

Empa
Überlandstrasse 129
CH-8600 Dübendorf
T +41 58 765 11 11
F +41 58 765 11 22
www.empa.ch



Bundesamt für Umwelt (BAFU)
3003 Bern

Schalltechnische Prognose von Verbindungen im mehrgeschossigen Massivholzbau

Forschungsbericht: Empa-Nr. 5211.01796.100.01_2
Verfügungsnummer: 16.0017.PJ/2-19.05
Verfügung vom: 16. Dezember 2019
Anzahl Seiten: 77

Dübendorf, 18. Dezember 2020

Autor:

Urs Pachale

Abteilung Akustik / Lärminderung

Der Abteilungsleiter:

Jean Marc Wunderli

Anmerkung: Bericht und Unterlagen werden 10 Jahre archiviert.

Zusammenfassung

In den Labors der Empa wird die Luft- und Trittschalldämmung unterschiedlicher Wand- und Bodenaufbauten experimentell bestimmt. Die so ermittelten Daten für Holzwände und -decken wurden bereits teilweise auf der Website "lignumdata.ch" einem Fachpublikum verfügbar gemacht.

Auch die Stossstellendämmung unterschiedlicher Verbindungen im Holzmassivbau wird in den Labors der Empa experimentell bestimmt. Die Messungen beschreiben jedoch nur die untersuchte Kombination aus Bauteilen und Bauteilverbindungen.

Ziel des Projekts war es, die Aussagekraft dieser Labormessungen zu erweitern, d. h., die aus Messungen bekannten Bauteile und Bauteilverbindungen mittels geeigneter Werkzeuge möglichst beliebig miteinander kombinieren zu können und die akustische Leistungsfähigkeit dieser experimentell nicht untersuchten Kombinationen abzuschätzen. Auch diese prognostizierten Daten sollen anschliessend einem Fachpublikum zugänglich gemacht werden.

Mit Hilfe dieser Daten können Prognosen zum Schallschutz, z. B. nach EN 12354 durchgeführt werden, was mit dieser Norm bisher für den Holzmassivbau nur sehr eingeschränkt möglich ist.

Für das oben genannte Ziel bietet sich die Methode der Statistischen Energieanalyse, kurz SEA, an. Diese ist für den klassischen Massivbau etabliert, stösst jedoch im Holzmassivbau auf bisher ungelöste Probleme.

In diesem Projekt, das idealerweise als Voruntersuchung für ein mehrjähriges Gesamtprojekt dient, wurde geklärt, welche der für die SEA-Prognose benötigten Eingangsdaten bereits vorliegen bzw. welche Methoden zu ihrer Erhebung existieren.

Weiterhin wurde die Software SEAWOOD von InterAC für den Einsatz in diesem Projekt untersucht, es wurde ein an der Empa bereits experimentell untersuchter T-Stoss aus Holzbauteilen modelliert und die Prognoseergebnisse wurden mit den experimentellen Ergebnissen verglichen.

SEAWOOD zeichnet sich durch seine Handhabung und seinen Preis aus. Einige Ergebnisse wie der berechnete Transmissionskoeffizient zwischen zwei linienverbundenen Platten lassen sich mit Vergleichsrechnungen jedoch nicht vollständig nachvollziehen.

Es liegt deshalb nahe, für weitere Untersuchungen eine eigene Software für die Erstellung und Lösung der SEA-Gleichungen zu implementieren. Dies würde auch den Vorteil bieten, den Rechengang besser zu kontrollieren. Weiterhin wäre dieser Ansatz wahrscheinlich flexibler, was die Einbindung anderer, nicht-analytischer Methoden und Eingangsdaten anbelangt.

Dieses Teilprojekt hat weiterhin gezeigt, dass alle Wellenarten, also Transversal-, Scher- und Longitudinalwellen im Modell berücksichtigt werden müssen. Eine Modellierung nur von BiegeWellen reicht nicht aus.

Weiterhin sollte die Mindlinsche Plattentheorie berücksichtigt werden, eventuell in Form frequenzabhängiger Materialparameter.

Die bisherige Modellierung der Bauteilverbindungen mit Punkt- und Linienverbindungen führt zu Ergebnissen, die die experimentell ermittelten Ergebnisse bereits gut erklären. Trotzdem werden nicht alle experimentellen Ergebnisse, die in diesem Teilprojekt zur Validierung herangezogen wurden, befriedigend erklärt.

Es liegt daher nahe, den Punkt- und Linienverbindungen unter anderem auch Federeigenschaften zuzuschreiben.

Eine Fortsetzung des Projekts wird empfohlen, da die Ergebnisse dieses Teilprojekts gezeigt haben, dass das Ziel des Gesamtprojekts, die Körperschallübertragung über Bauteilverbindungen im Holzmassivbau numerisch im Sinne einer in der Praxis geforderten Genauigkeit abzubilden, realistisch und in einem überschaubaren Zeitrahmen erreichbar ist.

Inhaltsverzeichnis

	Zusammenfassung	
	Inhaltsverzeichnis	4
1	Ausgangslage und Stand der Technik	5
2	Ziele des Projekts und Vorgehensweise	17
3	Aufstellen eines SEA-Netzwerks (Workpackage 1)	19
4	Ermittlung der Eingangsdaten für Holzmassivbauteile (Workpackage 2 und 3)	25
5	Überprüfung der Leistungsfähigkeit und der Einschränkungen von SEAWOOD	35
6	Untersuchung unterschiedlicher Einflüsse auf das Prognoseergebnis	52
7	Modellierung eines T-Stosses (Workpackage 4)	56
8	Diskussion und Ausblick	75
9	Literatur	76

1 Ausgangslage und Stand der Technik

Der Schutz vor Lärm ist ein elementares Bedürfnis des Menschen. Dies gilt in besonderem Masse für seinen Wohnraum und hier zum Beispiel für den Schutz vor Strassenverkehrslärm oder vor Lärm aus benachbarten Wohnungen. Ein guter Lärmschutz kann hier wesentlich zu einer hohen Lebensqualität und Leistungsfähigkeit beitragen. In vielen Ländern fordert der Gesetzgeber daher einen Minimalstandard des baulichen Lärmschutzes, der z. B. in der Schweiz in der Norm SIA 181 [1] festgeschrieben ist.

Das Fachgebiet der Bauakustik betrachtet die Schallübertragung im Gebäude, liefert Erkenntnisse über die Schallübertragungswege und bietet Werkzeuge zu deren Minderung an. Sie kann z. B. die Schallübertragung im Gebäude in einzelne Schallübertragungswege aufteilen, die dann einzeln einer Untersuchung im Labor zugänglich sind. Damit ist es möglich, den Einfluss dieser Wege zu untersuchen, zu optimieren und zu modellieren. Auf die experimentelle Untersuchung einzelner Schallübertragungswege wird in Abschnitt 1.1 eingegangen.

Andererseits ist es möglich, die Schallübertragung im Gebäude mit diesen Eingangsdaten der Einzelwege zu prognostizieren. Eine solche Prognose ist in der Norm EN 12354 (z. B. in Teil 1 [2] für die Luftschall- und in Teil 2 [3] für die Trittschallübertragung) normiert. Auf diese Prognosen wird in den Abschnitten 1.2 bis 1.4 eingegangen.

1.1 Bauakustische Messungen im Labor

Die experimentelle Untersuchung einzelner Schallübertragungswege gehört zum klassischen Aufgabengebiet der Gruppe Bauakustik der Abteilung Akustik/Lärminderung der Empa in Dübendorf und die im Rahmen dieses Projekts relevanten Messverfahren werden im Folgenden kurz beschrieben. Anschliessend wird deren Zusammenhang mit der Schallausbreitung im Gebäude dargestellt und auf Prognosen nach EN 12354 eingegangen.

Die Luftschalldämmung von z. B. Wänden oder Decken wird im Bauakustiklabor der Empa nach der Norm EN ISO 10140-2 [4] bestimmt. Der Versuchsaufbau besteht aus zwei Räumen, die zusammen mit einem den Prüfkörper der Fläche S fassenden Rahmen ein Raumpaar bilden (Abbildung 1). Die beiden Räume und der Rahmen sind voneinander vibroakustisch entkoppelt, um im Rahmen der technischen Möglichkeiten eine Schallübertragung zwischen den Räumen auf den interessierenden direkten Weg durch den Prüfkörper zu beschränken. Bei akustischer Anregung einer der beiden Räume, dem Senderraum, mit einem Lautsprecher werden die zeitlich und räumlich gemittelten Schalldruckpegel L_1 und L_2 in beiden Räumen bestimmt. Weiterhin wird die äquivalente Schallabsorptionsfläche A im Empfangsraum bestimmt und daraus wird das Schalldämmmass im Labor

$$R = L_1 - L_2 + 10 \lg \frac{S}{A} \quad (\text{Gleichung 1})$$

ermittelt [4]. Alle in diesem Bericht angegebenen Grössen sind in SI-Einheiten definiert, sofern nicht anders angegeben.

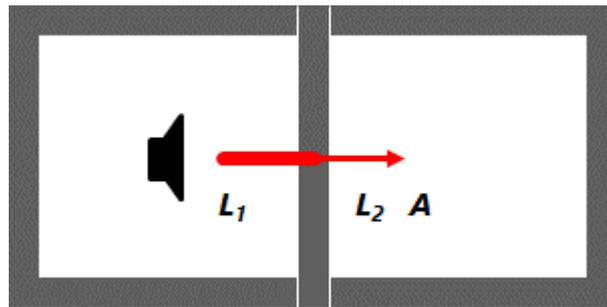


Abbildung 1: Bestimmung der Luftschalldämmung im Labor.

Die Trittschalldämmung von Decken und in seltenen Fällen auch von Wänden wird nach Norm EN ISO 10140-3 [5] mit Hilfe einer normierten Körperschallquelle, im Fall von Böden z. B. mit einem Normhammerwerk, bestimmt. In einem Prüfstand, der wie oben beschrieben, primär nur die Schallübertragung über das zu untersuchende Bauteil zulässt, wird der Prüfkörper mit dem Hammerwerk angeregt und der räumlich und zeitlich gemittelte Schalldruckpegel L im Empfangsraum gemessen (Abbildung 2). Zusammen mit der auch hier bestimmten äquivalenten Schallabsorptionsfläche A werden der Normtrittschallpegel

$$L_n = L + 10 \lg \frac{A}{A_0} \quad (\text{Gleichung 2})$$

und gegebenenfalls weitere, daraus abgeleitete Grössen bestimmt ($A_0 = 10 \text{ m}^2$) [5].

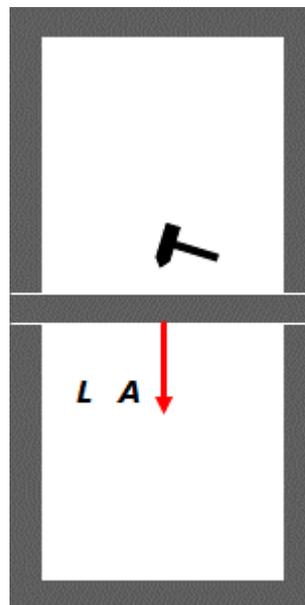


Abbildung 2: Bestimmung der Trittschalldämmung im Labor.

Beispiele für Daten zur Luft- und Trittschalldämmung von unterschiedlichen Massivholzelementen, die an der Empa untersucht wurden, finden sich z. B. auf der Website "lignumdata.ch".

Während Wände und Decken durch das Luftschalldämmmass R und den Norm-Trittschallpegel L_n beschrieben werden, werden Stossstellen, also die Verbindung zwischen verschiedenen Elementen, durch das Stossstellendämm-Mass beschrieben. Für dessen Bestimmung nach EN ISO 10848-1 [6] wird an einem Bauteil-

stoss im Labor eines der Bauteile (Sendebauteil) mit einer Körperschallquelle, z. B. einem elektrodynamischen Schwingerer, zu Bauteilschwingungen angeregt und das Quadrat der räumlich und zeitlich gemittelten Körperschallschnelle $\langle v_{ij}^2 \rangle$ wird auf diesem und einem zweiten Bauteil (Empfangsbauteil) mit z. B. Beschleunigungssensoren bestimmt (Abbildung 3). Der Index i kennzeichnet hier das Sende- und der Index j das Empfangsbauteil.

Aus den Quadraten der Schnellepegel wird die Schnellepegeldifferenz

$$D = 10 \lg \frac{\langle v_i^2 \rangle}{\langle v_j^2 \rangle} \quad (\text{Gleichung 3})$$

berechnet [6]. Diese Messung erfolgt in beide Richtungen, d. h.: Sende- und Empfangsbauteil werden für eine zweite Messung vertauscht. Aus beiden Schnellepegeldifferenzen wird deren arithmetischer Mittelwert \bar{D} gebildet. Die Sendebauteile werden an mehreren Positionen angeregt, um im Mittel ein möglichst diffuses Schallfeld zu erhalten.

