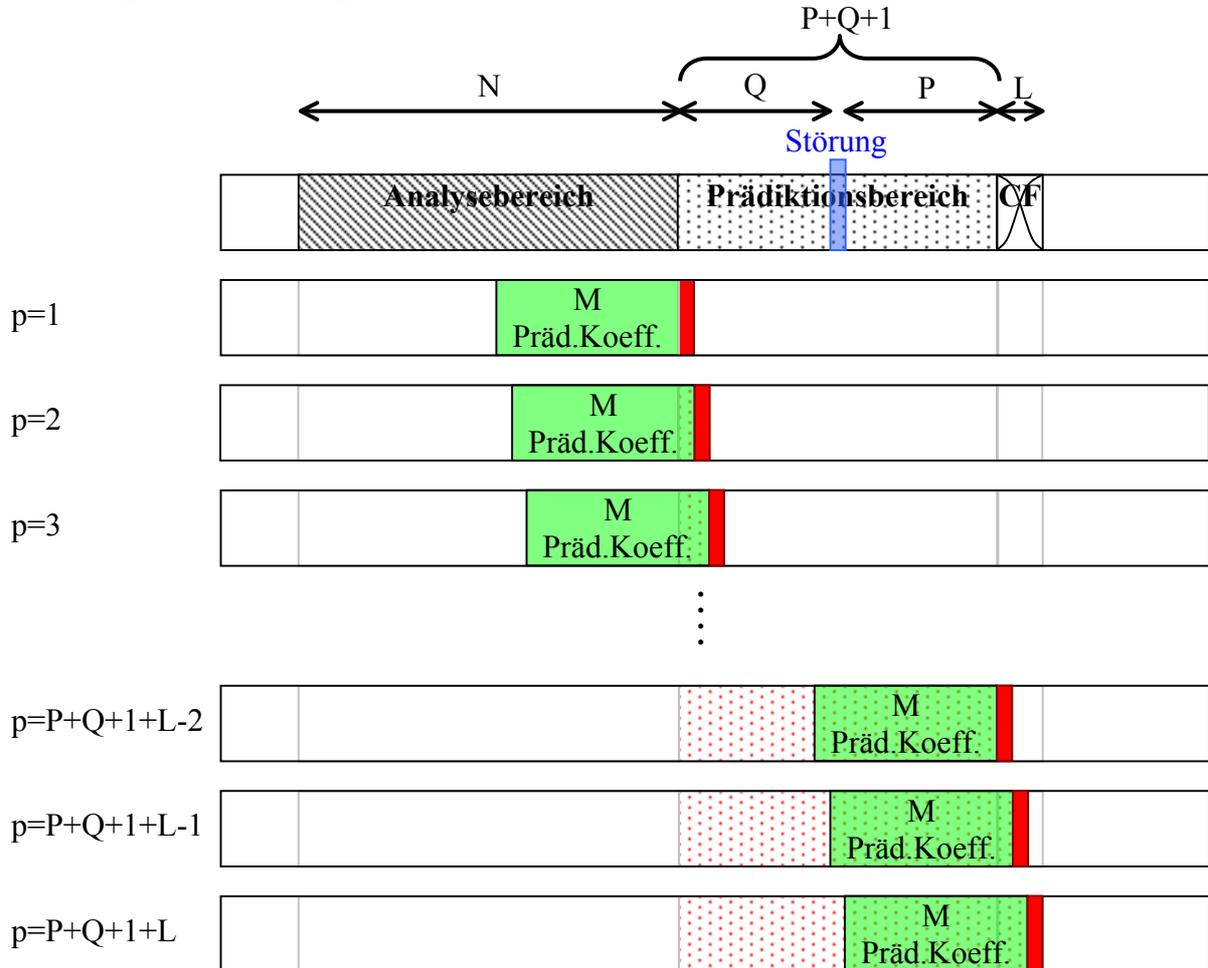


Abb. 4.30: schematische Darstellung der signaltheoretischen Umsetzung des LP-Algorithmus

Mathematisch lässt sich der in Abb. 4.30 schematisch dargestellte LP-Algorithmus, für die gegenständliche Anwendung mit dem Cepstrum der Impulsantwort der Prüfflächenreflexion $\hat{h}_R[n]$, wie folgt anschreiben.

$$\hat{h}_{R,LP}[n] = \begin{cases} \hat{h}_R[n] & , n < n_{SiR} - Q \\ \sum_{k=1}^M a_k \cdot \hat{h}_R[n-k] & , n_{SiR} - Q \leq n \leq n_{SiR} + P \\ w_{CFout}[n] \cdot \sum_{k=1}^M a_k \cdot \hat{h}_R[n-k] + w_{CFin}[n] \cdot \hat{h}_R[n] & , n_{SiR} + P < n \leq n_{SiR} + P + L \\ \hat{h}_R[n] & , n > n_{SiR} + P + L \end{cases} \quad (4.26)$$

In der Abb. 4.31 und Abb. 4.32 sind das komplexe Cepstrum der beiden untersuchten Mikrofonpositionen und die zugehörigen LP-Bereiche dargestellt.

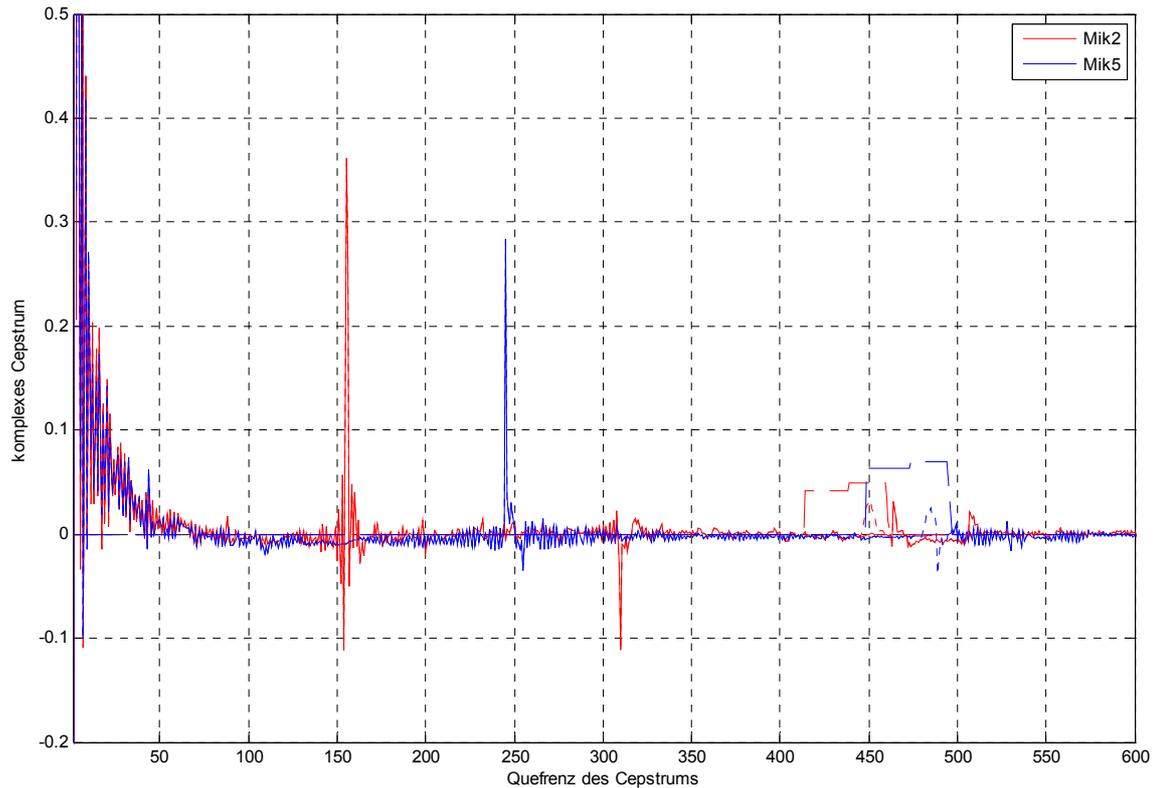


Abb. 4.31: komplexe Cepstren der ausgewählten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexionsmessung, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen LP-Technik (25 Taps) mit Kennzeichnung des cepstralen LP-Bereiches (- -);

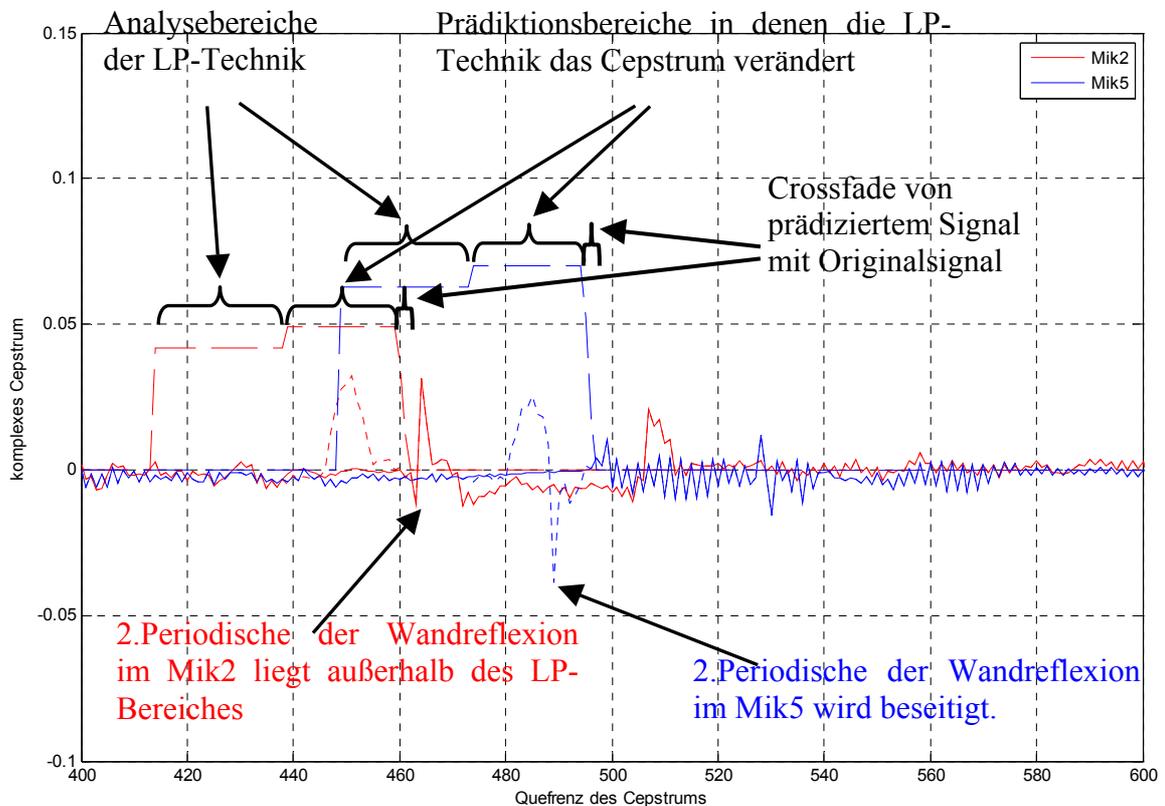


Abb. 4.32: Detailansicht der komplexen Cepstren der ausgewählten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexionsmessung, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen LP-Technik mit Kennzeichnung des cepstralen LP-Bereiches (- -);

Im Gegensatz zur MAV-Filterung liegt die 2. Periodische der Wandreflexion nun außerhalb des Prädiktionsbereiches, da nur Vorwärtsprädiktion. Da sich in der Mikrofonposition 5 die 2. Periodische der Wandreflexion mit der zu beseitigenden Bodenreflexion überlagert, verschwindet auch hier mit der LP-Technik diese nützliche periodische Wandreflexion im Prädiktionsbereich. Dieser Eingriff in die Zusammensetzung des komplexen Cepstrums der Wandreflexionsmessung führt, wie aus der nachstehenden Abbildung hervorgeht, zu cepstralen Artefakten in der rücktransformierten Impulsantwort im Zeitbereich.