Zusammen mit den äquivalenten Absorptionslängen a_{ij} der beiden Elemente kann das Stossstellendämm-Mass

$$K_{ij} = \bar{D} + 10 \lg \frac{l_{ij}}{\sqrt{a_i a_j}} \quad (\text{Gleichung 4})$$

ermittelt werden [6].

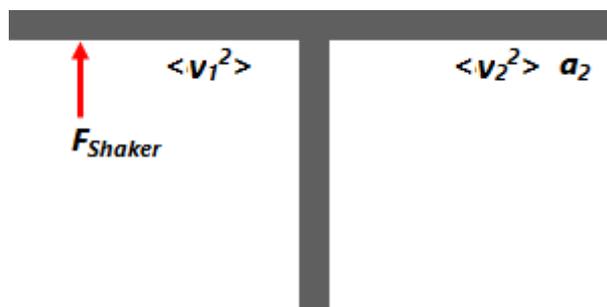


Abbildung 3: Bestimmung des Stossstellendämm-Masses.

1.2 Prognose der Schallausbreitung im Gebäude nach EN 12354

Bei der im vorherigen Abschnitt beschriebenen Ermittlung der Luft- und Trittschalldämmung werden die Schallübertragungsnebenwege durch die Bauweise des Labors unterdrückt.

Im Gebäude haben diese Nebenwege oft einen ebenso grossen Einfluss wie die Schallübertragung über das Trennbauteil [7].

EN 12354 betrachtet nur die Schallübertragung zwischen zwei Räumen eines Gebäudes, die ein gemeinsames Trennbauteil besitzen. Die beiden Seitenwände, der Fussboden und die Decke laufen über das Trennbauteil mit unter Umständen unterschiedlichen Flächen in beiden Räumen. Nur die genannten Elemente und ihre Verbindung am Trennbauteil werden für die Schallübertragung berücksichtigt (Abbildung 4), also nur die sogenannten Übertragungspfade erster Ordnung über eine einzige Stossstelle hinweg. Die Schallübertragung über die Decke, eine Seitenwand und erst dann über das Trennbauteil wird also z. B. ignoriert.

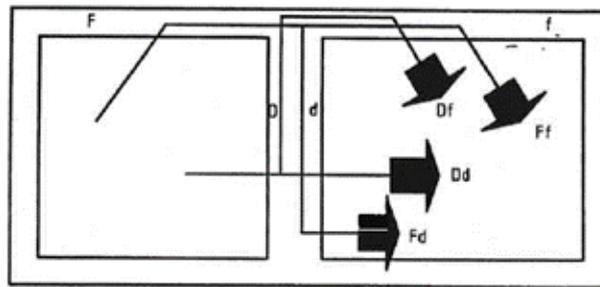


Abbildung 4: Schallübertragung zwischen zwei Räumen.

Neben der Direktschallübertragung über das Trennbauteil unterscheidet EN 12354 die folgenden Übertragungswege:

- Über die flankierenden Bauteile (Seitenwände, Fussboden, Decke)
- Die Luftschall-Direktübertragung z. B. über Öffnungen im Trennbauteil
- Die Luftschall-Nebenwegübertragung z. B. über Rohre der Klimaanlage oder Korridore

In diesem Projekt soll ausschliesslich die Übertragung über die flankierenden Bauteile untersucht und deshalb im Folgenden weiter differenziert werden.

Während es nur einen Weg direkt durch das Trennbauteil zwischen den beiden Räumen gibt (Pfad Dd in Abbildung 4), gibt es 12 weitere Nebenwege, die flankierende Bauteile einschliessen:

- Vier Wege über die Decke, den Fussboden und die beiden Seitenwände (Pfade Ff).
- Vier Wege, bei denen die Schallübertragung erst über das Trennbauteil und dann über jeweils eines der flankierenden Bauteile im Empfangsraum erfolgt (Pfade Df).
- Vier Wege, bei denen die Schallübertragung über zuerst eines der flankierenden Bauteile im Senderraum und dann das Trennbauteil erfolgt (Pfade Fd).

In jedem der 12 Fälle muss der Schall eine Stossstelle passieren.

EN 12354 kann die Wirkung von Vorsatzschalen vor Wänden und Decken berücksichtigen, die jedoch nicht Gegenstand dieses Projekts sind und deshalb vernachlässigt werden.

Das Flankendämmmass

$$R_{ij} = L_1 - L_2 + 10 \lg \frac{S}{A} \quad (\text{Gleichung 5})$$

über einen der 12 genannten Wege kann analog der Direktluftschalldämmung bestimmt werden. Hier wird vorausgesetzt, dass die Übertragung ausschliesslich über den betrachteten Weg erfolgt. Experimentell kann dies näherungsweise erreicht werden, indem alle Bauelemente in beiden Räumen ausser derjenigen, über die die Übertragung erfolgen soll, mit geeigneten Massnahmen akustisch abgeschirmt werden.

Andererseits kann das Flankendämmmass

$$R_{ij} = \frac{R_i + R_j}{2} + K_{ij} + 10 \lg \frac{S}{l_{ij}} \quad (\text{Gleichung 6})$$

auch ermittelt werden, wenn die (Labor-)Luftschalldämmmasse R_i und R_j für die beiden beteiligten Bauelemente und das Stossstellendämm-Mass der Verbindung bekannt sind [2]. l_{ij} bezeichnet die Länge der Verbindung, die beiden Bauteilen gemein ist. Unter Umständen müssen die Luftschalldämmmasse korrigiert werden, um nur die resonante Übertragung zu berücksichtigen.

Zuletzt kann das Schalldämmmass am Bau R' , das die Nebenwege berücksichtigt, aus dem Direktschalldämmmass und den Flankendämmmassen beziehungsweise aus den ihnen zugrundeliegenden Transmissionskoeffizienten berechnet werden [2]:

$$R' = 10 \lg \frac{1}{\tau} \quad (\text{Gleichung 7})$$

$$\tau = \tau_{Dd} + \sum \tau_{Fd} + \sum \tau_{Df} + \sum \tau_{Ff} \quad (\text{Gleichung 8})$$

$$\tau_{ij} = 10^{0.1R_{ij}} \quad (\text{Gleichung 9})$$

Die entsprechenden Gleichungen für den Trittschall lauten [3]

$$L_{n,ij} = L_{nii} + \frac{R_i - R_j}{2} - \bar{D} - 10 \lg \sqrt{\frac{S_i}{S_j}} \quad (\text{Gleichung 10})$$

und

$$L'_n = 10 \lg \sum_{j=1}^n 10^{L_{n,ij}/10} \quad (\text{Gleichung 11}).$$

Ein Bauteil, das im Labor vermessen wird, erfährt eine andere Dämpfung als dasselbe Bauteil im Gebäude. Dieser Umstand muss und kann korrigiert werden, wofür EN 12354-1 Formeln zur Verfügung stellt.

1.3 Prognose der Schallübertragung im klassischen Massivbau nach EN 12354

Die Prognose nach EN 12354 funktioniert für den klassischen Massivbau zuverlässig [8]. Unter klassischem Massivbau werden z. B. Bauelemente aus Beton, Ziegel- oder Kalksandstein verstanden.

Im vibroakustischen Sinne zeichnet sich der klassische Massivbau durch die folgenden Merkmale aus:

- Die Schwankung der Materialparameter ist im Vergleich zum Baustoff Holz gering.
- Die Bauelemente wie Decken und Wände sind oft sehr homogen und isotrop.
- Die Bauelemente sind oft steif im akustischen Sinne.
- Die Verbindung zwischen den Elementen ist klar definiert. Es handelt sich oft um starre, linienförmige Verbindungen.

Diese Eigenschaften erleichtern eine zuverlässige Prognose der Schallübertragung in Gebäuden vor allem deshalb, da für die Beschreibung des Problems einfache und robuste physikalische Modelle zur Verfügung stehen. Zum Beispiel befindet sich die Koinzidenzgrenzfrequenz der Wände und Decken meist unterhalb des in der Bauakustik betrachteten Frequenzbereichs von 50 Hz bis 5 kHz, wodurch sich die Ermittlung des Abstrahlgrads deutlich vereinfacht. Ein weiteres Beispiel betrifft die Berechnung der Schallübertragung über die linienförmigen Bauteilverbindungen, für die zuverlässige Modelle vorliegen.

Für die analytische Prognose der Eingangsdaten gibt EN 12354-1 Formeln an, um das Direktschalldämmmass einiger Wände und Decken und deren innere Dämpfung abzuschätzen. Weiterhin gibt sie Formeln für das Stossstellendämm-Mass an.

EN 12354-1 gibt unter bestimmten, in der Norm angegebenen Voraussetzungen für das oben genannte Modell, wenn mit frequenzabhängigen Eingangsdaten gerechnet wird, eine Unsicherheit von 1.5-2.5 dB im Sinne einer Standardabweichung für Prognosen im klassischen Massivbau an.

1.4 Schallausbreitung im Holzmassivbau

Generell gestaltet sich die Prognose der Schallübertragung im Holzmassivbau aus den folgenden Gründen anspruchsvoller als im klassischen Massivbau:

- Es liegen meist orthotrope Bauteile vor.
- Die Koinzidenzgrenzfrequenz dieser Bauteile liegt, wie unten gezeigt, im bauakustisch relevanten Frequenzbereich, weshalb höhere Ansprüche z. B. an die Berechnung des Abstrahlgrads gestellt werden.
- Die Körperschallübertragung erfolgt z. T. über eine Anzahl punktförmiger Verbindungen, deren Berücksichtigung komplexer sein kann als die von Linienverbindungen.
- Die Art der Bauteilverbindung kann, wie unten gezeigt, in der akustischen Betrachtung frequenzabhängig sein. Dies kann erfordern, dass mehrere Berechnungsmodelle für den gesamten Frequenzbereich verwendet werden müssen.
- Die Punktverbindungen können gegebenenfalls zu weniger eindeutigen Randbedingungen der Bauteile führen, was z. B. deren Abstrahlgrad beeinflussen kann [7].

Aus diesen Gründen kann die EN 12354 bisher nur bedingt auf Holzgebäude angewendet werden. Dies wird weiter unten näher verdeutlicht.

1.4.1 Untersuchungen der Hochschule Rosenheim

Umfassend untersucht wurde die Schallausbreitung im Holzmassivbau im Projekt "Vibroakustik im Planungsprozess für Holzbauten" der Technischen Universität München, der Hochschule Rosenheim und des ift Rosenheim [12, 21].

Ziel des Projekts war die Bereitstellung von Prognosewerkzeugen, um die bauakustischen Eigenschaften des gesamten Bauwerks im frühen Planungsentwurf zu simulieren. Für den Bereich tiefer Frequenzen kam die Methode der Finiten Elemente zum Einsatz. Für die Prognose der mittleren und hohen Frequenzen wurden unter anderem die Berechnungsansätze nach EN 12354 verwendet und um im Holzbau relevante Übertragungswege ergänzt und angepasst.

Ein Teilziel des Projekts war die Sammlung vorhandener experimenteller Daten für Bauteile und Bauteilverbindungen aus eigenen und fremden Quellen, die in der Datenbank "VaBDat" [11] zur Verfügung gestellt wurden.

Weiterhin wurde das Prognosewerkzeug "VBAcoustic" für die Prognose der Schallübertragung zwischen zwei nebeneinanderliegenden Räumen entwickelt, das auf die oben genannte Datenbank zurückgreift.

Es wurden Untersuchungen zu den Grenzen und zur Optimierung des Messverfahrens nach EN ISO 10848-1 [6] für Holzmassivbauteile und -verbindungen durchgeführt.

Im Projekt wurde unter anderem auch ein SEA-Modell für die Schallübertragung über einen L-Stoss aus Brettsperrholz-Elementen erstellt (Abbildung 5) [12].

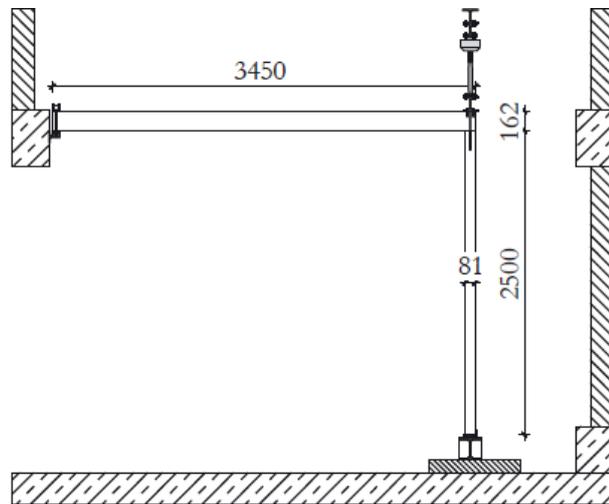


Abbildung 5: L-Stoss der Hochschule Rosenheim [12]. Die Decke war eine sechslagige und die Wand eine dreilagige Brettsperrholzdecke. Die Einzellagen hatten eine Dicke von 27 mm. Die Breite des Prüfstands betrug 3 m.

Unterschiedliche Modelle für die Kopplung der beiden Platten untereinander wurden angewendet und prognostizierte Ergebnisse wurden mit experimentell ermittelten Ergebnissen verglichen. Der Vergleich des experimentell ermittelten Kopplungsverlustfaktors mit dem, der mit dem kommerziellen SEA-Programm "VA1" ermittelt wurde, offenbart Potential für eine verbesserte Modellierung der Stossstelle (Abbildung 6). Der Begriff des Kopplungsverlustfaktors wird unten definiert. Die Übereinstimmung von experimentellen und prognostizierten Werten der mit den Kopplungsverlustfaktoren aus Abbildung 6 berechneten Stossstellendämmmassen (Abbildung 7) wurde als akzeptabel bewertet, sofern die Stossstelle tieffrequent mit einer 3-Punktverbindung und hochfrequent mit einer Linienverbindung modelliert würde.

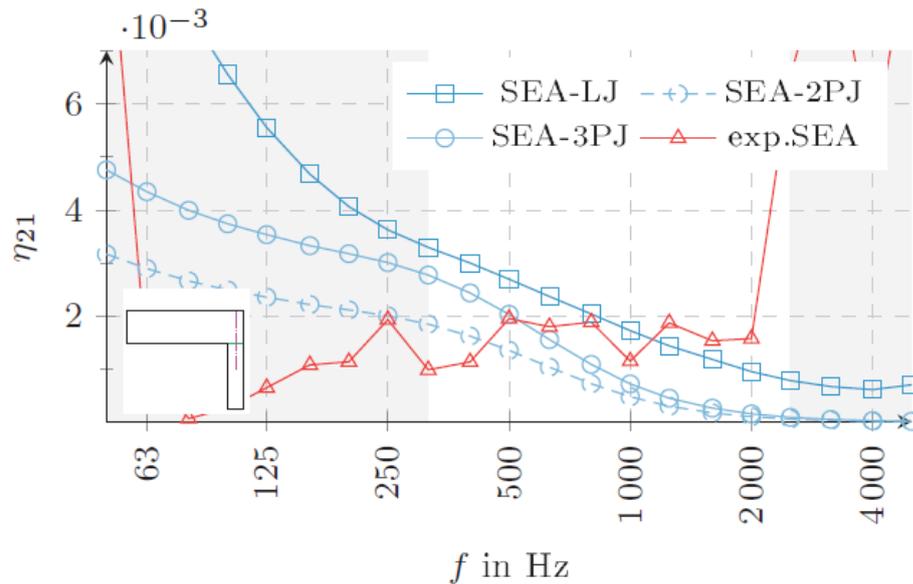


Abbildung 6: Vergleich des am L-Stoß gemessenen Kopplungsverlustfaktors mit Kopplungsverlustfaktoren, die basierend auf unterschiedlichen Modellen der Elementverbindung mit Hilfe eines SEA-Programms ermittelt wurden [12]. "SEA-LJ": Linienverbindung zwischen beiden Elementen, "SEA-2PJ": 2-Punktverbindung zwischen beiden Elementen, "SEA-3PJ": 3-Punktverbindung zwischen beiden Elementen, "exp.SEA": experimentell ermittelter Kopplungsverlustfaktor.

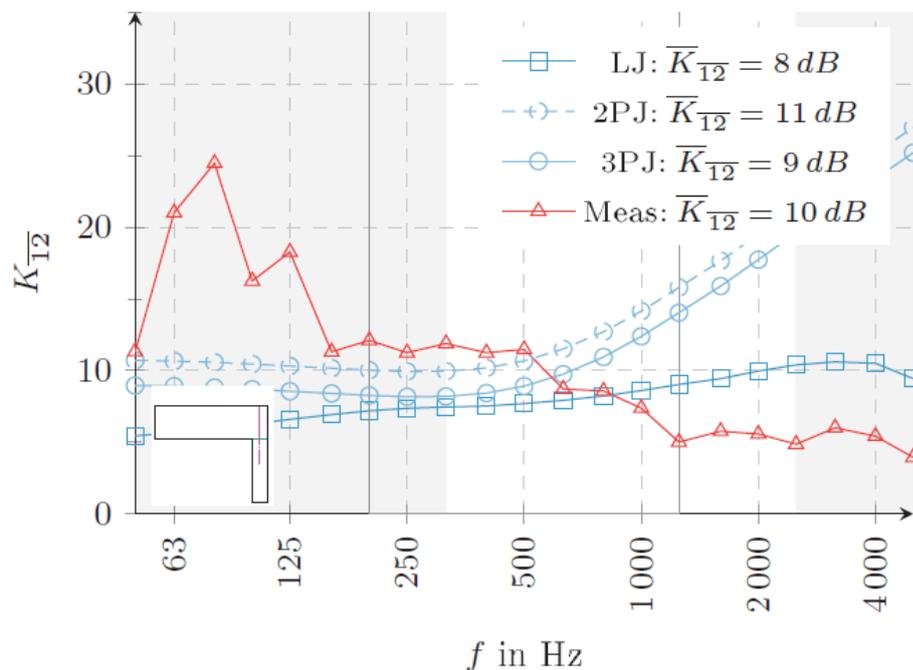


Abbildung 7: Vergleich des gemessenen Stossstellendämmmasses mit den prognostizierten Stossstellendämmmassen.

1.4.2 Untersuchungen der Empa

An der Empa wurden in der Gruppe Bauakustik in den vergangenen Jahren zahlreiche Messungen der Flankenschallübertragung an Bauteilstößen von Holzmassivbauteilen durchgeführt. Im Rahmen des Projekts "Schallschutz im Hochbau" der Lignum, welches ebenfalls vom BAFU Aktionsplan Holz finanziell unterstützt

wird, wurde unter anderem eine Parameterstudie durchgeführt, die den Einfluss der Bauteilverbindung auf die Schallübertragung über einen T-Stoss (Abbildung 12) untersuchte [13].

Der T-Stoss bestand aus zwei Brettsperrholzwänden mit dem Lagenaufbau der 100 mm dicken Wand aus Tabelle 1 und einer Brettstapeldecke.

Die im T-Stoss verbauten Wände hatten jeweils die Abmessungen 4.60 x 2.90 m.

Die Brettstapeldecke bestand aus sieben vorgefertigten Segmenten mit einer Dicke von 220 mm, einer Breite von 65.5 cm und einer Länge von 5.75 m. Sie wies ein flächenspezifisches Gewicht von 102 kg/m² auf. Die Segmente waren in Längsrichtung mit Nut-Feder-Verbindungen versehen und miteinander verschraubt.

Im Experiment wurde die Körperschallübertragung zwischen den Bauteilen unter Verwendung unterschiedlicher Bauteilverbindungen untersucht.

Die sieben Deckensegmente waren mit insgesamt 14 Kopfschrauben (zwei pro Segment) mit der unteren Wand verschraubt.

Die obere Wand wurde in unterschiedlichen Konfigurationen mit der Decke verbunden, von denen die folgenden für eine Validierung der unten beschriebenen Prognosemodelle herangezogen wurden:

- Konfiguration 1: Verbindung der oberen Wand mit drei Metallwinkeln (Abbildung 8)
- Konfiguration 2: Verbindung der oberen Wand mit sechs Metallwinkeln (Abbildung 9)
- Konfiguration 3: Entkopplung der oberen Wand mit einer 12 mm dicken Elastomerlage "Sylodyn NB" von Getzner und Fixierung der Wand mit drei Metallwinkeln (Abbildung 10)
- Konfiguration 4: Anregung des mittleren Deckensegments und Bestimmung der Pegelabnahme über die Segmente hinweg (Abbildung 11). In dieser Konfiguration waren die beiden Wände angebunden; sie sind jedoch in der Abbildung der Anschaulichkeit halber nicht dargestellt.

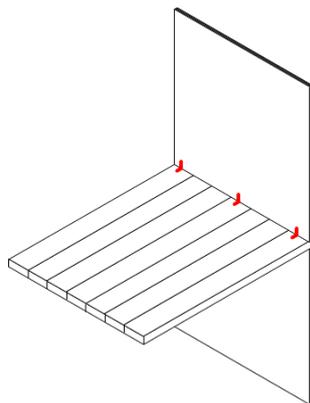


Abbildung 8: Konfiguration 1 des T-Stosses mit drei Metallwinkeln.

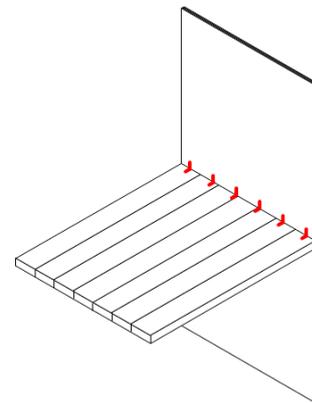


Abbildung 9: Konfiguration 2 mit sechs Metallwinkeln.

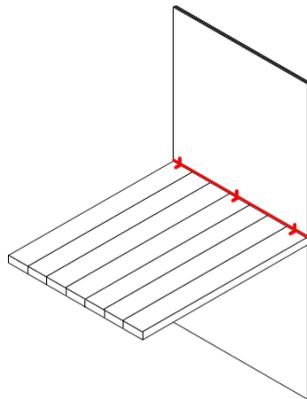


Abbildung 10: Konfiguration 3 mit Entkopplung der oberen Decke mit einer Elastomerlage und gleichzeitiger Fixierung mit drei Metallwinkeln.

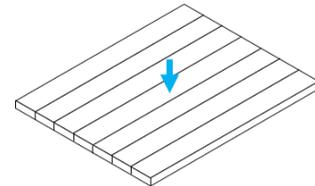


Abbildung 11: Konfiguration 4: schematische Darstellung der in der Mitte mit einem elektrodynamischen Schwingerregers angeregten Segmentdecke.

Unter anderem wurde der Einfluss der Anzahl der Winkel, mit denen die obere Wand mit der Decke verbunden war, auf die Schallübertragung untersucht (Abbildung 13). Der Umstand, dass die Art der Verbindung die Schallübertragung beeinflusst, zeigt neben der Frequenzabhängigkeit, dass die im Normenentwurf der EN 12354-1 [10] angegebenen Formeln für das Stossstellendämm-Mass grobe Vereinfachungen darstellen müssen, da in diese die Art der Verbindung nicht eingeht und sie konstante Werte bestimmen.

Auf weitere Untersuchungen, die sowohl an der Empa als auch an anderen Instituten durchgeführt wurden, wird an entsprechender Stelle weiter unten eingegangen.

Systematische Versuche, Prognosemodelle für die Schallausbreitung im oben beschriebenen T-Stoss zu erstellen und diese mit den experimentellen Ergebnissen zu validieren, wurden bisher nicht unternommen.

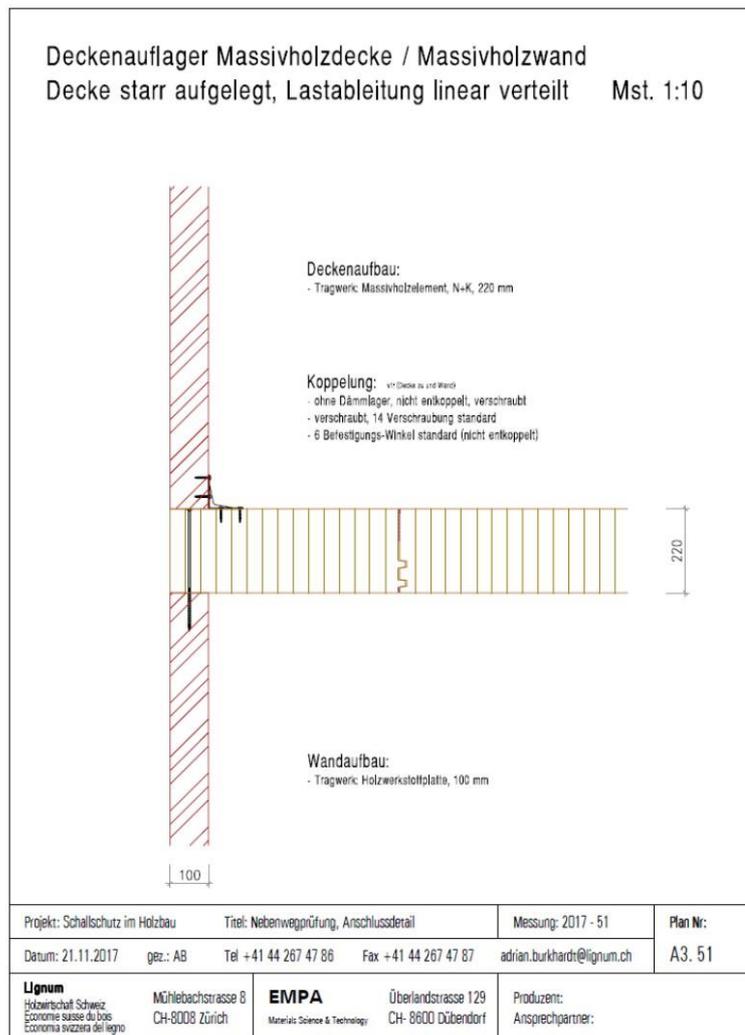


Abbildung 12: T-Stoss der Empa [13].