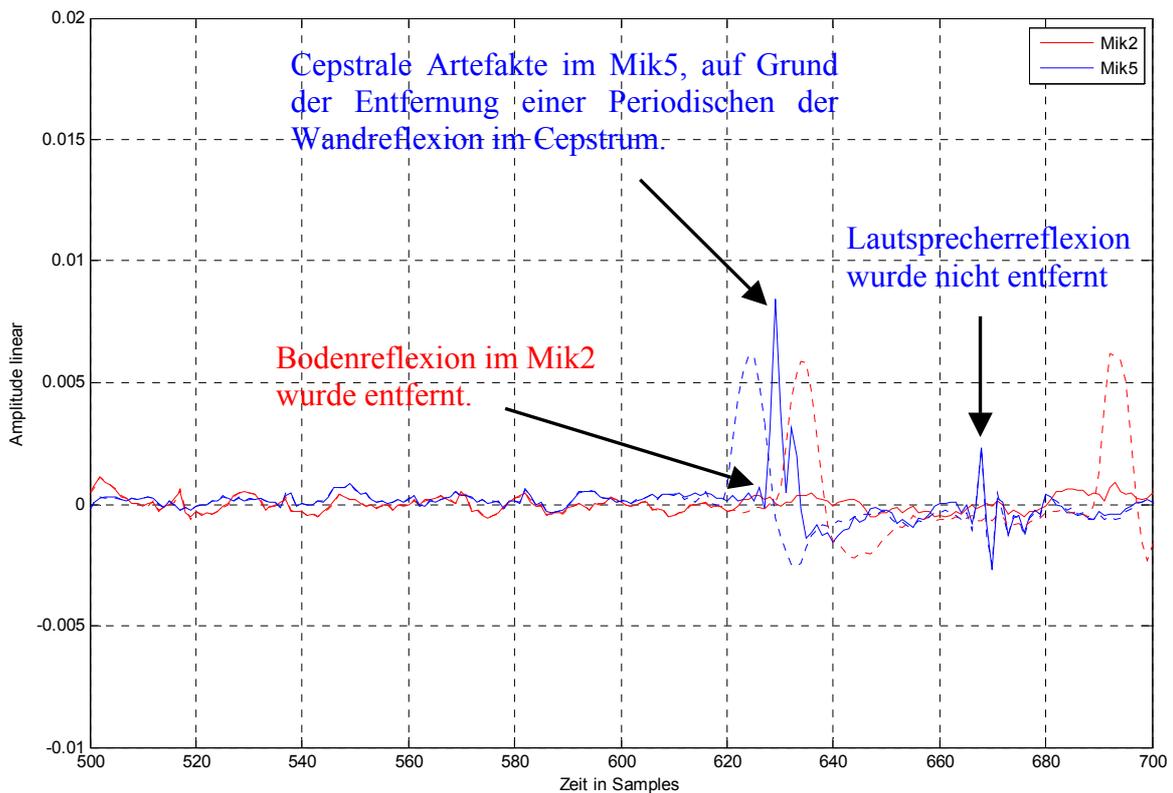


Abb. 4.33: Detailsansicht der Impulsantworten der Wandreflexionsmessung im Zeitbereich, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen LP-Technik;

Im nachfolgenden Kapitel 4.2.5 erfolgt nun die weitere Auswertung der Reflexionsgradmessung für der beiden behandelten cepstralen Techniken.

4.2.5 Auswertungsvergleich der cepstralen Techniken

Die nach der Anwendung der cepstralen Techniken erhaltenen Impulsantworten werden nun wie in Kapitel 2 beschrieben weiter hinsichtlich des Reflexionsgrades der Prüffläche ausgewertet. Die nächsten Arbeitsschritte des Auswertungsalgorithmus sind:

- a) Beseitigung des Direktschalls durch Signalsubtraktion der Impulsantwort der Freifeldmessung von der Wandreflexionsmessung,
- b) Korrektur der Ausbreitungszeit,
- c) Adrienne-Zeitfensterung der Wandreflexionsimpulsantwort mit der Länge entsprechend der größt möglichen aktiven Fläche (Randflächen des Prüfobjektes);

In der nächsten Abbildung ist die in Pkt. c) beschriebene Adrienne-Zeitfensterung der Wandreflexionsimpulsantworten für die ausgewählten Mikrofonpositionen dargestellt.

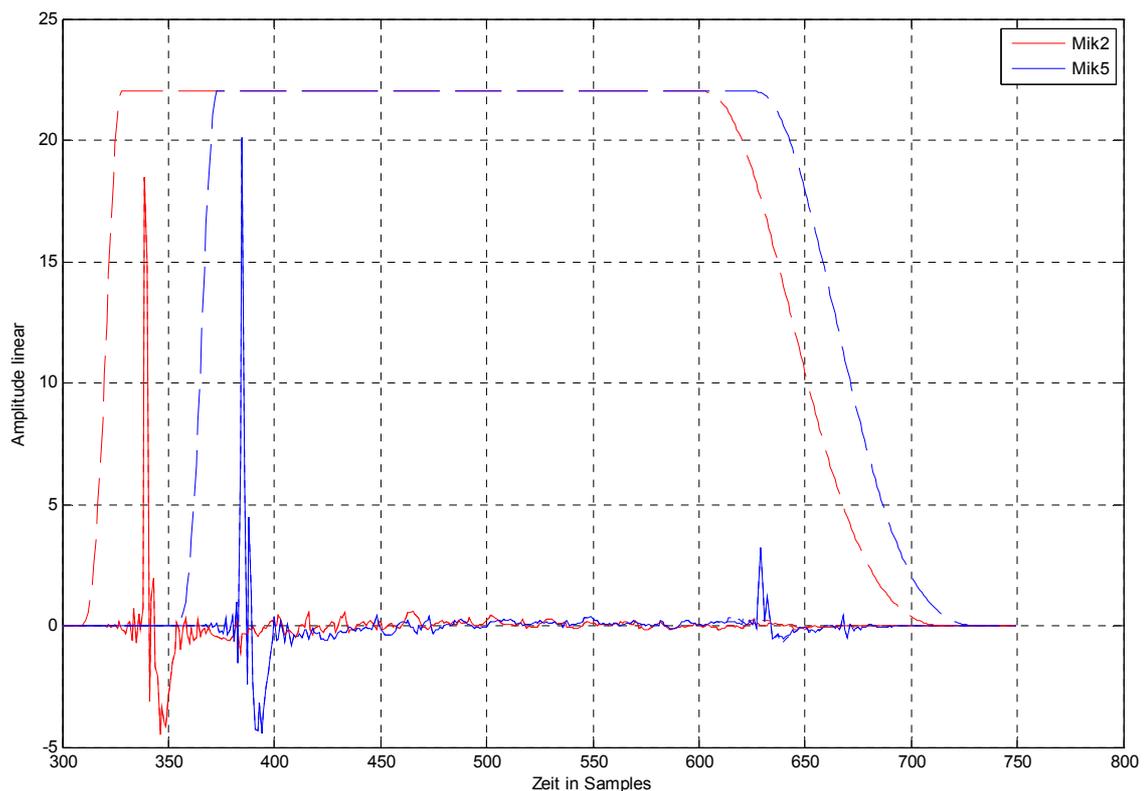


Abb. 4.34: Impulsantwort der Wandreflexion nach Anwendung der LP-Technik (-) bzw. MAV-Technik(.) im Cepstrum, sowie nachfolgender Subtraktion des Direktschalls und Korrektur der Ausbreitungszeit. Kennzeichnung des Bereiches der zeitlichen Ausdehnung der „Aktiven Fläche“ welcher mittels Adrienne-Zeitfenster (-) aus der Impulsantwort herausgeschnitten wird.