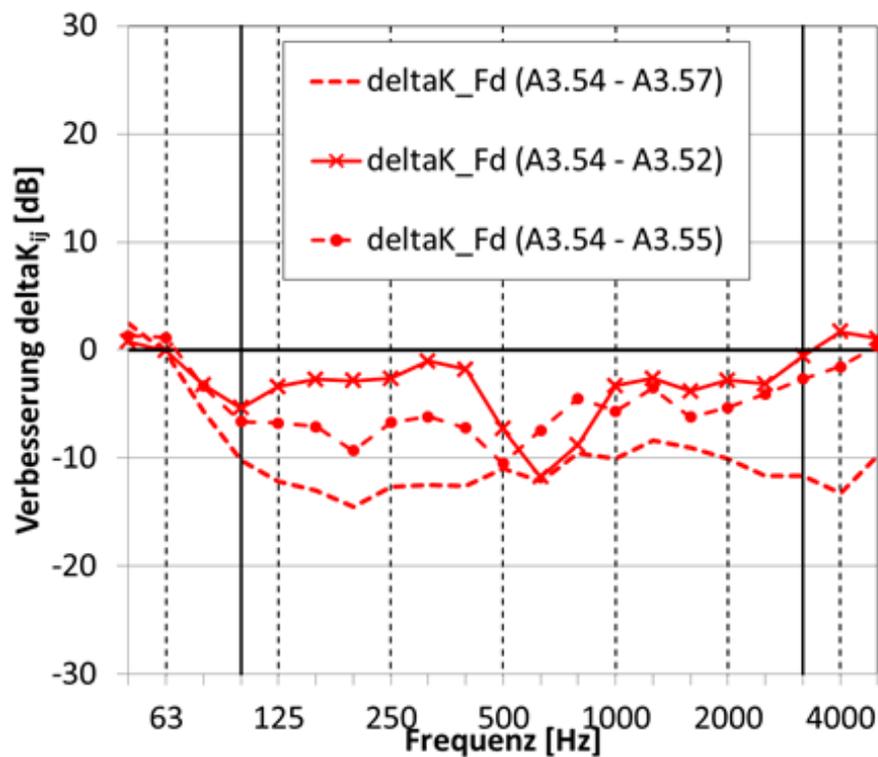


Abbildung 13: Einfluss der Verbindungsmittel auf die Schallübertragung zwischen Decke und oberer Wand. Dargestellt ist die Differenz zwischen den Stossstellen-dämm-Massen bei Verwendung von 3 starren Winkeln (A3.57), 3 entkoppelten Winkeln (A3.52) und einem entkoppelten Schubwinkel (A3.55) und dem Stossstellen-dämm-Mass bei Verwendung nur einer Elastomerlage ohne Schraubverbindungen. Die Decke war in allen Fällen mit der unteren Wand mit 16 Schrauben verbunden.

2 Ziele des Projekts und Vorgehensweise

2.1 Ziele des Projekts

Wie oben beschrieben, gelingt die Prognose der Schallübertragung in Holzgebäuden bis heute nicht befriedigend.

Die bauakustische Auslegung von Holzgebäuden beruht daher momentan oft auf der Erfahrung der Fachplaner mit früheren Projekten. Da die Fachplaner letztendlich die Einhaltung der schalltechnischen Anforderungen gewährleisten müssen, birgt dies das Risiko einer Überdimensionierung von Bauteilen und unnötigen Kosten.

Die im Labor durchgeführten Messungen können aus Kostengründen nicht jeden, in der Realität anzutreffenden Fall berücksichtigen.

Im Projekt sollte deshalb eine Vorgehensweise zur Berechnung der Schallübertragung in Massivholzbauten erarbeitet werden. Diese konzentriert sich auf die Körperschallübertragung über Bauteilstöße hinweg. Die Direktschallübertragung wird zeitgleich im Projekt "Trittschalldämmung von Massivholzdecken mit akustischen schwarzem Loch" (TriMASL), das ebenfalls an der Empa mit der finanziellen Unterstützung der Umwelttechnologieförderung des BAFU durchgeführt wird, untersucht. Zwischenergebnisse aus dem TriMASL-Projekt werden jedoch für die Prognosen in diesem Projekt benötigt.

Mit Hilfe dieser Vorgehensweise sollen Erkenntnisse über im Experiment untersuchte Details auf andere Konfigurationen übertragen werden können. So soll z. B. die Leistungsfähigkeit einer experimentell untersuchten Stossstelle auch für den Fall bestimmt werden können, dass andere Platten als die im Experiment miteinander verbunden sind. Durch die Möglichkeit von Prognosen würde sich die Anzahl benötigter Experimente vermindern, was zu Kosteneinsparungen führt.

Die experimentellen und prognostizierten Daten sollen anschliessend die Fachplaner in ihren Entscheidungen unterstützen. Die Zielgruppe des Projekts sind zunächst Fachingenieure im Bereich Akustik. Im Anschluss an das Projekt kann die Integration der erarbeiteten Vorgehensweise in Planungswerkzeuge erfolgen, die kein vertieftes Expertenwissen voraussetzen. Diese vereinfachten Werkzeuge sollen dann auch Planer, Ingenieure und Architekten ohne akustischen Hintergrund ansprechen. Zuletzt sollen die Daten jedoch auch verwendet werden, um Laien die Leistungsfähigkeit modernen Holzbaus zu erläutern.

2.2 Vorgehensweise

Für das im vorherigen Abschnitt motivierte Verfahren ist die Statistische Energieanalyse (SEA) am geeignetsten. Dies wird weiter unten begründet.

Analog zur EN 12354 wird das Problem der Schallausbreitung in diesem Projekt zunächst auf einen T-Stoss reduziert. Nach erfolgreicher Validierung dieses Modells können seine Eingangsdaten jedoch grundsätzlich auch für die Prognose anderer Konfigurationen genutzt werden. Anders als der Prognose nach EN 12354 sind der Komplexität des betrachteten Problems weniger Grenzen gesetzt.

3 Aufstellen eines SEA-Netzwerks (Workpackage 1)

3.1 Bauelemente des Holzmassivbaus und ihre Verbindungen

Die folgenden, im Holzmassivbau häufig verwendeten Bauelemente wurden in diesem Projekt betrachtet:

- Massivholz-, Brettstapel- oder Brettschichtholzdecke: diese besteht aus massiven Vollholzelementen. Einfache Bretter werden dazu in der Dicke zu einem Stapel verschraubt, verzapft oder verleimt.
- Brettsperrholzplatte (CLT-Platte): diese besteht aus kreuzweise miteinander verleimten Brettlagen.

Diese Bauelemente werden üblicherweise mit Schrauben oder Stahlwinkeln miteinander verbunden. Die Elemente können starr miteinander verbunden sein oder über akustisch entkoppelnde Verbindungselemente.

3.2 Die Statistische Energieanalyse für die Schallausbreitungsprognose in Gebäuden

Der aktuelle Normenentwurf für EN 12354 [10] gibt zwei Formeln an, um das Stossstellendämm-Mass für einen T- und einen Kreuz-Stoss aus Kreuzsperrholzplatten abzuschätzen. Diese beruhen jedoch auf nur wenigen Messungen und geben deshalb die Realität im Holzmassivbau nur rudimentär wieder. Unter anderem werden die Stossstellendämmmasse als konstante Werte berechnet, während sie, wie in Abbildung 13 gezeigt, frequenzabhängig sind. Weiterhin geht z. B. die Anzahl von Verbindungsmitteln nicht in die Berechnung ein.

Anstelle der EN 12354 bietet sich deshalb die Verwendung der SEA an, die auch die Verwendung und Entwicklung komplexerer, physikalischer Modelle zulässt.

Bereits in den 1980er Jahren wendete Craik [9] die Methode erfolgreich für eine Prognose der Schallübertragung im klassischen Massivbau an.

Deterministische Methoden wie z. B. die der Finiten Elemente (FEM) lösen eine das Problem beschreibende Differenzial- oder Integralgleichung mit Hilfe von Ansatz- und evtl. Wichtungsfunktionen, die zumindest den gegebenen, kinematischen Randbedingungen gerecht werden und somit zu einer exakten oder zumindest angenäherten Lösung in jedem Punkt des betrachteten Gebiets führen.

Hier kann die Kopplung mehrerer Bauteile anspruchsvoll sein. Zum Beispiel müssen in der FEM im Allgemeinen die Diskretisierungen zweier gekoppelter Elemente an ihrer Kopplungsstelle aufeinander abgestimmt sein. Die Bauteile können also nicht ohne weiteres unabhängig von ihrer Kopplung definiert werden. Die Kopplung ist deshalb integraler Bestandteil der Modellerstellung und erfordert im Allgemeinen Expertenwissen.

Aufgrund der mit steigender Frequenz kleiner werdenden Elementgröße nimmt der Rechenaufwand für die FEM für hohe Frequenzen zu und kann mitunter unverhältnismässig sein.

Die SEA löst ein vibroakustisches Problem gemittelt im räumlichen Bereich (Bauteil) und gemittelt über einen bestimmten Frequenzbereich. Dies ist sinnvoll und ausreichend für Probleme, in denen das Wellenfeld

in den Bauteilen als diffus und bei denen zwischen den Bauteilen eine schwache Kopplung angenommen werden kann. Die Beschreibung der Kopplungen zwischen Bauteilen ist zwar anspruchsvoll, jedoch ist diese weniger an die Bauteilmodelle gebunden als im Falle der FEM, was das Erstellen eines "Baukastensystems" erleichtert. Dies erleichtert es, den notwendigen Einsatz von Expertenwissen von der späteren Anwendung zu trennen.

Die Voraussetzung eines diffusen Wellenfeldes ist in Bauteilen des Holzmassivbaus und im bauakustisch relevanten Frequenzbereich oft gegeben.

Der Rechenaufwand für die SEA ist gegenüber dem Rechenaufwand für die Lösung von deterministischen Modellen dann geringer, wenn beim Einsatz der deterministischen Modelle nachträglich Mittelungen vorgenommen werden müssen, die von der SEA bereits vorausgesetzt sind. In diesem Fall muss die Unsicherheit der SEA-Prognose nicht höher sein als die der Prognose mit deterministischen Modellen.

Das heisst konkret: Mit deterministischen Verfahren wie der FEM kann das exakte oder zumindest gut angenäherte Schwingungsbild einer harmonisch angeregten Struktur (also bei einer festen Frequenz) berechnet werden, wobei der genaue Ort der Krafteinwirkung im Ergebnis berücksichtigt wird.

Sofern diese Parameter des realen Systems hinreichend genau bekannt sind (v. a.: der Ort der Krafteinwirkung) und die Anregung des realen Systems zudem mit einer harmonischen Kraft oder der Summe aus harmonischen Kräften beschrieben werden kann, liefert die deterministische Rechnung ein Ergebnis, das die Realität sehr gut wiedergeben kann. In diesem Fall würde sich der Einsatz der SEA nicht anbieten.

Oft sind jedoch weder der genaue Ort der Krafteinwirkung, noch die genaue Frequenz der Anregung bekannt. Es besteht also eine gewisse Unsicherheit bezüglich der Anregung.

Es könnte dann z. B. sinnvollerweise angenommen werden, dass eine Punktkraft auf einem beliebigen, zufällig ausgewählten Ort der Struktur einwirkt. Weiterhin könnte z. B. angenommen werden, dass nicht eine harmonische, sondern eine breitbandige, stochastische Kraft die unbekannt Randbedingungen der Realität besser repräsentiert.

Beide Annahmen können mit deterministischen Verfahren berücksichtigt werden, jedoch muss die Rechnung für unterschiedliche Frequenzen und Krafteinleitungspunkte wiederholt werden. Die Ergebnisse dieser Rechnungen werden im Anschluss geeignet gemittelt, um das interessierende Resultat zu erhalten. Durch diese Mittelung nimmt die Unsicherheit zu, mit den prognostizierten Werten eine bestimmte Antwort des realen Systems exakt zu beschreiben. Diese Unsicherheit entspricht jedoch der Unsicherheit der Randbedingungen, also der Unwissenheit des genauen Krafteinleitungsortes und der Frequenz der anregenden Kraft.

Die SEA nimmt die im vorherigen Abschnitt durchgeführten Mittelungen bereits vor der Berechnung der Strukturantwort vor (siehe Abbildung 15 und Abbildung 16). Nach dieser vorgängigen Mittelung bleibt vor allem die Frage zu beantworten, wie viele Schwingungseigenschwingformen der Struktur im betrachteten Frequenzbereich durch die angenommene breitbandige Kraft angeregt werden. Diese Anzahl der Moden muss für einfache Strukturen wie rechteckige Platten nicht aus der aufwändigen Berechnung der einzelnen Eigenschwingformen abgeleitet werden (was gegenüber der FEM wenig Vorteil bieten würde), sondern kann mit vergleichsweise einfachen Abschätzungen berechnet werden [7].

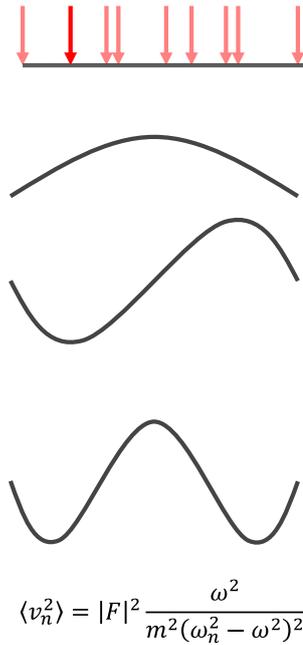
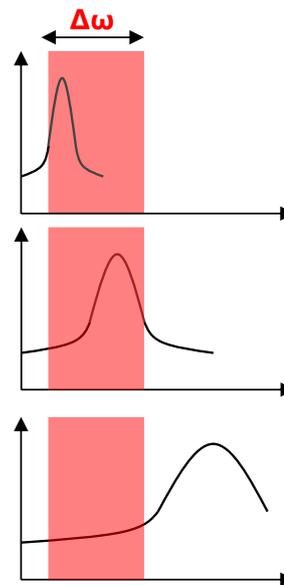


Abbildung 15: eine Struktur (oben, schwarz) wird mit einer Punktkraft an einem beliebigen Ort auf der Plattenoberfläche angeregt (angedeutet durch die roten Pfeile), d.h.: es wird eine Anregung mit einer Vielzahl unkorrelierter Punktkräfte angenommen. Die Antwort in Form des räumlich gemittelten Schnellequadrats $\langle v_n^2 \rangle$ jeder einzelnen Platteneigenschwingform (Bilder darunter) ist dadurch unabhängig von der Schwingform selbst und hängt theoretisch nur von ihrer Eigenfrequenz ω_n , der Frequenz der harmonischen Anregung ω , der Amplitude F der anregenden Kraft und der Strukturmasse m ab. Der Dämpfungsverlustfaktor ist in der komplexen Notation von ω_n berücksichtigt.



$$\langle \langle v_n^2 \rangle \rangle = \frac{\Delta F^2}{\Delta\omega} \frac{\pi}{m^2 2\eta\omega}$$

Abbildung 16: durch die gegenüber Abbildung 11 weitere Annahme einer Anregung der Struktur mit einer breitbandigen, stochastischen Kraft (rotes Band) entfällt die Abhängigkeit der Antwort $\langle v_n^2 \rangle$ von der Eigenfrequenz ω_n . Es werden in der SEA allerdings nur die Eigenschwingformen berücksichtigt, die sich innerhalb des Frequenzbands $\Delta\omega$ der Anregung befinden ("An/aus-Kriterium"). Die Schnellequadrate dieser Eigenschwingformen werden zur Strukturgesamtantwort aufsummiert. Die Kraft F in Abbildung 15 wird nun durch die spektrale Leistungsdichte $\Delta F^2/\Delta\omega$ ersetzt. Im obigen Beispiel würden die ersten beiden Eigenschwingformen im Resultat berücksichtigt, die dritte jedoch nicht, da das Maximum des Amplitudengangs ausserhalb der Anregung liegt. Die Bestimmung der Anzahl der zu berücksichtigenden Eigenschwingformen erfolgt mit einfachen Abschätzungen.

Wie bereits erwähnt, konnte die SEA erfolgreich im klassischen Massivbau angewendet werden [9].

Weiterhin soll erwähnt werden, dass die SEA keine Methode wie die FEM darstellt, sondern als Netzwerk betrachtet werden kann, das eine Prognose aufgrund von Daten unterschiedlicher Herkunft ermöglicht. Es können also z. B. vergleichsweise einfach Messdaten berücksichtigt werden, was dem Ziel, eine Erweiterung der Aussagekraft der Empa-Messdatenbank zu erreichen, entgegenkommt.

3.3 SEA-Gleichungen

Die SEA setzt die Unterteilung eines Systems in Sub-Systeme voraus. Die einzelnen Sub-Systeme sollen sich durch möglichst konstante Eigenschaften in Hinblick auf die Art, die Ausbreitungsgeschwindigkeit und die Polarität von Schallwellen auszeichnen. Im Falle des unten betrachteten T-Stosses könnte das System in drei Sub-Systeme, bestehend aus zwei Wänden und einer Decke zerlegt werden, die an der Stosstelle miteinander verbunden sind. Hinzukommen können zwei Luftkavitäten, welche die Räume darstellen, die mit

den Wänden bzw. der Decke Energie austauschen. In diesem Projekt werden Sub-Systeme als Platten (Wände und Decken) oder Luftkavitäten beschrieben.

Die SEA beschreibt den mechanischen Leistungsfluss zwischen den Sub-Systemen, wenn einem oder mehreren Sub-Systemen Leistung zugeführt wird, wenn diese also angeregt werden.

Die in ein Sub-System i eingespeiste Leistung

$$P_i = F_{eff}^2 A_{Ri} \quad (\text{Gleichung 12})$$

enthält neben dem Effektivwert der anregenden Kraft F_{eff} den Realteil der Admittanz A_{Ri} des Sub-Systems.

Es wird angenommen, dass der Nettoleistungstransport zwischen zwei Sub-Systemen den Energien E_{ij} in diesen beiden Systemen proportional ist:

$$\bar{W}_{12} = E_1 \omega \eta_{12} - E_2 \omega \eta_{21} \quad (\text{Gleichung 13}).$$

Diese Kopplung zwischen den beiden Sub-Systemen wird durch die Kopplungsverlustfaktoren η_{ij} beschrieben.

Analog soll auch die in einem Sub-System dissipierte Leistung seiner Energie proportional sein:

$$P_i = E_i \omega \eta_i \quad (\text{Gleichung 14}).$$

Die mechanische Energie

$$E = m \langle v^2 \rangle \quad (\text{Gleichung 15})$$

in einer Platte wird durch das Produkt aus ihrer Masse m und dem über der Plattenfläche S gemittelten Quadrat der akustischen Schnelle $\langle v^2 \rangle$ beschrieben. Die Masse wird gegebenenfalls aus dem Produkt aus flächenspezifischen Gewicht M'' und Bauteilfläche S bestimmt.

Die mechanische Energie in einer Luftkavität wird entweder ebenfalls durch das Produkt aus ihrer Masse und dem über dem Volumen gemittelten akustischen Luftteilchenschnellequadrat beschrieben. Da der Schallwechseldruck p hier die besser zugängliche Grösse ist und dieser über die Kennimpedanz der Luft Z_0 mit der Schnelle verbunden ist, gilt

$$E = m \frac{\langle p^2 \rangle}{Z_0^2} \quad (\text{Gleichung 16}).$$

Alternativ zu Gleichung 13 kann der Nettoleistungstransport

$$W_{12} = n_1 \Delta \omega \omega \eta_{12} (E_{m1} - E_{m2}) \quad (\text{Gleichung 17})$$

zwischen zwei Sub-Systemen mit Hilfe der Energie in den beiden Sub-Systemen, deren modalen Dichten n_i , einem Kopplungsverlustfaktor und dem betrachteten Frequenzband beschrieben werden. Anders als in Gleichung 13 geht in Gleichung 17 nur ein Kopplungsverlustfaktor ein.

Die Kopplungsverlustfaktoren sind über die Reziprozitätsbeziehung miteinander verbunden:

$$\frac{\eta_{12}}{\eta_{21}} = \frac{n_2}{n_1} \quad (\text{Gleichung 18})$$

[7].

3.4 SEA-Matrix für einen T-Stoss

An der Empa wurden am bereits eingangs erwähnten T-Stoss umfangreiche Untersuchungen zur Körperschallübertragung über Stossstellen zwischen Holzmassivbauteilen durchgeführt.

Die experimentellen Ergebnisse aus diesen Untersuchungen sollten zur Validierung eines SEA-Modells verwendet werden.

Dieses Modell kann am sinnvollsten in die folgenden drei Sub-Systeme unterteilt werden:

- Decke
- Obere Wand
- Untere Wand

Das gesamte System wird dann mit der unten definierten Eingangsadmittanz Y_{Xi} durch die folgende 9x9-Matrixgleichung beschrieben:

$$\begin{pmatrix} F_{effF1}^2 Re\{Y_{F1}\} \\ F_{effF2}^2 Re\{Y_{F2}\} \\ F_{effF3}^2 Re\{Y_{F3}\} \\ F_{effS1}^2 Re\{Y_{S1}\} \\ \dots \end{pmatrix} = \omega \begin{pmatrix} \sum_{i=1}^3 \eta_{F1Fi} + \sum_{i=1}^3 \eta_{F1Si} + \sum_{i=1}^3 \eta_{F1Ei} & & & & \\ & -\eta_{F1F2} & & & \\ & & \dots & & \\ & & & \dots & \\ & & & & \dots \end{pmatrix} \begin{pmatrix} m_1 \langle v_{F1}^2 \rangle \\ m_1 \langle v_{F2}^2 \rangle \\ m_1 \langle v_{F3}^2 \rangle \\ m_1 \langle v_{S1}^2 \rangle \\ \dots \end{pmatrix} \quad (\text{Gl. 19})$$

η_{XiXi} beschreibt den Dämpfungsverlustfaktor für die jeweilige Wellenart.

Die Gleichung berücksichtigt die folgenden drei Wellentypen und deren Kopplungen untereinander:

- Longitudinalwellen in der Plattenebene (E)
- Schubwellen in der Plattenebene (S)
- Transversalwellen (Biege- bzw. Schubwellen) senkrecht zur Plattenebene (F)

Sollen die Platten statt mit einer Punktkraft mit Luftschall angeregt werden, können ein oder zwei Kavitäten hinzugefügt werden.

Gleichung 19 verlangt die folgenden Eingangsgrößen:

- Bauteilmassen m_i
- Eingangsadmittanzen Y_i
- Kopplungsverlustfaktoren η_{ij}
- Verlustfaktoren η_i

3.5 Auswahl der SEA-Software

Für das Aufstellen und Lösen der Gleichung 19 existieren kommerzielle Software-Lösungen.

Für dieses Projekt wurden die folgenden Programme in Betracht gezogen: "SEAWOOD" von "InterAC", "VA1" von "ESI" und "Wave6" von "Dassault Systems". Aus Kostengründen fiel die Wahl SEAWOOD.

4 Ermittlung der Eingangsdaten für Holzmassivbauteile (Workpackage 2 und 3)

4.1 Eingangsdaten für die SEA-Matrix

Die für die SEA-Prognose benötigten Eingangsdaten wurden im vorherigen Abschnitt ermittelt. Sie können auf unterschiedlichen Wegen gewonnen werden:

- Mit Hilfe einer SEA-Software, sofern die Materialparameter bekannt sind. Der SEA-Software können analytische Gleichungen zur Beschreibung von Platten, Kavitäten und Bauteilverbindungen zugrunde liegen. Dies ist im Falle von SEAWOOD der Fall.
- Falls für die Platte ein numerisches Modell (z. B. FE-Modell) vorliegt, können auch aus diesem SEA-Eingangsdaten bestimmt werden.
- Zuletzt können die SEA-Eingangsdaten auch rein experimentell bestimmt werden.

Diese drei Methoden werden nicht immer isoliert voneinander angewendet.

Die Bestimmung der immer benötigten Materialparameter erfolgt üblicherweise experimentell.

4.1.1 Eingangsadmittanz

Der Realteil der Punktdmittanz wird benötigt, um die Leistung zu ermitteln, die von einer Punktkraft in ein Sub-System eingespeist wird.