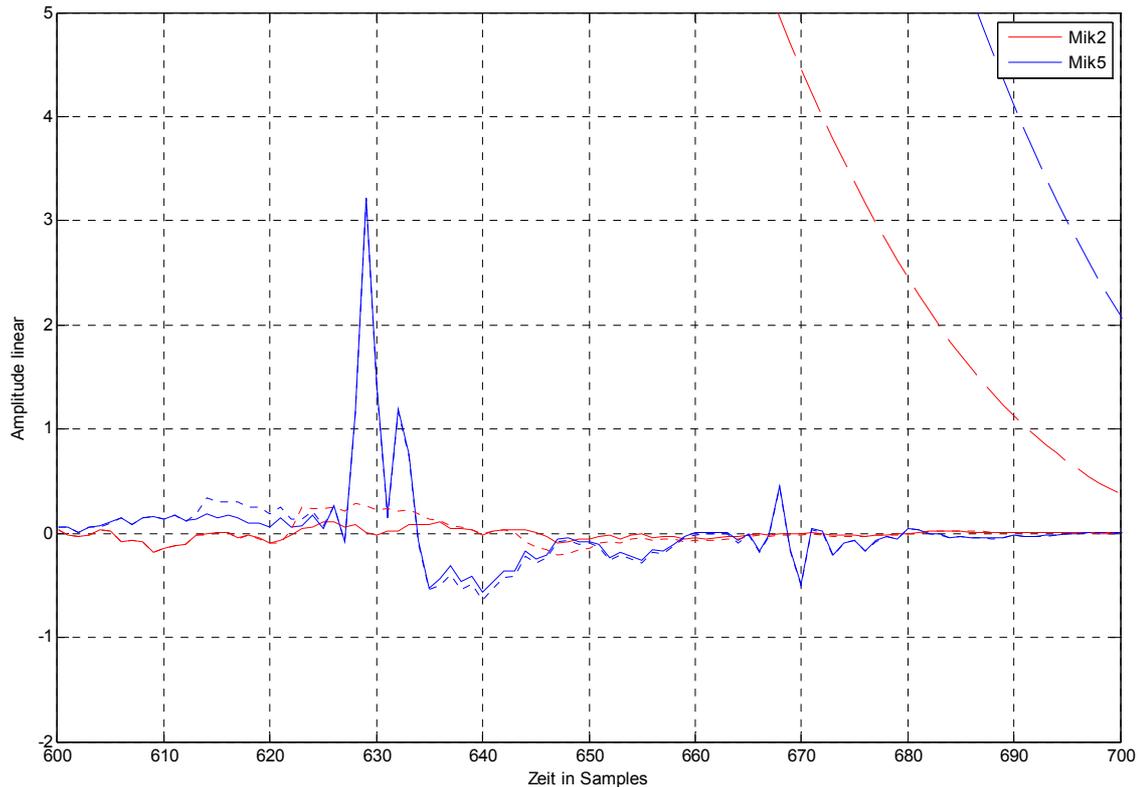


Abb. 4.35: Detailansicht des cepstral bearbeiteten Bereiches aus der vorangegangenen Abbildung - Impulsantwort der Wandreflexion nach Anwendung der LP-Technik (-) bzw. MAV-Technik(..) im Cepstrum , sowie nachfolgender Subtraktion des Direktschalls und Korrektur der Ausbreitungszeit. Kennzeichnung des Bereiches der zeitlichen Ausdehnung der „Aktiven Fläche“ welcher mittels Adrienne-Zeitfenster (-) aus der Impulsantwort herausgeschnitten wird.

Abb. 4.35 zeigt, dass in der Mikrofonposition 2 mit der Anwendung der LP-Technik die störenden Reflexionen besser beseitigt werden können als mit der MAV-Technik. Dies liegt nicht nur darin begründet, dass sich im gegenständlichen Fall in der MAV-Technik eine periodische Wandreflexion im cepstralen Analysebereich befindet, sondern wie bereits Salamouris [36] zeigte, im zu kurzen Analysebereich von 41 Quefrenz-Bins. Die Wahl eines längeren Analysebereiches in der MAV-Technik verbessert zwar das Mittelungsergebnis, führt jedoch zu einer höheren Wahrscheinlichkeit, dass sich eine Periodische der Wandreflexion im Analysebereich befindet.

Nachdem die Freifeldmessung einer Ausbreitungskorrektur und der zugehörigen Adrienne-Zeitfensterung unterzogen wurde, wird der Reflexionsfaktor wie folgt ermittelt.

$$R(f) = \frac{FFT[h_r]}{FFT[h_f]} \quad (4.27)$$

h_r ... reflektierte Impulsantwort der Prüffläche, ausbreitungskorrigiert und gefenstert;

h_f ... Direktschall der Freifeldimpulsantwort, ausbreitungskorrigiert und gefenstert;

Nachdem die signaltheoretisch bearbeiteten Impulsantworten durch das Anhängen von Nullen (zero padding) auf die FFT-Länge von 4096 Punkte gebracht und der Reflexionsfaktor nach obiger Gleichung berechnet wurde, stellt sich das Ergebnis wie folgt dar.

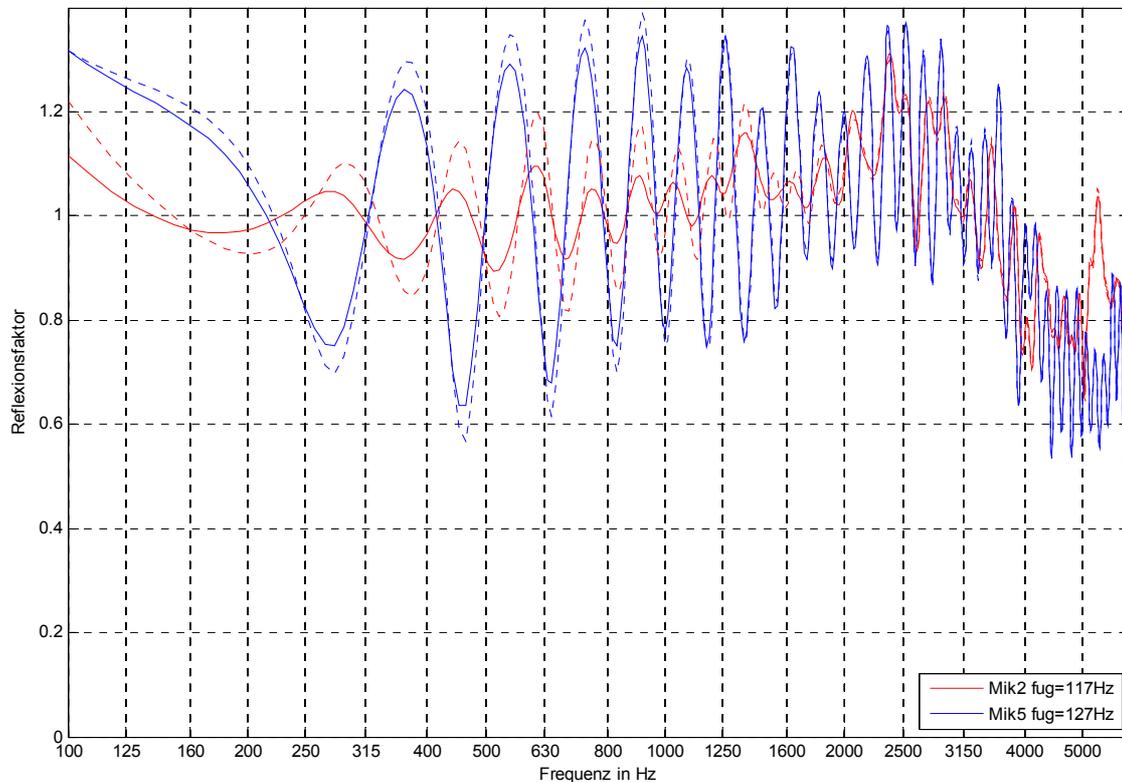


Abb. 4.36: Reflexionsfaktor der Prüffläche (Stahlbetonwand) in FFT-Size von 4096 Punkten für cepstrale Bearbeitung mittels LP-Technik (-) bzw. MAV-Technik(..).

Aus der Abb. 4.36 geht hervor, dass die in der Mikrofonposition 5 in beiden cepstralen Techniken auftretenden cepstralen Artefakte starke Welligkeiten im ermittelten Reflexionsgrad hervorrufen. Wie bereits angeführt, kann die störende Bodenreflexion in der Mikrofonposition 2 mit der LP-Technik besser beseitigt werden als mit der MAV-Technik, was eine deutlich niedrigere Restwelligkeit im Reflexionsfaktor zur Folge hat. Fasst man diese Reflexionsfaktoren in FFT-Auflösung in Terzbändern zusammen und bildet dann den Schallabsorptionsgrad α , so gelangt man zu folgendem Ergebnis.

$$\alpha(f) = 1 - |R(f)|^2 \quad (4.28)$$

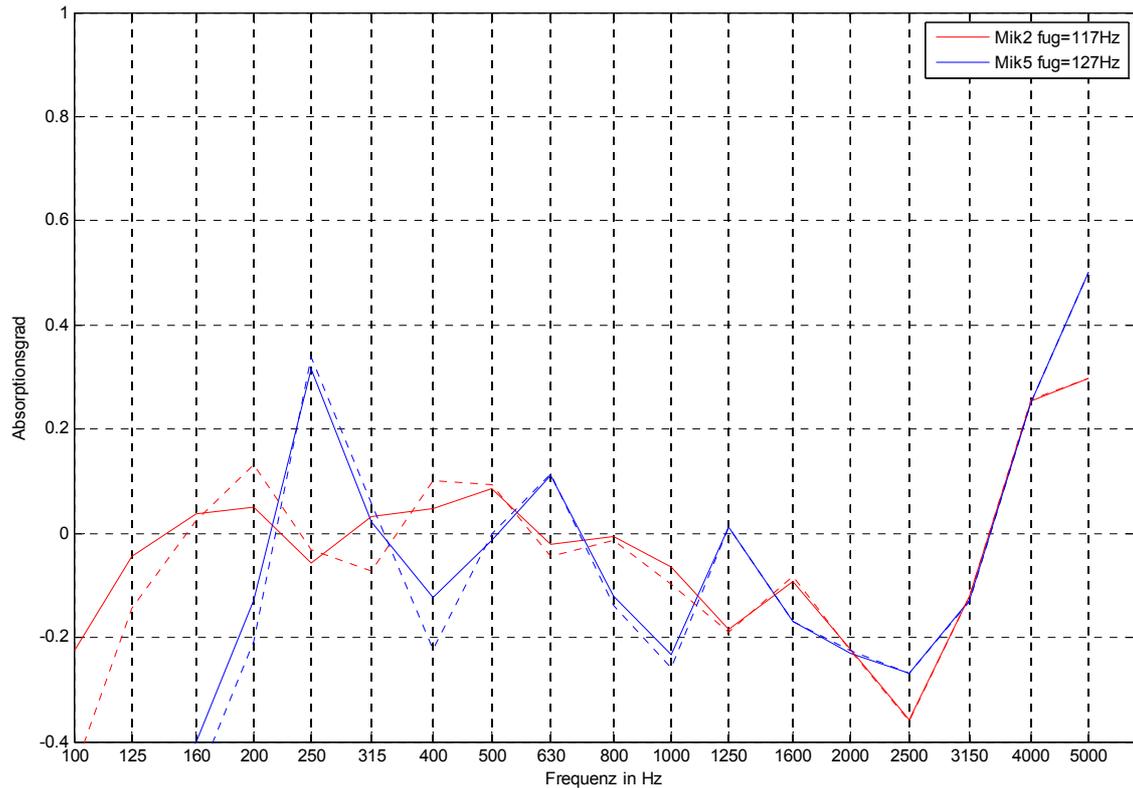


Abb. 4.37: Absorptionsgrad der Prüffläche (Stahlbetonwand) in Terzbändern nach cepstraler Bearbeitung mittels LP-Technik (-) bzw. MAV-Technik(..).