Die Admittanz

$$Y = \frac{v}{F} \quad (\text{Gleichung 20})$$

ist das Verhältnis aus akustischer Schnelle v am Krafteinleitungspunkt und der anregenden Kraft F [7]. Die Punktdmittanz Y ist der Kehrwert der Punktimpedanz Z .

Experimentell kann die Eingangspunktdmittanz mit einem Impulshammer und Beschleunigungsaufnehmern oder einem elektrodynamischen Schwingerreger und einem Impedanzkopf ermittelt werden. Beide Verfahren erlauben auch die direkte Ermittlung der in das Sub-System eingespeisten Leistung.

4.1.2 Kopplungsverlustfaktor Platte-Kavität

Der Kopplungsverlustfaktor ist streng genommen keine reine Bauteileigenschaft, sondern er beschreibt die Kopplung zwischen den Sub-Systemen. Im Fall der Kopplung einer Platte mit einer Luftkavität hängt er jedoch im Wesentlichen (mit Ausnahme der meist konstanten und bekannten Kennimpedanz der Luft) von den Eigenschaften der Platte ab. Seine Kenntnis wird zwar für das Modell des T-Stosses nicht benötigt, jedoch zur Validierung der unterschiedlichen Eingangsdaten und Prognosemodelle weiter unten.

Der Kopplungsverlustfaktor zwischen einer Platte und einer Kavität

$$\eta_{12} = \frac{\sigma Z_0}{M'' \omega} \quad (\text{Gleichung 21})$$

kann aus dem Abstrahlgrad σ , der Kennimpedanz Z_0 der Luft und dem flächenspezifischen Gewicht M'' der Platte abgeleitet werden. Der Abstrahlgrad bezeichnet das Verhältnis der von der Platte abgestrahlten

akustischen Leistung im Verhältnis zur akustischen Leistung einer konphas schwingenden Platte gleicher Grösse und mit gleichem mittleren Schnellequadrat senkrecht zur Plattenoberfläche.

Mit Hilfe der Reziprozität (Gleichung 18) kann daraus der Kopplungsverlustfaktor zwischen einer Kavität und einer Platte bestimmt werden.

4.1.3 Kopplungsverlustfaktor zwischen Platten

Der Kopplungsverlustfaktor zwischen zwei Platten kann aus dem experimentell bestimmten Stossstellen-dämmmass abgeleitet werden [12].

Analytisch kann der Kopplungsverlustfaktor aus der Betrachtung (halb-)unendlicher Strukturen abgeleitet werden, die an einer Kopplungsstelle zusammenlaufen. Dieser Ansatz liegt z. B. der im Projekt verwendeten SEA-Software SEAWOOD zugrunde.

Alternativ kann der Kopplungsverlustfaktor aus z. B. Finite-Element-Modellen gewonnen werden.

4.1.4 Dämpfungsverlustfaktor

Die innere Dämpfung des gesamten Bauteils wird in den meisten Fällen entweder direkt experimentell bestimmt oder sie wird anhand von Formeln ermittelt, die auf experimentellen Daten kompletter Bauteile beruhen. Allerdings kann auch hier z. B. die Dämpfung einer Mehrschichtplatte mit Hilfe eines analytischen Modells aus der Dämpfung der Einzellagen bestimmt werden [7].

Sind im Experiment einzelne Eigenmoden mit der Eigenfrequenz f_0 unterscheidbar, kann der Verlustfaktor

$$\eta = \frac{\Delta f}{f_0} \quad (\text{Gleichung 22})$$

aus der Halbwertsbreite Δf der Maxima z. B. des Amplitudenfrequenzgangs ermittelt werden. Dieses Verfahren kommt z. B. bei der Betriebsschwingungsanalyse zur Anwendung [16].

Im Fall hoher Frequenzen, wenn einzelne Moden nicht mehr unterscheidbar sind, kann der Verlustfaktor aus der gemessenen Körperschallnachhallzeit T bestimmt werden [7]:

$$\eta = \frac{2.2}{T} \quad (\text{Gleichung 23})$$

Zuletzt kann der Verlustfaktor mit der Power-Injection-Methode aus dem Verhältnis der in die Platte eingebrachten Energie E_{in} und der in der Platte vorhandenen Energie E_{vib} berechnet werden [17]:

$$\eta = \frac{E_{in}}{E_{vib}} \quad (\text{Gleichung 24})$$

4.2 Analytische Plattenmodelle

Die im vorherigen Abschnitt identifizierten Eingangsdaten für die SEA-Matrix können aus unterschiedlichen Quellen stammen: sie können entweder experimentell bestimmt werden oder mit numerischen oder analytischen Modellen ermittelt werden. Da SEAWOOD analytische Modelle verwendet, soll auf diese im Folgenden näher eingegangen werden, um die danach diskutierten Prognosen besser beurteilen zu können.

Es wurde ein orthogonales Koordinatensystem angenommen, dessen x- und y-Achsen entlang der beiden Hauptachsen der im Folgenden betrachteten Platten ausgerichtet sind. Die z-Achse steht damit senkrecht zur Plattenebene.

4.2.1 Plattenmodelle

In dünnen Platten hat der Wert jeder kinematischen Grösse, wie Verschiebung oder akustische Schnelle, bei festgehaltener x- und y-Koordinate über der Dicke, also entlang der z-Achse und innerhalb der Platte, denselben Wert [7].

Im Folgenden werden neben den unten beschriebenen Transversal- und Scherwellen nur diejenigen Longitudinalwellen betrachtet, die sich in x- und y-Richtung, also in der Plattenebene, ausbreiten ("In-Plane-Longitudinalwellen").

Biegewellen führen näherungsweise nur zu Verschiebungen in z-Richtung, also senkrecht zur Plattenebene [7].

Scherwellen können sich zum einen in der Plattenebene ausbreiten [7]. Die Verschiebungen erfolgen dann also in x- bzw. in y-Richtung. Diese Scherwellen werden üblicherweise von der analytischen SEA und auch von SEAWOOD berücksichtigt [20]. Sie werden im Folgenden "In-Plane-Scherwellen" genannt.

Scherwellen können aber auch zu Verschiebungen in z-Richtung führen und sich somit den Biegewellen überlagern [7]. Diese Scherwellen werden im Folgenden "Out-of-Plane-Scherwellen" genannt.

"Transversalwelle" soll im Folgenden sowohl Biege- als auch Out-of-Plane-Scherwellen bezeichnen, also alle Wellenarten, die zu Verschiebungen senkrecht zur Plattenebene führen.

Das vibroakustische Verhalten dünner Platten wird mit der Kirchhoffschen Plattentheorie beschrieben [7].

Dünne, orthotrope Platten werden durch die Materialparameter E_x , E_y , G_{xy} , ν_{xy} , den Dämpfungsverlustfaktor η , die Randbedingungen und durch ihre Geometrie beschrieben [7].

Aus diesen Grössen und bei gegebener Anregung kann der Abstrahlgrad bestimmt werden [7]. Weichen E_x und E_y ausreichend weit voneinander ab, weist der Abstrahlgrad typischerweise eine Verbreiterung des Maximums auf [15].

Im Rahmen der analytischen SEA wurde vorgeschlagen, die orthotropen Plattenparameter durch geometrische Mittelung zuerst in äquivalente isotrope Materialparameter umzurechnen, bevor diese in die verwendeten Plattenmodelle Eingang finden [14].

Die von der Kirchhoffschen Plattentheorie vorhergesagten Biegewellenausbreitungsgeschwindigkeiten werden bei ausreichend tiefen Frequenzen durch Experimente bestätigt, können jedoch zu höheren Frequenzen hin von den experimentellen Beobachtungen abweichen. Dies liegt an den von der Kirchhoffschen Plattentheorie vernachlässigten Schubsteifen G_{yz} und G_{xz} und Trägheitseffekten. Beide Effekte werden von der

Mindlinschen Plattentheorie berücksichtigt. Diese sagt eine Transversalwellengeschwindigkeit voraus, deren Wert sich zu hohen Frequenzen hin dem ungefähren Wert der Out-of-Plane-Scherwellengeschwindigkeit annähert [7].

4.2.2 Laminat

Laminat sind Platten, die aus mehreren Lagen mit jeweils unterschiedlichen Materialparametern bestehen, wobei hier eine konstante Dicke der Einzellagen und damit der gesamten Platte vorausgesetzt werden soll.

Aus den Materialparametern der Einzellagen können Materialparameter ermittelt werden, deren Anwendung auf eine als homogen angenommene Platte das vibroakustische Verhalten des Laminats beschreibt. Die homogene Platte hat hierbei dieselbe Dicke wie das Laminat. Diese Umrechnung erfordert Annahmen, wie z. B. eine schubstarre Verbindung der Einzellagen, die im Fall der hier betrachteten CLT-Wände gerechtfertigt sind [14].

Im Folgenden bezeichnet der Begriff "Plattenparameter" die für die gesamte Platte gültigen Materialparameter, die also im Fall der Laminat bereits über der Dicke homogenisiert wurden. Davon abzugrenzen ist der Begriff "Materialparameter", der z. B. im Falle von Laminat nur für die Einzellagen gilt.

Werden Laminat und deren Einzellagen als dünne, orthotrope Platten angenommen und wird angenommen, dass die Einzellagen dieselben Materialparameter aufweisen, jedoch zueinander um jeweils 90 ° in der Plattenebene gedreht sind, ist das In-Plane-Schubmodul G_{yz} des Laminats gleich dem Schubmodul G_{xy} der Einzellagen.

Die Out-of-Plane-Schubmodule entlang einer gegebenen Richtung müssen aus den Out-of-Plane-Schubmodulen der Einzellagen für eine symmetrische Dreischichtplatte nach

$$G_{yz,Laminat} = \frac{h_{Laminat}}{2 \frac{h_{Aussenlage}}{G_{xz,Aussenlage}} + \frac{h_{Innenlage}}{G_{yz,Innenlage}}} \quad (\text{Gleichung 25})$$

gemittelt werden. Die Mittelung für Laminat mit mehr als drei Lagen erfolgt entsprechend; ebenso die Mittelung für G_{xz} des Laminats.

Die Mittelung der Elastizitätsmodule kann auf zwei Arten erfolgen: entweder in Bezug auf ein äquivalentes Elastizitätsmodul, das die Ausbreitung der In-Plane-Longitudinalwellen richtig wiedergibt:

$$E_{x,Laminat} = \frac{E_{x,Innenlage} h_{Innenlage} + 2 E_{y,Aussenlage} h_{Aussenlage}}{h_{Laminat}} \quad (\text{Gleichung 26}).$$

Hier erfolgt eine Wichtung der einzelnen Elastizitätsmodule gemäss dem Dickenanteil der Einzellagen. Die Mittelung der Querkontraktionszahlen erfolgt sinngemäss nach derselben Gleichung.

Andererseits kann die Mittelung der Elastizitätsmodule die Biegesteifigkeit des Laminats und damit die Ausbreitung von BiegeWellen richtig wiedergeben. Hier erfolgt eine Wichtung, die äussere Lagen stärker berücksichtigt:

$$E_{x,Laminat} = \frac{E_{x,Innenlage} h_{Innenlage}^3 + 2 (E_{y,Aussenlage} (h_{Aussenlage}^3 + 12 h_{Aussenlage} d))}{h_{Laminat}^3} \quad (\text{Gleichung 27})$$

[14].

4.3 Vergleich der zur Verfügung stehenden Eingangsdaten

Die unten dokumentierten Prognosen beruhen wesentlich auf den Materialparametern von Holz bzw. den Plattenparametern von CLT-Wänden.

Diese Parameter wurden in unterschiedlichen Versuchen bestimmt und dokumentiert. An der Empa wurden u. a. die folgenden zwei Untersuchungen durchgeführt.

4.3.1 Untersuchungen von Santoni

Santoni [15] hat in seiner Dissertation die Luftschalldämmung, den Verlustfaktor und die Transversalwellengeschwindigkeit von drei dreilagigen Brettsperrholzplatten mit den Dicken 80 mm (2 Wände) und 100 mm bestimmt (Tabelle 1). Die Wände hatten in der Plattenebene die Abmessungen 4.20 x 2.90 m.

Tabelle 1: Aufbau der dreilagigen CLT-Wände.

	CLT 80 a	CLT 80 b	CLT 100
Aussenlagen	15 mm	30 mm	30 mm
Innenlage	50 mm	20 mm	40 mm

Er hat die Transversalwellen entlang der Hauptachsen der Wände und in einem 45 °-Winkel dazu beobachtet.

Aus den frequenzabhängigen Geschwindigkeiten dieser Wellen hat er die dazu gehörigen Wellenzahlspektren berechnet. Weiterhin hat er die frequenzabhängigen Elastizitätsmodule E_x und E_y entlang der Hauptachsen berechnet, mit denen die beobachteten Transversalwellengeschwindigkeiten unter Annahme der Kirchhoffschen Plattentheorie erklärt werden können.

Die untersuchten Wände stellen Lamine dar. Da Santoni die gesamten Lamine untersucht hat, beinhalten die von ihm ermittelten Elastizitätsmodule bereits eine Homogenisierung der Materialparameter über der Plattendicke; es handelt sich also um Plattenparameter im obigen Sinn. Weiterhin berücksichtigt der Versuchsaufbau die Einflüsse der Massenträgheit und der Schubsteife der Platten. Dies drückt sich in der Frequenzabhängigkeit der errechneten Elastizitätsmodule aus.

Neben den oben genannten Plattenparametern wurden der frequenzabhängige Dämpfungsverlustfaktor und der Abstrahlgrad jeder Wand bestimmt.

Das In-Plane-Schubmodul G_{xy} und die Querkontraktionszahlen wurden nicht bestimmt.

4.3.2 Untersuchungen im Projekt TriMASL

Im Rahmen des Projekts "Trittschalldämmung von Massivholzdecken mit akustischem schwarzen Loch" (TriMASL) wurde neben der oben erwähnten 100 mm dicken CLT-Platte auch eine 200 mm dicke CLT-Platte mit fünf Lagen untersucht.

Im TriMASL-Projekt wird die Wirksamkeit von sogenannten Akustischen Schwarzen Löchern in Massivholzdecken untersucht. Akustische Schwarze Löcher sind in diesem Fall definierte Dickenänderungen in der

Massivholzdecke, die Körperschallwellen innerhalb der Decke geeignet lenken können, um diese anschließend bedämpfen zu können. Ein Zwischenergebnis des Projekts waren die Materialparameter der beiden oben erwähnten Decken.

Durch Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit einer Finite-Element-Analyse wurden die Materialparameter der Einzellagen der CLT-Wände, also der Lamine, bestimmt. Anders als bei der Untersuchung von Santoni handelt es sich hierbei also nicht um Plattenparameter.

Zur Beschreibung des Versuchs wird ein weiteres, orthogonales Koordinatensystem eingeführt, um Verwechslungen mit dem oben genannten Koordinatensystem zu vermeiden. Die L-Achse ist hierbei entlang der Holzfaser ausgerichtet. Die R- und T-Achsen stehen zur L-Achse senkrecht.

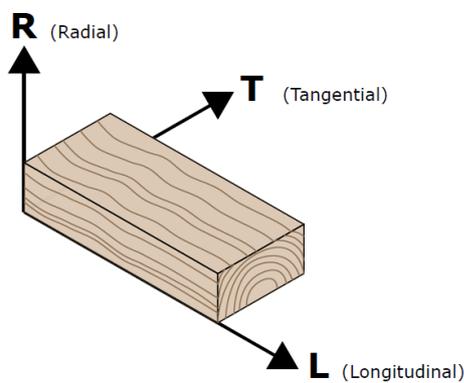


Abbildung 17: Koordinatensystem für die Materialparameter.

Das Elastizitätsmodul längs der Holzfaser E_L und das In-Plane-Schubmodul G_{LT} liessen sich durch das beschriebene Experiment gut beobachten. Das zweite In-Plane Elastizitätsmodul E_T und das sogenannte Rolling-Schubmodul G_{TR} liessen sich ebenfalls beobachten, wenn auch mit grösserer Unsicherheit. Für alle weiteren Materialparameter wurden zwar Werte ermittelt, diese sind jedoch mit einer noch grösseren Unsicherheit behaftet (Abbildung 18).

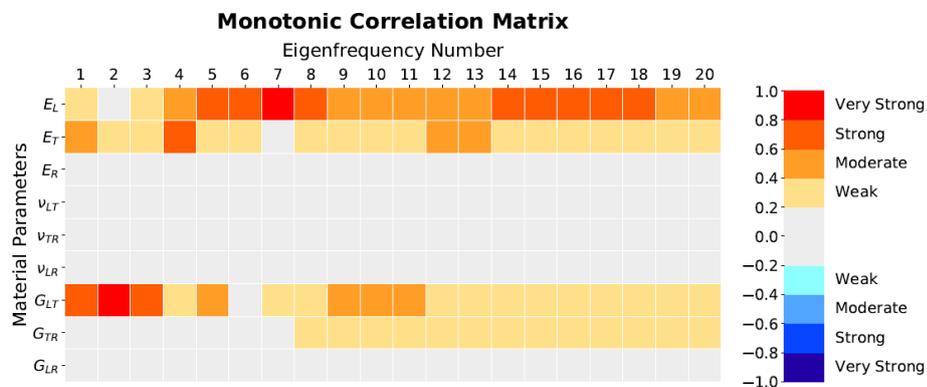


Abbildung 18: Einfluss der Materialparameter auf die Finite-Element-Simulation, mit der die Modalanalyse verglichen wurde. Dieser Einfluss hängt direkt mit der Beobachtbarkeit der Materialparameter zusammen.

4.3.3 Untersuchungen der Hochschule Rosenheim

Im oben beschriebenen Projekt [12] hat die Hochschule Rosenheim zwei CLT-Wände mit unterschiedlichem Lagenaufbau einer Modalanalyse unterzogen.

Durch Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit einer Finite-Element-Analyse wurden hier jedoch die Plattenparameter der Gesamtwände und nicht die Materialparameter der einzelnen Lagen bestimmt. Anders als die von Santoni bestimmten, frequenzabhängigen Plattenparameter waren die von der Hochschule Rosenheim bestimmten Plattenparameter konstant und können daher nur für ausreichend tiefe Frequenzen gültig sein.

4.3.4 Vergleich der Parameter aus dem TriMASL-Projekt und dem Projekt von Santoni

Die Plattenparameter der von Santoni untersuchten Wände CLT 100, 80a und 80b wurden mit den Gleichungen 25 bis 27 und aus den beiden TriMASL-Parametersätzen berechnet.

Tabelle 2 zeigt in den Spalte 3, 6 und 9 (benannt mit "1. TriMASL-Datensatz (CLT 100)") und in den grau hinterlegten Feldern die Materialparameter, die im TriMASL-Projekt mit der CLT 100-Wand ermittelt wurden.

In den Spalten 4, 7 und 10 (benannt mit "2. TriMASL-Datensatz (CLT 200)") und dort ebenfalls grau hinterlegt sind die Materialparameter, basierend auf der CLT 200-Wand, dargestellt.

Unterhalb dieser TriMASL-Materialparametersätze sind die Rechenergebnisse nach Gleichungen 25 bis 27 für die drei Wände CLT 80a (Spalte 3 und 4), 80b (Spalte 6 und 7) und 100 (Spalte 9 und 10) dargestellt. Es ist sowohl die Mittelung in Bezug auf die In-Plane-Steifigkeit als auch die in Bezug auf die Biegesteifigkeit dargestellt.

In den Spalten 5 (Santoni CLT 100), 8 und 11 sind die Materialparameter dargestellt, die von Santoni ermittelt wurden und die zu einer Frequenz von Null Hertz extrapoliert wurden. Es wird dabei angenommen, dass die von Santoni bestimmten Elastizitätsmodule für tiefe Frequenzen mit den aus den TriMASL-Materialparametern errechneten Plattenparametern übereinstimmen sollten. Parameter aus derselben Zeile der Tabelle können also sinnvoll miteinander verglichen werden.

Tabelle 2: Vergleich der Material- und Plattenparameter aus dem TriMASL-Projekt und von Santoni.

Quelle für Eingangsdaten	CLT 100 1. TriMASL- Parametersatz (CLT 100)	Santoni CLT 100	CLT 80a 1. TriMASL- Parametersatz (CLT 100)	Santoni CLT 80a	CLT 80b 1. TriMASL- Parametersatz (CLT 100)	Santoni CLT 80b
Gesamtdicke der Platte	0.1000	0.1000	0.0800	0.0800	0.0800	0.0800
Dicke der Mittellage	0.0400	0.0400	0.0500	0.0500	0.0200	0.0200
Dicke der Aussenlagen	0.0300	0.0300	0.0150	0.0150	0.0300	0.0300
Abstand der Mitte der Aussenlage zur Mittelebene	0.0350	0.0350	0.0325	0.0325	0.0250	0.0250
Dichte	484	484	484	484	484	484
E-Modul längs der Faser	1.50E+10	1.18E+10	1.50E+10	1.18E+10	1.50E+10	1.18E+10
E-Modul senkrecht zur Faser in der Plattenebene	1.92E+08	9.99E+08	1.92E+08	9.99E+08	1.92E+08	9.99E+08
E-Modul senkrecht zur Plattenebene	1.92E+08	9.99E+08	1.92E+08	9.99E+08	1.92E+08	9.99E+08
In-Plane-Schubmodul	7.40E+08	7.48E+08	7.40E+08	7.48E+08	7.40E+08	7.48E+08
G_{xy} / G_{LT} in Pa	1.76E+08	1.76E+08	1.76E+08	1.76E+08	1.76E+08	1.76E+08
Schubmodul um Faserlängsachse	1.54E+09	5.38E+08	1.54E+09	5.38E+08	1.54E+09	5.38E+08
G_{yz} / G_{LR} in Pa	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
3. Schubmodul	0.00	0.01	0.00	0.01	0.00	0.01
Querkontraktionszahl	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30
Querkontraktionszahl	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
Querkontraktionszahl						
Querkontraktionszahl						
Homogenisierung						
G_{xy} in Pa	7.40E+08	7.48E+08	7.40E+08	7.48E+08	7.40E+08	7.48E+08
E_x in Pa	1.14E+09	1.69E+09	3.80E+09	3.64E+09	4.23E+08	1.17E+09
Mittlung E-Module in Bezug auf Biegesteifigkeit	1.40E+10	1.11E+10	1.14E+10	9.16E+09	1.47E+10	1.16E+10
E_y in Pa	3.75E+08	2.95E+08	2.63E+08	2.35E+08	5.23E+08	3.55E+08
G_{yz} in Pa	2.72E+08	2.40E+08	3.93E+08	3.03E+08	2.25E+08	2.11E+08
v_{xy}	0.04	0.05	0.06	0.07	0.03	0.03
v_{xz}	0.22	0.22	0.18	0.18	0.25	0.25
v_{yz}	0.18	0.18	0.23	0.23	0.15	0.15
Mittlung der E-M. in Bezug auf In-Plane-Steifigkeit	6.10E+09	5.32E+09	9.43E+09	7.75E+09	3.89E+09	3.70E+09
E_x in Pa	9.06E+09	7.48E+09	5.73E+09	5.05E+09	1.13E+10	9.10E+09
E_y in Pa						

Die für die Wand CLT 100 mit dem 2. TriMASL-Parametersatz prognostizierten Plattenparameter E_x und E_y stimmen gut mit den von Santoni bestimmten Werten überein:

$$E_x = 1.7 \text{ GPa (TriMASL 2) vs. } 1.6 \text{ GPa (Santoni),}$$

$$E_y = 11.1 \text{ GPa (TriMASL 2) vs. } 10.7 \text{ GPa (Santoni)}$$

Die Prognose mit dem 1. TriMASL-Parametersatz führt zu einer schlechteren Übereinstimmung. Dies ist plausibel, da an der CLT 200-Decke Lagen beider Orientierungen das vibroakustische Verhalten bestimmen, während das Verhalten der CLT 100-Wand durch die gleich orientierten Aussenlagen dominiert wird.

Für die Wand CLT 80a führt die Prognose mit den beiden TriMASL-Parametersätzen zu Elastizitätsmodulen E_x , die gut mit den von Santoni bestimmten übereinstimmen:

$$E_x = 3.8 \text{ GPa (TriMASL 1) und } 3.6 \text{ GPa (TriMASL 2) vs. } 3.9 \text{ GPa (Santoni)).}$$

Mit den beiden TriMASL-Parametersätzen wurden ähnliche Elastizitätsmodule E_y prognostiziert, die sich aber um den Faktor 2 vom von Santoni bestimmten Wert unterscheiden.

Für die Wand CLT 80b wurden mit den beiden TriMASL-Parametersätzen Elastizitätsmodule E_x prognostiziert, die sich um den Faktor 3 unterscheiden. Der von Santoni bestimmte Wert liegt zwischen diesen beiden Werten.

Eine Erklärung der z. T. starken Abweichungen steht aus.

4.3.5 Vergleich der Parameter der Hochschule Rosenheim und der aus dem TriMASL-Projekt

Aus den von der Hochschule Rosenheim publizierten Plattenparametern wurden mit den Gleichungen 25 bis 27 die Materialparameter abgeschätzt: Die Materialparameter der Einzellagen wurden händisch so angepasst, dass die Rechnungen mit den genannten Gleichungen die publizierten Plattenparameter möglichst gut wiedergaben (Tabelle 3).