Durch die Zusammenfassung in Terzbänder reduzieren sich die Welligkeiten. Unterhalb von 1000 Hz entspricht der ermittelte Absorptionsgrad in der Mikrofonposition 2 sehr gut dem zu erwartenden Schallabsorptionsgrad einer 30 cm dicken Stahlbetonwand. Im oberen Frequenzbereich zeigt sich - wie bereits im Ergebnis des Beamformers (Kapitel 4.1) erklärt - die Einflüsse der Arrayapertur, welche bei Einzelmikrofonmessungen nicht zu erwarten sind.

Um etwaige Auswirkungen der signaltheoretischen Bearbeitungsschritte auf des Ergebnis festzustellen, wird im nächsten Kapitel eine idealisierte Impulsantwort simuliert und ausgewertet.

4.2.6 Auswertung einer simulierten idealisierten Impulsantwort

Die Zusammensetzung der simulierten idealisierten Impulsantwort der Wandreflexionsmessung basiert auf dem Direktschall der Freifeldmessung und wird folgendermaßen generiert:

- a) Der störungsfreie Teil des Direktschalls der Freifeldmessung wird herausgefenstert und derart normiert, dass die Gesamtenergie gleich Eins beträgt.
- b) Mit Hilfe dieses normierten Direktschalls werden die bei der Wandreflexionsmessung auftretenden Reflexionen simuliert. Die Zeitpunkte der Reflexionen ergeben sich durch die berechneten Laufzeitdifferenzen zum Direktschall. Die Stärke der jeweiligen simulierten Reflexion wird beispielhaft mit folgenden angenommenen Faktoren gewichtet.

Wandreflexion: $R = 0,8$

Bodenreflexion: $R = 0,1$

Boden-Wandreflexion: $R = 0,2$

In die Annahme der Faktorgrößen fließt auch die Lautsprecherrichtcharakteristik ansatzweise mit ein.

- c) Um die Auswirkungen eines reduzierten Signal-Rauschabstandes auf das Messergebnis festzustellen, wird zur simulierten idealisierten Impulsantwort ein Rauschsignal mit -40dB bzw. -60dB hinzuaddiert.

In der nachstehenden Abbildungen sind die simulierten Impulsantworten der Mikrofonpositionen 2 und 5 dargestellt.

Die Abb. 4.39 stellt ein „Worst Case“-Szenario eines Messsignals mit sehr hohem Rauschsignalanteil (-40 dB) dar. Üblicherweise entspricht die simulierte Impulsantwort mit hinzugefügtem -60 dB Rauschsignal einem Messsignal mit realistischem Störungsanteil. Der Vergleich der Signale mit unterschiedlichen Rauschsignalanteilen soll die Grenzen dieser Messtechnik aufzeigen.

Die Abb. 4.40 und Abb. 4.41 zeigen analog zur Abb. 4.31 die komplexen Cepstren der simulierten Impulsantworten mit der Kennzeichnung des LP-Bereiches zur Beseitigung der störenden Reflexionen.

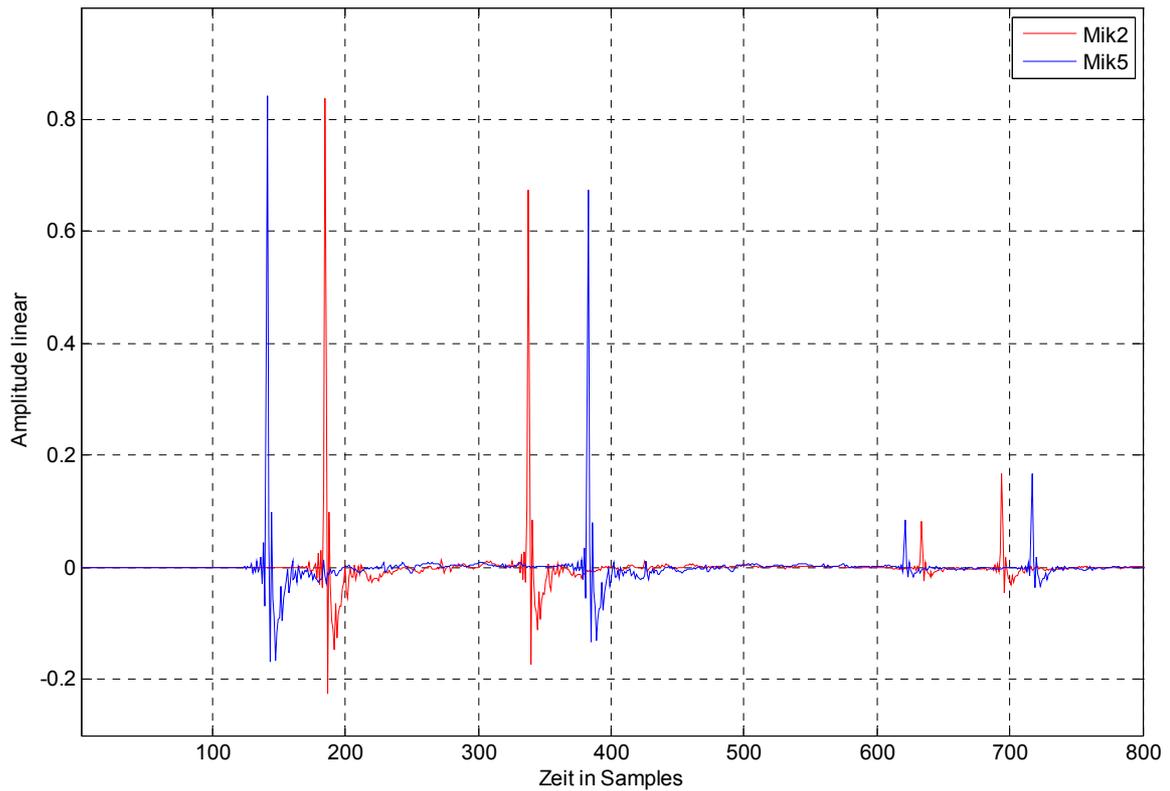


Abb. 4.38: Zeitverlauf der Impulsantwort (lineare Darstellung) der idealisierten Wandreflexionsmessung, simuliert aus dem Direktschall der Freifeldmessung, OHNE zusätzlichem Rauschsignal;

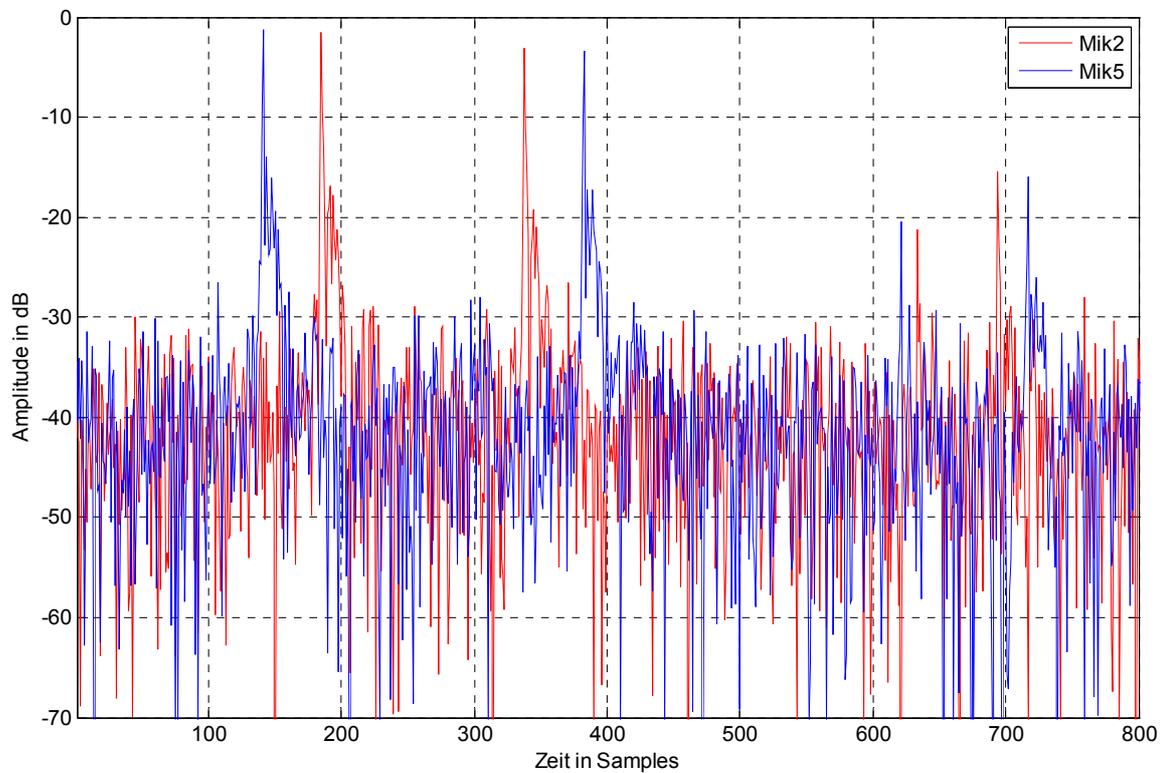


Abb. 4.39: Zeitverlauf der Impulsantwort (logarithmische Darstellung) der idealisierten Wandreflexionsmessung, simuliert aus dem Direktschall der Freifeldmessung, MIT -40dB Rauschsignal;

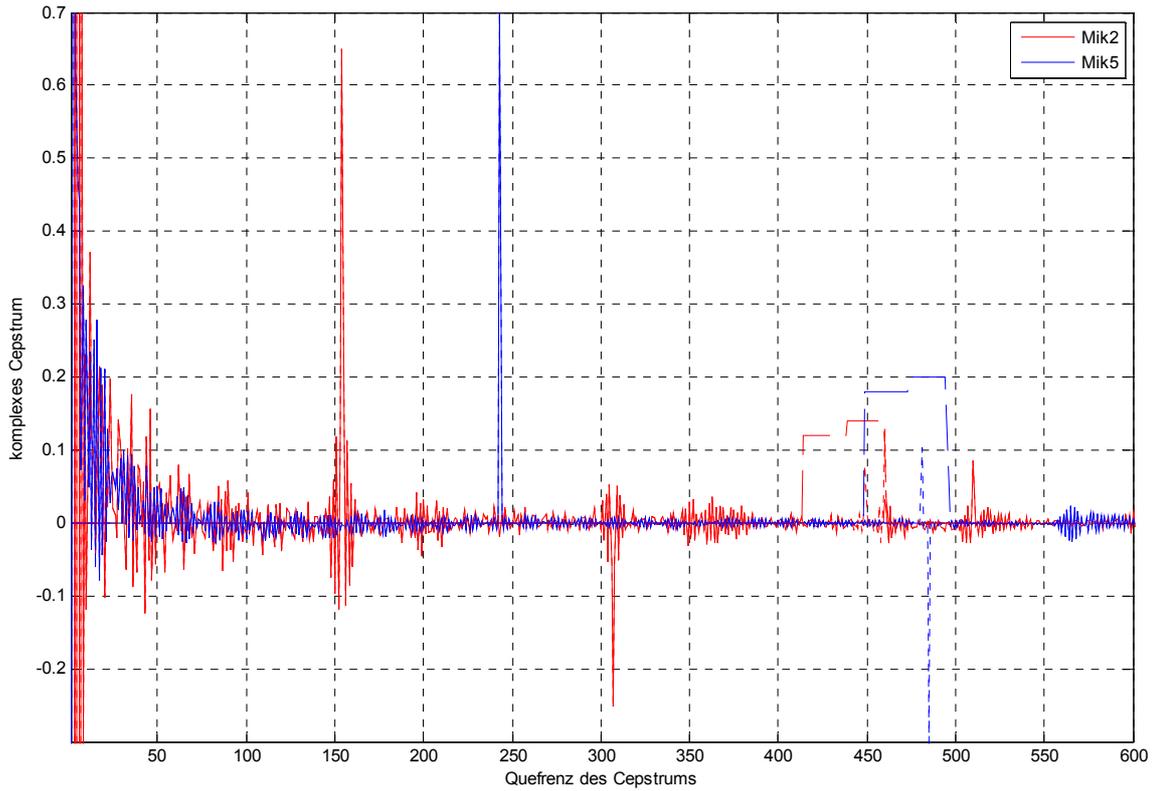


Abb. 4.40: komplexe Cepstren der simulierten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexions-messung OHNE zusätzlichem Rauschsignal, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen LP-Technik (25 Taps) mit Kennzeichnung des cepstralen LP-Bereiches (- -);

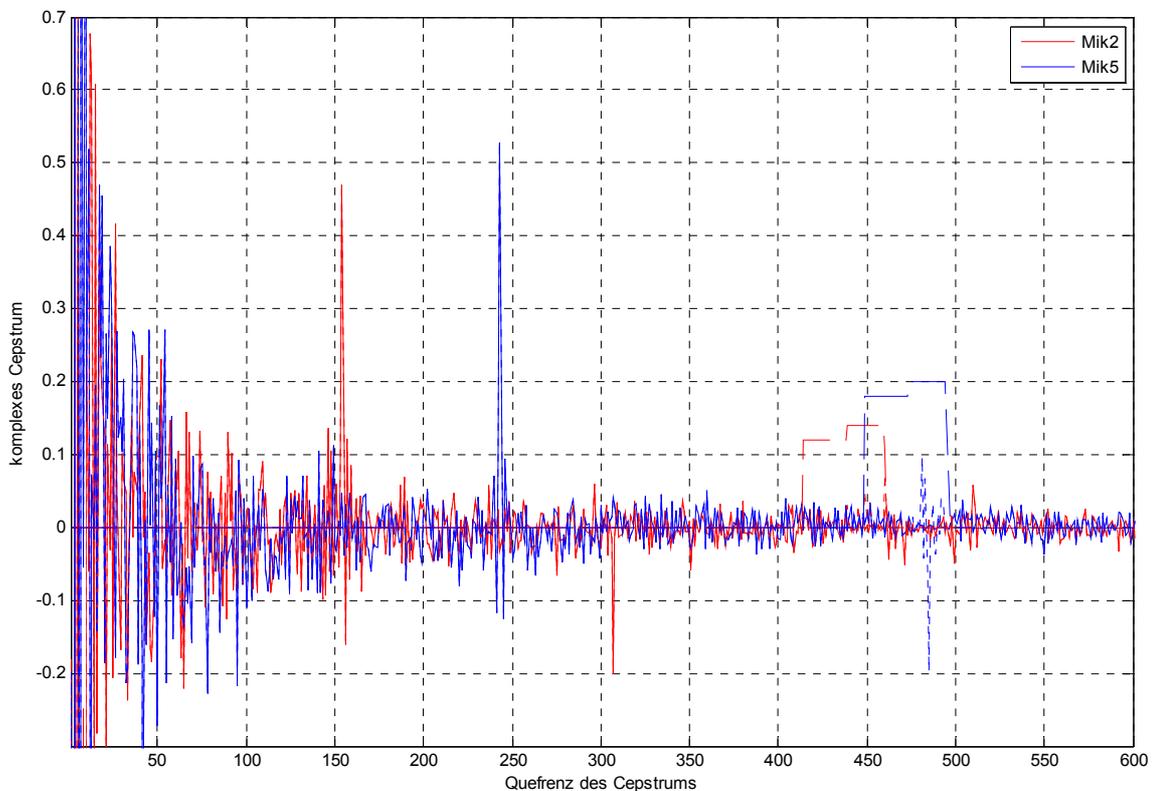


Abb. 4.41: komplexe Cepstren der simulierten Impulsantworten (Mik2 und Mik5) der Wandreflexions-messung MIT -40dB Rauschsignal, VOR(..) und NACH(-) der Anwendung der cepstralen LP-Technik (25 Taps) mit Kennzeichnung des cepstralen LP-Bereiches (- -);

Wie bereits in den Kapiteln der cepstralen Techniken beschrieben, führt auch bei der Auswertung der simulierten idealisierten Impulsantwort die Beseitigung einer Periodischen der Wandreflexion im Cepstrum (Mik5) zu cepstralen Artefakten im Zeitbereich.

Die weitere Auswertung des mit der LP-Technik korrigierten simulierten Signals erfolgt wie in Kapitel 4.2.5 beschrieben und führt zu folgendem Reflexionsfaktor.

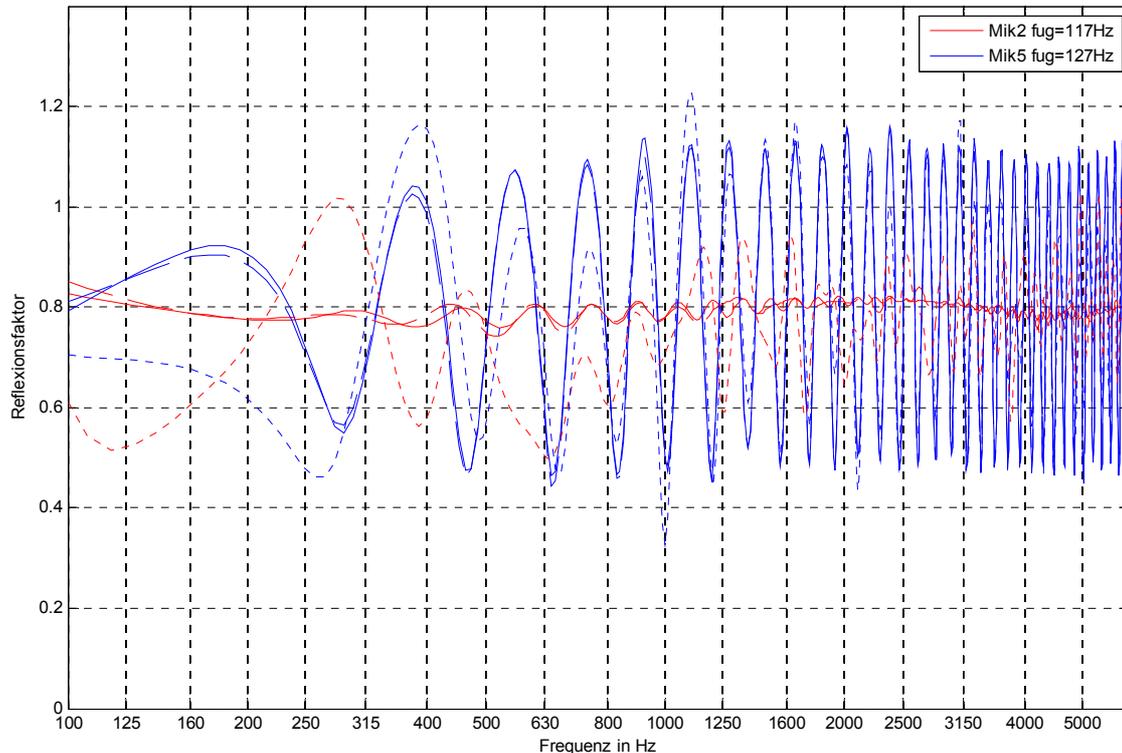


Abb. 4.42: Reflexionsfaktor der Prüffläche der simulierten Impulsantwort in FFT-Size von 4096 Punkten für cepstrale Bearbeitung mittels LP-Technik, ausgewiesen OHNE(-), mit -60dB (- -) und mit -40dB (..) Rauschsignal.

Die obige Abbildung zeigt analog zur Abb. 4.36 die starken Welligkeiten im Reflexionsfaktor der Mikrofonposition 5, hervorgerufen durch die cepstralen Artefakte in Folge Beseitigung einer Periodischen Wandreflexion im Cepstrum. In der Mikrofonposition 2 besitzt der ermittelte Reflexionsfaktor ohne hinzugefügtem Rauschen eine geringe Welligkeit (durchgezogene rote Kurve in Abb. 4.42) und weicht nur geringfügig von dem bei der Generierung der simulierten Impulsantwort angenommenen Wandreflexionsfaktor $R=0,8$ ab. Das Hinzufügen eines Rauschsignals von -60dB führt in beiden betrachteten Mikrofonpositionen zu keiner wesentlichen Veränderung des ermittelten Reflexionsfaktor (strichlierte Kurven in Abb. 4.42). Eine Erhöhung des Rauschsignals auf -40dB (punktierte Kurven in Abb. 4.42) hat jedoch maßgeblichen Einfluss auf das Berechnungsergebnis des Reflexionsfaktors.

Fasst man diese Reflexionsfaktoren in FFT-Auflösung in Terzbändern zusammen und bildet dann den Schallabsorptionsgrad α , so gelangt man zu folgendem Ergebnis.

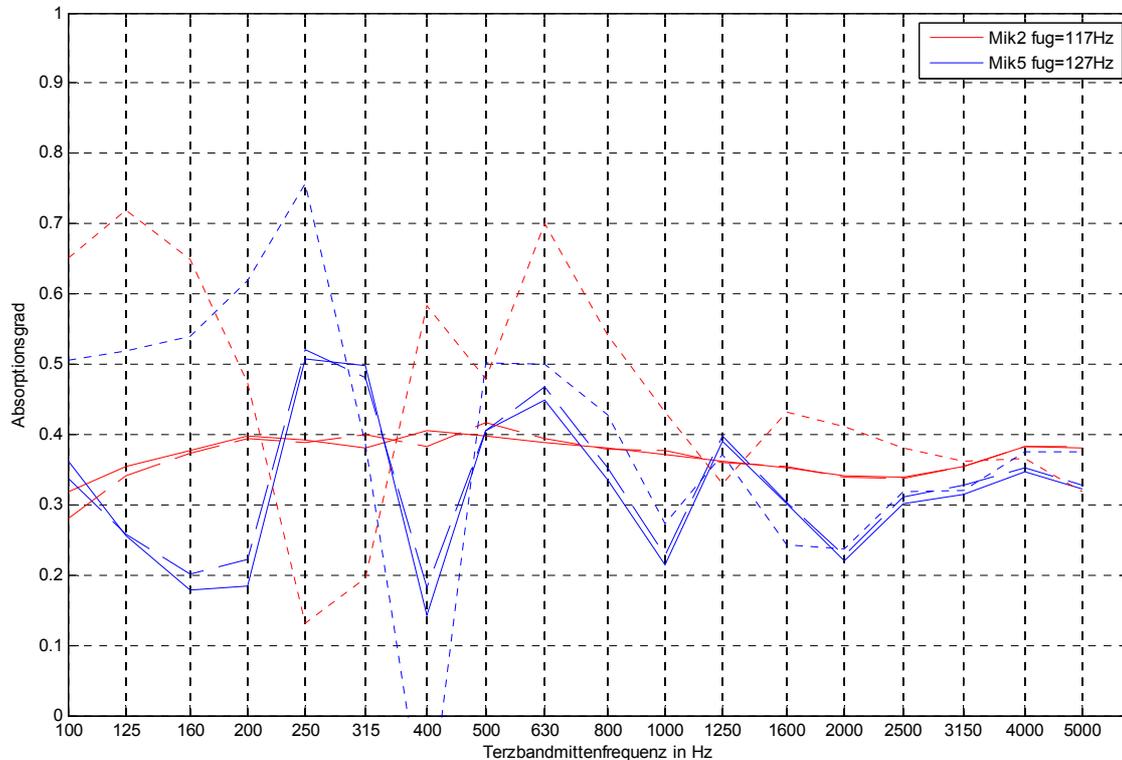


Abb. 4.43: Absorptionsgrad der Prüffläche der simulierten Impulsantwort in Terzbändern für die cepstrale Bearbeitung mittels LP-Technik, ausgewiesen OHNE(-), mit $-60\text{dB}(-)$ und mit $-40\text{dB}(\dots)$ Rauschsignal.

Zusammenfassend kann für das Kapitel der cepstralen Techniken in der Reflexionsgradmessung festgehalten werden, dass sowohl die Moving-Average-Technik als auch die LP-Technik geeignet sind, um den Einfluss von störenden Reflexionen im Cepstralbereich zu reduzieren bzw. zu beseitigen. Die LP-Technik liefert jedoch bessere Ergebnisse und besitzt nicht so einen eingeschränkten Anwendungsbereich im Cepstrum wie die MAV-Technik.

Die Auswertung der simulierten idealisierten Impulsantwort der Wandreflexionsmessung zeigt, dass der für die Mikrofonposition 2 berechnete Absorptionsgrad nur geringfügig um den in der Simulationsangabe angenommenen Absorptionsgrad von $\alpha = 0,36$ schwankt. Jedenfalls ist jedoch darauf zu achten, dass das Messsignal bei der Aufnahme gut ausgesteuert ist, damit auch bei der Messung von hochabsorbierenden Materialien die auszuwertende Impulsantwort noch genügend Signal-Rauschabstand besitzt.

4.3 Zusammenfassung zur Untersuchung der Unterdrückung von störenden Reflexionen

In diesem Kapitel wurden Möglichkeiten aufgezeigt, wie störende Reflexionen in der Reflexionsgradmessung reduziert werden können, um eine Erweiterung des Messfrequenzbereiches zu tieferen Frequenzen hin zu erreichen.

Einerseits wurde eine technisch-wirtschaftlich optimierte Beamformerlösung entwickelt und andererseits signaltheoretische Lösungen im Cepstralbereich vorgestellt, mit denen es möglich ist den Einfluss von störenden Reflexionen zu reduzieren. Letztere können auch in Kombination mit der Beamformer-Technik angewendet werden.

Vergleicht man den Einsatzbereich dieser beiden Lösungsansätze so ist festzuhalten, dass die Verwendung der cepstralen Techniken in der Einmikrofonmethode dann an seine Grenzen stößt, wenn sich die störende Reflexion im unmittelbaren Umfeld des Zeitpunktes der nützlichen Reflexion der Prüffläche befindet. Dies lässt sich jedoch üblicherweise durch die Wahl einer geeigneteren Messposition vermeiden. In der Beamformeranwendung bereitet dieser Umstand keine Probleme, da durch die Richtwirkung des Beamformers die störende Reflexion ohnehin bedämpft wird. Die Beamformeranwendung stößt jedoch dann an ihre Grenzen, wenn störende Reflexionen von vorne (d.h. aus der Richtung der nützlichen Reflexion der Prüffläche) auf das Array eintreffen. Das Ergebnis des Beamformers führt zum Schluss, dass bei der Messung einer schallharten Reflexionsfläche die Bodenreflexion zwar die Gesamtenergie nicht wesentlich beeinflusst (bei absorbierenden Prüfflächen ist das nicht der Fall), jedoch zu erheblichen Welligkeiten im Spektrum führt. Nachteilig bei der Beamformeranwendung ist auch, dass die teilweise abschirmende Wirkung der Arrayapertur für die hinter dem Mikrofon 1 angeordneten restlichen Mikrofone, Auswirkungen auf das Messergebnis im oberen Frequenzbereich hat. Hinsichtlich der Qualität des erreichten Ergebnisses ist der Verwendung der cepstralen LP-Technik mit der Einmikrofonmethode der Vorzug zu geben, da mit dieser Lösung die geringsten Welligkeiten im gemessenen Reflexionsfaktor erreicht werden.

In diesem Kapitel wurden auch folgende Einflussfaktoren mit Hilfe einer wellentheoretischen Simulation untersucht:

- 1) Richtcharakteristik des Lautsprechers
- 2) Schallausbreitungsdämpfung
- 3) Schallabsorptionsgrad der Prüffläche
- 4) Beschränkung der Prüffläche auf die Reflexion innerhalb der „Aktiven Fläche“
- 5) Adrienne-Fensterung der „Aktiven Fläche“
- 6) Richtcharakteristik des Beamformers

Zusammenfassende Erkenntnis dieser Untersuchung ist, dass die üblicherweise untersuchte Prüfflächengröße zu klein ist, als dass man von einer sehr großen Reflexionsfläche ausgehen kann. Dieser Umstand führt zu Welligkeiten im wellentheoretisch berechneten Summenschalldruck bei Betrachtung der Reflexion innerhalb der „Aktiven Fläche“ und zu einem überhöhten berechneten Schalldruck. Der Grund dafür liegt in der zu geringen Anzahl der Fresnel'schen Zonen (frequenzabhängig), die auf der Prüffläche Platz finden. Durch die fehlende natürliche Divergenz stellt sich kein stabiler Frequenzverlauf des Summenschalldrucks ein. Durch die oben genannten untersuchten Einflussfaktoren werden äußere Fresnel'sche Zonen zusätzlich bedämpft, weshalb sich die Welligkeiten im spektralen Summenschalldruck reduzieren und dem idealisiert zu erwartenden Schalldruck gem. $1/r$ -Ausbreitungsgesetz im mittleren und oberen Frequenzbereich sehr gut annähern. Da in der Praxis das signaltheoretisch ausgewertete Messsignal mit all diesen Einflussfaktoren bereits beaufschlagt ist, kommt man OHNE Korrektur dieser Einflussfaktoren der idealisiert zur erwartenden $1/r$ -Ausbreitung am nächsten.

5 Zusammenfassung

Diese Arbeit behandelt die Messung des Schallabsorptionsgrades von Materialien mit der In-situ-Messtechnik. Basierend auf dem standardisierten Verfahren gem. Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5 („Adrienne-Verfahren“) werden kritische Punkte genauer untersucht, bzw. Verbesserungen dieser Messtechnik ausgearbeitet. Für die Aufweitung des Messbereiches zu tieferen Frequenzen hin werden geeignete Methoden zur Unterdrückung störender Reflexionen vorgestellt.

Im Zuge der Untersuchungen zum „Adrienne-Verfahren“ wurde die Schallquelle hinsichtlich der Richtcharakteristik des Lautsprechers, der Lage des akustischen Zentrums und der Gruppenlaufzeit des Lautsprechers analysiert. Dabei stellte sich heraus, dass die Richtcharakteristik des Lautsprechers den größten Einfluss auf den ermittelten Reflexionsgrad besitzt. Durch die Wahl eines Lautsprechers mit geeigneter Richtcharakteristik kann deren Einfluss auf die Einzahlangabe zur Schallreflexion DL_{RI} in vertretbaren Grenzen gehalten werden.

Die weiteren Untersuchungen zur Schallausbreitung von der Schallquelle über die Reflexion am Prüfobjekt bis hin zum Mikrofon, behandeln die Abweichungen vom $1/r$ -Entfernungsgesetz, die störende Lautsprecherreflexion und Interferenzerscheinungen des Schallfeldes in Folge einer strukturierter Oberflächenbeschaffenheit des Prüfobjektes. Die der Betrachtung zur Gültigkeit des $1/r$ -Entfernungsgesetzes hat gezeigt, dass unter den normativ vorgegebenen Abständen nur geringe Abweichungen feststellbar waren. Wesentlich dabei ist jedoch die Größe und Form des verwendeten Lautsprechers. Bei kleineren Lautsprechern mit kugel- bis tropfenförmiger Gehäuseform ist eine Reduktion der Richtcharakteristik und des Einflusses der Dipolquellen an den Lautsprechergehäusekanten zu erwarten. Meist liefern kleinere Lautsprechern auch eine kürzere Impulsantwort, was eine bessere Trennung von Direktschall und Wandreflexion in der Impulsantwort ermöglicht. Nachteilig zeigt sich bei kleineren Lautsprechern jedoch der geringe Beschallungspegel, wodurch mit einem kleineren Störgeräuschabstand zu rechnen

ist. Abhilfe schafft hier eine adaptive Störschallunterdrückung, die eine gewichtete Mittlung der Einzelmessungen in Abhängigkeit von ihrem Signalpegel vorsieht.

Bei Lärmschutzwänden (LSW) ab einer Höhe von 4m (ohne Sockel) tritt die Reflexion der rücklaufenden Welle am Lautsprechergehäuse ins Analysezeitfenster. Der Einfluss dieser störenden Reflexion auf das DL_{RI} ist abhängig von der schallabsorbierenden Eigenschaft der Prüffläche und von der Größe des Lautsprechers. Um eine Beeinflussung zu vermeiden, ist das Zeitfenster zu kürzen oder die störende Lautsprecherreflexion durch einen geeignete Tiefpassfilter bzw. cepstrales Liftering zu beseitigen.

Betreffend der Auswirkungen von Interferenzerscheinungen im Nahfeld von schwach strukturierten Reflexionsflächen auf die Reflexionsgradmessung zeigt sich, dass auch bei Strukturturen kleiner 85mm, für die lt. ÖNorm CEN/TS 1793-5 noch keine zusätzlichen Mikrofonbezugspositionen vorgeschrieben sind, erhebliche Standardabweichungen im oberen Frequenzbereich bei leichter Variation der Messpunkte zu erwarten sind. Auf Grundlage dieser Messungen wird ein Vorschlag für den Abstand des Mikrofons von der Prüffläche in Abhängigkeit von der Strukturture der Oberfläche ausgearbeitet.

Für den Fall, dass all diese Einflussfaktoren bei einer Messung eintreten, ist mit einer Abweichung der ermittelten Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} von $-0,9$ bis $+1,1$ dB zu rechnen.

Eine weitere Verbesserung zu den normativen Vorgaben zum „Adrienne-Verfahren“ bildet die Verwendung eines logarithmischen Sinus-Sweeps als Anregungssignal. Diese spezielle Impulsantwortmesstechnik besitzt den Vorteil unempfindlich gegen Nichtlinearitäten (Lautsprecherverzerrungen) und robust gegen Zeitvarianzen der Übertragungsstrecke zu sein.

Zusammenfassend zu den Untersuchungen der Schallabsorption an Lärmschutzwänden kann nach einer Vielzahl von durchgeführten In-situ Messungen mit dem Adrienne-Verfahren gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 festgehalten werden, dass das Ergebnis der Einzahl-Angabe zur Schallreflexion DL_{RI} etwa halb so hoch ist wie die bisherige Prüfung von Lärmschutzwänden im Hallraum gem. EN 1793-1. Dies liegt hauptsächlich im Kanteneffekt und dem sehr diffusen Schallfeld des Hallraumes begründet. Da bisher KEINE In-situ gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 geprüfte Lärmschutzwand ein DL_{RI} größer 9dB aufweist und das DL_{RI} einiger LSW unter 4dB liegt, liefert die in dieser Arbeit vorgestellte eigene In-situ Klassifikation eine bessere Zuordnung von In-situ geprüften Lärmschutzwänden als die Klassifikation gem. EN 1793-1 und ZTV-Lsw 06. Die Messung der Schallabsorption von Lärmschutzwänden gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 (In-situ

Adrienneverfahren) ist der Hallraummessung gem. ÖNorm EN 1793-1 aus folgenden Gründen vorzuziehen.

- Die Hallraum-Messung ist auf Grund der erheblichen Standardabweichung des gemessenen Absorptionsgrades ungeeignet für einen aussagekräftigen Vergleich von Lärmschutzwänden anhand der Einzahl-Angabe DL_a .
- Die In-situ Messung unter diskreten Schalleinfallswinkeln repräsentiert eher das Schallfeld im praktischen Einsatzgebiet als das diffuse Schallfeld im Hallraum.
- Die In-situ Messung ermöglicht die schalltechnische Überprüfung der LSW vor Ort – Überprüfung der Ausführungsqualität und der Langlebigkeit möglich.
- Die In-situ Messung ist bei laufendem Verkehr, ohne Demontage des Prüfobjektes und mit geringem Messaufwand möglich.

Erweiternd zum standardisierten „Adrienne-Verfahren“ werden in der vorliegenden Arbeit Methoden zur Unterdrückung störender Reflexionen vorgestellt, mit denen eine Aufweitung des Messbereiches zu tieferen Frequenzen hin möglich ist. Die aus den zuvor durchgeführten Untersuchungen zum „Adrienne-Verfahren“ erlangten Erkenntnisse zeigen, dass bereits bei geringen Strukturweiten der Messabstand zur Prüffläche zu vergrößern ist. Dies führt grundsätzlich zu einer Verkürzung des zur Verfügung stehenden Zeitbereiches zwischen Prüfflächenreflexion und erster störender Reflexion. Wenn die Kombination aus Messabstand und Größe des gegenständlich untersuchten Prüfobjektes ein längeres Zeitfenster zulässt, kann mit den in dieser Arbeit vorgestellten Methoden die störende Reflexion in dem Ausmaß unterdrückt bzw. beseitigt werden, dass das Analysezeitfenster verlängert und somit die maximal auf der Prüffläche platzfindende „Aktive Fläche“ ausgenutzt werden kann. Dadurch wird eine Aufweitung des Messbereiches zu tieferen Frequenzen hin erreicht.

Als erstes wurde die Methode der Beamformer-Technik in der Reflexionsgradmessung untersucht. Dabei werden mehrere Mikrofonensignale unter Anwendung signaltheoretischer Algorithmen derart miteinander verknüpft werden, sodass ein virtuelles Mikrofon mit einer speziellen Richtcharakteristik entsteht. Durch diesen räumlichen Filter können Signale aus einer bestimmten Richtung bevorzugt betrachtet werden. Gleichzeitig mit dem Nutzsignal auftretende nicht gewünschte Signale aus einer anderen Richtung können dabei unterdrückt werden. In vorliegenden Arbeit wird ein sog. „constant directivity beamformer“ (CDB) verwendet, wobei die signaltheoretische Zusammenführung der Mikrofonensignale mit einem Delay&Sum-Beamformer in Kombination mit einer Gewichtungsfunktion (z.B.

FIR-Filterung) durchgeführt wird. Die Rahmenbedingungen der Messgeometrie führen zur Wahl eines eindimensionalen Mikrofonarrays (Linearray), wobei die Anzahl der Mikrofone im Sinne einer technisch-wirtschaftlich optimierten Lösung auf 8 Stück beschränkt wird. Die Ergebnisse der Beamformer-Technik zeigen, dass obwohl die Bodenreflexion durch die räumliche Filterung energetisch betrachtet ausreichend gedämpft werden kann, Restwelligkeiten im Reflexionsgrad auf Grund der unvollständigen Beseitigung der störenden Reflexion bestehen bleiben und keine eindeutige Bestimmung des Absorptionsgrades der Prüffläche zulassen.

Die aus der Beamformer-Technik gewonnenen Erkenntnissen führen zu Anwendung cepstraler Techniken in der Reflexionsgradmessung mit der Ein-Mikrofonmethode. Dabei wird nach der homomorphen Entfaltung der Impulsantwort, die Beseitigung der störenden Reflexion im Cepstralbereich mit der Moving-Average(MAV)-Technik und der Linearen-Prädiktions(LP)-Technik untersucht. Die Ergebnisse der Untersuchung zeigen, dass beide Techniken geeignet sind, den Einfluss von störenden Reflexionen im Cepstralbereich zu reduzieren bzw. zu beseitigen. Die LP-Technik liefert jedoch bessere Ergebnisse und besitzt weniger Einschränkungen im Cepstralbereich als die MAV-Technik was die Abstände zwischen nützlicher Reflexion und störenden Reflexionen betrifft.

Vergleicht man die Qualität des erreichten Ergebnisses der vorgestellten Methoden zur Unterdrückung störender Reflexionen, so ist der Verwendung der cepstralen LP-Technik mit der Ein-Mikrofonmethode der Vorzug zu geben, da mit dieser Lösung die geringsten Welligkeiten im gemessenen Reflexionsfaktor erreicht werden.

Die wellentheoretische Simulation des Einflusses der örtlichen Ausdehnung der Adrienne-Fensterung, der Lautsprecher- und Beamformerrichtcharakteristik, der Schallausbreitungsdämpfung und der Beschränkung der Prüffläche auf die Reflexion innerhalb der „Aktiven Fläche“ zeigt, dass OHNE Anwendung von Korrekturfunktionen der berechnete Summenschalldruck im gesamten Frequenzbereich über dem zu erwartenden Schalldruck der $1/r$ -Ausbreitung einer idealen Punkteschallquelle liegt. Durch die Berücksichtigung des örtlichen Ausblendens durch das Adrienne-Fenster in der Simulationsberechnung nähert sich der berechnete Summenschalldruck sehr gut dem idealisierten Schalldruck der $1/r$ -Ausbreitung an. Da das messtechnisch ausgewertete Signal mit all den betrachteten Korrekturfunktionen automatisch beaufschlagt ist, kommt man OHNE Korrektur der Einflussfaktoren der idealisiert zur erwartenden $1/r$ -Ausbreitung am nächsten.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die In-situ Messtechnik ein wichtiges „Werkzeug“ sowohl zur Bestimmung des Absorptionsgrades als auch der Schalldämmung

von Prüfobjekten unter realen Einsatzbedingungen ist. Aufbauend auf der Vornorm ÖNorm CEN/TS 1793-5, könne einige bisherige messtechnische Einschränkungen unter zu Hilfenahme von zusätzlichen signaltheoretischen Algorithmen aufgehoben werden. Für die Anwendung der In-situ-Messtechnik in der Bestimmung der akustischen Eigenschaften von Lärmschutzwänden bedeutet dies, dass es in Zukunft zielführend sein wird den Messabstand bei strukturierten LSW im zulässigen Maß zu vergrößern, um eine zuverlässigere Aussage über die Fernfeldwirkung von Lärmschutzwänden treffen zu können. In raumakustischen Anwendungen werden mit Hilfe der Unterdrückung der störenden Reflexionen in der In-situ-Messtechnik auch kleinere Raumbegrenzungsflächen mit einem erweiterten Messbereich zu tieferen Frequenzen hin ausgewertet werden können. Ergänzend zu bisherigen Absorptionsdaten aus dem Messlabor und berechneten Schallabsorptionsdaten stehen somit zusätzliche akustische Materialinformationen aus realen Anwendungssituationen zur Verfügung, die für die Raumakustikplanung hilfreich sind.

6 Anhang

Im Zuge dieser Arbeit wurden eine Vielzahl von In-situ Messung an Lärmschutzwänden sowohl auf Autobahnen als auch auf Betriebsgeländen durchgeführt. Die nachstehende Tabelle zeigt eine Auswahl von Messergebnissen der Einzahl-Angabe zur Schallreflexion, der gebräuchlichsten LSW-Materialien nach dem „Adrienne-Verfahren“ (In-situ) gem. ÖNorm CEN/TS 1793-5 (DL_{RI}) und dem „Hallraum-Verfahren“ gem. ÖNorm EN 1793-1 (DL_{α}).

Materialbeschreibung der LSW	Strukturtiefe [mm]	Einzahl-Angabe zur Schallreflexion	
		„Adrienne- Verfahren“ DL_{RI} [dB]	„Hallraum- Verfahren“ DL_{α} [dB]
zementgebundene Holzspanplatte	25	2	4
zementgebundene Holzspanplatte	35	4	8
Holzlaten (ca. 58% Freianteil) auf Vlies mit Mineralwolle	20	6	14 ^{*)}
Holzflechtwand (ca. 36% projezierter Freianteil) auf Vlies mit Mineralwolle	43	5	9 ^{*)}
Alukassette gelocht auf Vlies mit Mineralwolle	20	6	9
Ziegel aus Holzspan-Mantelbeton	53	6	11
Polyethylen-Schaum	77	9	20

Tab. 6.1: Gegenüberstellung der Einzahl-Angaben zur Schallreflexion DL_{RI} aus dem „Adrienne-Verfahren“ und DL_{α} aus dem „Hallraum-Verfahren“ für verschiedene Materialien von LSW;
^{*)} vergleichbares Produkt eines anderen Herstellers;

7 Literaturverzeichnis

- [1] Baumann P.D., S.P. Lipshitz, J. Vanderkooy, "Cepstral Techniques for Transducer Measurement", presented at the 76th Convention of the AES, New York, 1984 October 8-11, preprint No.2172;
- [2] Baumann P.D., S.P. Lipshitz, J. Vanderkooy, "Cepstral Techniques for Transducer Measurement: Part II", presented at the 79th Convention of the AES, New York, 1985 October 12-16, preprint No.2302;
- [3] Berkhout A. J., de Vries D. und Vogel P.: "Acoustic control by wave field synthesis". J. Acoust. Soc. Am., Vol. 93 No. 5. p.2764, 1993;
- [4] Berkhout A. J.: "A Holographic Approach to Acoustic Control". J. Audio eng. Soc., Vol. 36, No. 12, p. 977, 1988;
- [5] Bogart B.P., M.J.R. Healy, and J.W.Turkey, „The quefrency analysis of time series for echoes: Cepstrum, pseudo-autovariance, cross-cepstrum, and saphe cracking“ in Time Series Analysis, M. Rosenblatt, Ed. 1963, ch. 15, pp. 209-243;
- [6] Clairbois J.-P., Beaumont J., Garai M, Schupp G.: "A new in-situ method for the acoustic performance if road traffic noise reducing devices“, In: Proc. of Euronoise 98, 1998, p. 813-818;
- [7] Clairbois J.-P., Beaumont J., Garai M, Schupp G.: "A new in-situ method for the acoustic performance if road traffic noise reducing devices“, In: Proc. of ICA 98, 1998, p. 471-472;
- [8] Cremer L., H.A. Müller, "Die wissenschaftlichen Grundlagen der Raumakustik – Band 1", S. Hirzel Verlag Stuttgart, 2. Auflage, 1978;
- [9] Cremer L., H.A. Müller, "Die wissenschaftlichen Grundlagen der Raumakustik – Band 2", S. Hirzel Verlag Stuttgart, 2. Auflage, 1976;
- [10] Farina A.: „Simultaneous measurements of impuls response and distortion with a swept sine technique" presented at the 108th Convention of the Audio Engineering Society, Paris 2000, Preprint 5093; J.Audio Eng. Soc. (Abstracts), Vol. 48, p.350 April 2000,

- [11] Fuhs S.: "Korrektur der Lautsprecherrichtcharakteristik im Adrienne-Verfahren", Institut für Elektronische Musik in Akustik, Graz, DAGA 2006;
- [12] Fuhs S.: "Validierung des Entfernungsgesetzes und Korrektur der Gruppenlaufzeit und des akustischen Zentrums des Lautsprechers im Adrienne-Verfahren", Institut für Elektronische Musik in Akustik, Graz, DAGA 2006;
- [13] Garai M., Berenger M., Guidorzi P., L'Hermite P.: "Procedure for measurement of the sound absorption of road surfaces in situ", In: Proc. of Euronoise 98, 1998, p. 819-824;
- [14] Garai M.: "Measurement of the sound-absorption coefficient in situ: the reflection method using periodic pseudo-random sequences of maximum length", Applied Acoustics, Vol 39, 1993, p. 119-139;
- [15] Griesinger D.: „Beyond MLS – Occupied Hall Measurement with FFT Techniques" J. Audio Eng. Soc., Vol 44, p. 1174 (abstract), 101st AES convention, preprint 4403;
- [16] Haykin S., "Adaptive Filter Theorie", Fourth Edition, Verlag: Prentice Hall;
- [17] Heyser R.C.: „Acoustical Measurements by Time Delay Spectrometry" J. Audio Eng. Soc., vol. 15, 1967, p. 370-382;
- [18] Heyser R.C.: „Determination of Loudspeaker Signal Arrival Times, Parts I,II & III" J. Audio Eng. Soc., 1971, pp. 734-743, pp. 829-834, pp. 902 or AES Loudspeakers Anthology, vol. 1-25, pp. 225;
- [19] Heyser R.C.: „Loudspeaker Phase Characteristics and Time Delay Distortion" J. Audio Eng. Soc., vol. 17, 1969, p. 30-41;
- [20] Kennedy R.A., T.D. Abhayapala and D.B. Ward, "Broadband nearfield beamforming using a radial beampattern transformation", IEEE Transaction of signal processing, Vol. 46, No. 8, August 1998;
- [21] Kob M.: "Vergleichbarkeit von Absorptionsgradmessung im Hallraum", Physikalisch-Technische Bundesanstalt Braunschweig, DAGA 1995;
- [22] Kuttruff H., „Akustik – Eine Einführung", S. Hirzel Verlag Stuttgart, 2000, ISBN 3-7776-1244-8;
- [23] Lacroix A., Brandstein M., Venetsanopoulos A. and Ward D., "Microphone Arrays – Signal processing techniques and applications", ISBN 3-540-41953-5, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York 2001;
- [24] Mechel F. P., „Schallabsorber, Band 1 – Äußere Schallfelder, Wechselwirkungen", S. Hirzel Verlag Stuttgart 1989;
- [25] Mommertz E.: "Angle-dependent in-situ measurements of reflection coefficients using a subtraction technique", Applied Acoustics, Vol. 46, 1995, p. 251-263;

- [26] Müller S., Massarani P.: "Transfer-Function Measurement with Sweeps", J.Audio Eng. Soc., Vol 49, No. 6, Juni 2001, p. 443-471;
- [27] Nocke C.: "In-situ Messung der akustischen (Wand)-Impedanz", Dissertation an der Universität Oldenburg, März 2000, ISBN 3-8265-7471-0;
- [28] ÖNorm (Vornorm) CEN/TS 1793-5, "Lärmschutzeinrichtungen an Straßen – Prüfverfahren zur Bestimmung der akustischen Eigenschaften – Teil 5: Produktspezifische Merkmale – In-situ-Werte der Schallreflexion und der Luftschalldämmung", Ausgabe 1. Oktober 2003;
- [29] ÖNorm EN 1793-1, "Lärmschutzeinrichtungen an Straßen – Prüfeigenschaften zur Bestimmung der akustischen Eigenschaften – Teil 1: Produktspezifische Merkmale der Schallabsorption", 01.03.1998;
- [30] ÖNorm EN 1793-2, "Lärmschutzeinrichtungen an Straßen – Prüfeigenschaften zur Bestimmung der akustischen Eigenschaften – Teil 2: Produktspezifische Merkmale der Luftschalldämmung", 01.03.1998;
- [31] ÖNorm EN 1793-3, "Lärmschutzeinrichtungen an Straßen – Prüfeigenschaften zur Bestimmung der akustischen Eigenschaften – Teil 3: Standardisiertes Verkehrslärmspektrum", 01.03.1998;
- [32] ÖNorm EN ISO 10534-1, "Akustik – Bestimmung des Schallabsorptionsgrades und der Impedanz in Impedanzrohren – Teil1: Verfahren mit Stehwellenverhältnis (ISO 10354-1:1996)", 01.01.2002;
- [33] ÖNorm EN ISO 10534-2, "Akustik – Bestimmung des Schallabsorptionsgrades und der Impedanz in Impedanzrohren – Teil2: Verfahren mit Übertragungsfunktionen (ISO 10354-2:1998)", 01.01.2002;
- [34] ÖNorm EN ISO 354, "Akustik – Messung der Schallabsorption in Hallräumen (ISO 354: 2003)", 01.11.2003;
- [35] Rife D.D. and Vanderkooy J.: „Transferfunction Measurement with Maximum-Length Sequences" J. Audio Eng. Soc., vol. 37, Juni 1989, p. 419-444,
- [36] Salamouris S.I., "A Method for Extending the Measured Response of a Loudspeaker towards the low Frequencies, with the use of Cepstral Analysis", presented at the 92th Convention of the AES, Vienna, 1992 March 24-27, preprint 3233;
- [37] Stan G.B., Embrechts J.J. and Archambeau D.: „Comparison of Different Impuls Response Measurements Techniques“, J.Audio Eng. Soc., Vol 50, No. 4, April 2002,
- [38] Urban M. et al: „The Distributed Edge Dipole (DED) Modell for Cabinet Diffraction Effects“. J. Acoustics. Soc.Am., Vol.52, No.10, p.1043, Okt 2004;

- [39] Vaseghi S.V., “Advanced Signal Processing and Digital Noise Reduction”, Queen’s University of Belfast, Verlag: Wiley Teubner;
- [40] Verheijen E.: “Sound Reproduction by Wave Field Synthesis”. Thesis, TU-Delft, Niederlande 1998;
- [41] Vogel P.: „Application of Wave Field Synthesis in Room Acoustics“. Thesis, TU-Delft, Niederlande, 1993;
- [42] Wilms U., Heinz R.: “In-situ Messung komplexer Reflexionsfaktoren von Wandflächen“, *Acustica*, Vol. 75, 1991, p. 28-38;
- [43] ZTV-Lsw 06, Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für die Ausführung von Lärmschutzwänden an Strassen; Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, Ausgabe 2006 ;