Der aus den Plattenparametern der Hochschule Rosenheim abgeschätzte Wert für E_x stimmt gut mit dem des 2. TriMASL-Parametersatzes überein:

$$E_x = 11.0 \text{ GPa (Rosenheim) vs. } E_x = 11.8 \text{ GPa (TriMASL 2).}$$

Der von der FH Rosenheim publizierte Wert für G_{xy} stimmt grössenordnungsmässig gut mit dem entsprechenden Wert der beiden TriMASL-Parametersätze überein:

$$G_{xy} = 0.5 \text{ GPa (Rosenheim) vs. } G_{xy} = 0.7/0.8 \text{ GPa (TriMASL 1/2).}$$

Für einige Querkontraktionszahlen gibt die Hochschule Rosenheim deutlich andere Werte an als die TriMASL-Datensätze. Dies kann damit erklärt werden, dass die Querkontraktionszahlen im TriMASL-Projekt

schlecht beobachtbar waren, sie also nur mit geringer Genauigkeit bestimmt werden konnten. Da die Hochschule Rosenheim jedoch ein ähnliches Verfahren einsetze, ist fraglich, ob deren Werte genauer sind.

Tabelle 3: Vergleich der Material- und Plattenparameter aus dem TriMASL-Projekt und dem Projekt der Hochschule Rosenheim. Um die beiden Parametersätze zu vergleichen, müssen in einem Fall E_x und E_y im rot umrandeten Bereich vertauscht werden.

Quelle für Eingangsdaten		Decke Rosenheim		Wand Rosenheim	
		Paper	Schätzung	Paper	Schätzung
Gesamtdicke der Platte	h in m	0.162	0.162	0.081	0.081
Dicke einer Lage	h_1 in m	0.027	0.027	0.027	0.027
Abstand Mitte der 1. Aussenlage zur Mittelebene	d_1	0.0135	0.0135	0.027	0.027
Abstand Mitte der 2. Aussenlage zur Mittelebene	d_2	0.0405	0.0405		
Abstand Mitte der 3. Aussenlage zur Mittelebene	d_3	0.0675	0.0675		
Dichte	ρ in kg/m^3	455	455	450	450
E-Modul längs der Faser	E_x in Pa		$1.10\text{E}+10$		$1.10\text{E}+10$
E-Modul senkrecht zur Faser in der Plattenebene	E_y in Pa		$1.00\text{E}+08$		$1.00\text{E}+08$
E-Modul senkrecht zur Plattenebene	E_z in Pa		$1.00\text{E}+08$		$1.00\text{E}+08$
In-Plane-Schubmodul	G_{xy} / G_{LT} in Pa		$4.59\text{E}+08$		$4.59\text{E}+08$
Homogenisierung					
	G_{xy} in Pa	$4.6\text{E}+08$	$4.6\text{E}+08$	$4.6\text{E}+08$	$4.6\text{E}+08$
Mittlung in Bezug auf Biegesteifigkeit	E_x in Pa	$8.2\text{E}+09$	$2.9\text{E}+09$	$1.1\text{E}+10$	$5.0\text{E}+08$
	E_y in Pa	$2.9\text{E}+09$	$8.2\text{E}+09$	$4.1\text{E}+08$	$1.1\text{E}+10$
	G_{yz} in Pa	$1.0\text{E}+08$		$1.0\text{E}+08$	
	G_{xz} in Pa	$1.7\text{E}+08$		$1.7\text{E}+08$	

4.3.6 Zusammenfassung

Für die weiteren Berechnungen wurde der 2. TriMASL-Parametersatz zur Beschreibung des Werkstoffs Holz verwendet.

Für die Querkontraktionszahlen wurde im Folgenden der Wert 0.1 verwendet

Bei Verwendung frequenzabhängiger Plattenparameter in SEAWOOD wurden für E_x und E_y die von Santoni ermittelten Werte verwendet. Für G_{xy} wird in diesem Fall der konstante Wert aus dem 2. TriMASL-Parametersatz verwendet, da dieser Wert als Eingangsdaten von SEAWOOD erwartet wird und sich auch geringfügig auf das Prognoseergebnis auswirkt, jedoch von Santoni nicht ermittelt wurde. Die von SEAWOOD erwarteten Querkontraktionszahlen wurden auch hier zu 0.1 gesetzt.

5 Überprüfung der Leistungsfähigkeit und der Einschränkungen von SEAWOOD

SEAWOOD erfasst die Material- bzw. Plattenparameter im obigen Sinne mit unterschiedlichen Dateneingabemasken.

Für die Eingabe der Materialparameter wurden in diesem Teilprojekt die Masken "Orthotropic Solid" und "Orthotropic Solid (Extended)" verwendet. Im Folgenden wird mit dem Begriff "SEAWOOD-Materialmodell" auf die Eingabe der Materialparameter in eine dieser beiden Masken verwiesen, auch wenn der Begriff Materialmodell im physikalischen Sinne nicht gerechtfertigt ist.

Auch für die Eingabe der Parameter, die v. a. die Geometrie der Platten beschreiben, bietet SEAWOOD Eingabemasken mit den Namen "Section Uniform", "Laminate Static" und "Laminate Dynamic" an, auf die im Folgenden mit dem Begriff "SEAWOOD-Plattenmodell" verwiesen wird, auch wenn hier der Begriff "Plattenmodell" im physikalischen Sinne nicht gerechtfertigt ist.

Für die weiteren Untersuchungen wurden die folgenden Modelle mit SEAWOOD aufgebaut:

Modell 1

Das Modell in Abbildung 19, oben repräsentiert einen Luftschallprüfstand. Das Volumen, die Oberfläche und der Perimeter der beiden Kavitäten entsprechen näherungsweise den entsprechenden Werten der Prüfräume 1 und 4 im Schallhaus 1 der Empa in Dübendorf. Die Platte im Modell, die die Prüfwand repräsentiert, misst 4.20 x 2.90 m, was ebenfalls den Verhältnissen im oben genannten Prüfstand entspricht. Für beide Kavitäten wurde ein Dämpfungsverlustfaktor von 1 % angenommen, der jedoch für die Prognoseergebnisse zweitrangig ist. Der nicht-resonante Übertragungsweg wurde von SEAWOOD mit dem Massegesetz abgebildet. Experimentell bestimmte Abstrahlgrade fanden in den Modellen keine Verwendung, sondern sie wurden von SEAWOOD mit den eingegebenen Material- bzw. Plattenparametern berechnet. Die Sendekavität des Modells wurde akustisch angeregt, die in beiden Kavitäten resultierenden Schalldrücke bestimmt und in ein Luftschalldämmmass umgerechnet. Die Dämpfung der Wand entsprach der von Santoni im Wandprüfstand experimentell ermittelten Dämpfung.

Modell 2

Das Modell in Abbildung 19, unten repräsentiert einen L-Stoss. Eine der beiden Platten hat die Abmessungen 4.60 x 5.75 m und eine Dicke von 220 mm, was den Abmessungen der bereits erwähnten Brettstapeldecke entspricht. Die zweite Platte misst 4.60 x 2.90 m, hat eine Dicke von 100 mm und entspricht damit in ihren Abmessungen den beiden Wänden im bereits erwähnten T-Stoss. Beide Platten sind im Modell mit einer 1-Punktverbindung gekoppelt, wenn nicht anders angegeben.

Die Dämpfung der Wand im Modell entsprach der experimentell bestimmten Dämpfung der oberen im T-Stoss verbauten Wand und die Dämpfung der Decke im Modell entsprach der experimentell bestimmten Dämpfung der im T-Stoss verbauten Decke.

Alle Platten in den SEAWOOD-Modellen waren an ihren Rändern gelenkig gelagert.

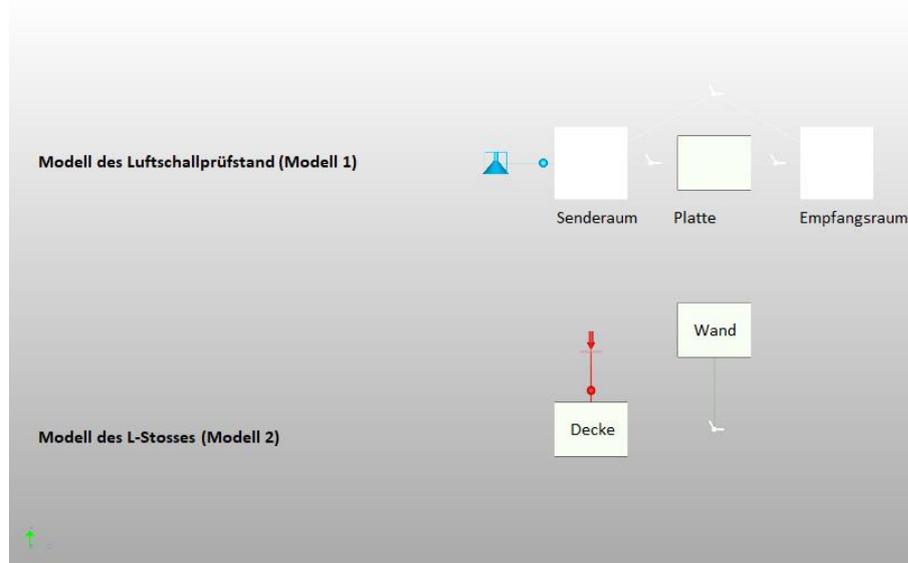


Abbildung 19: SEAWOOD-Modelle 1 und 2.

5.1 Berücksichtigung der Mindlinschen Plattentheorie

Es war nicht auszuschliessen, dass die Modellierung der in diesem Projekt betrachteten Bauelemente mit der Mindlinschen Plattentheorie und im Frequenzbereich von 50 Hz bis 5 kHz zu deutlich besseren Prognoseergebnissen führt als die Modellierung nur mit der Kirchhoffschen Plattentheorie.

Die Dokumentation von SEAWOOD lässt jedoch nicht erkennen, dass die Mindlinsche Plattentheorie angewendet wird. Diese Vermutung wird weiter unten bestätigt.

Allerdings können einige der mit der Mindlinschen Plattentheorie modellierbaren Effekte auch mit der Kirchhoffschen Plattentheorie abgebildet werden. Hierzu müssen jedoch die Parameter der betrachteten Platte in Abhängigkeit von der Frequenz manipuliert werden. Werden zum Beispiel bei Anwendung der Mindlinschen Plattentheorie konstante Materialparameter angenommen, müssen bei Anwendung der Kirchhoffschen Plattentheorie Elastizitätsmodule angenommen werden, deren Werte mit steigender Frequenz abnehmen, um dasselbe oder ein ähnliches Ergebnis zu erhalten. Zu niedrigen Frequenzen hin gehen die, für beide Theorien zu verwendenden Materialparameter ineinander über.

SEAWOOD ermöglicht die Eingabe dieser frequenzabhängigen Material- bzw. Plattenparameter mit dem SEAWOOD-Materialmodell "Orthotropic Solid (Extended)".

Andererseits hat Santoni einige dieser frequenzabhängigen Materialparameter, nämlich die Elastizitätsmodule E_x und E_y , entlang der beiden Hauptachsen von drei unterschiedlichen Wänden bestimmt. Der Bestimmung der Elastizitätsmodule jeder Wand liegt die Messung der Transversalwellenausbreitungsgeschwindigkeit zu Grunde. Aus diesen Geschwindigkeiten wurden ebenfalls die beiden Wellenzahlspektren entlang der Hauptachsen bestimmt, die in Abbildung 20 dargestellt sind.

Die Wand in Modell 1 wurde mit den beiden von Santoni bestimmten, frequenzabhängigen Elastizitätsmodulen E_x und E_y für die Wand CLT 100 modelliert. Die Plattenparameter wurden hierfür in das SEAWOOD-

Materialmodell "Orthotropic Solid (Extended)" eingegeben. Die Wand wurde mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" modelliert.

Aus den eingegebenen Parametern berechnet SEAWOOD nur ein Wellenzahlspektrum, das in Abbildung 20 dargestellt ist. Dies zeigt, dass die eingegebenen, orthotropen Plattenparameter zunächst in isotrope Plattenparameter umgerechnet werden.

Diese Vereinfachung zeigt sich auch im von SEAWOOD berechneten Abstrahlgrad. Dieser weist im gesamten Frequenzbereich nur ein dominantes, eng begrenztes Maximum auf, was typisch für eine isotrope Platte ist, während der Abstrahlgrad orthotroper Platten typischerweise zwei Maxima bzw. ein breites Maximum mit einer geringeren Amplitude aufweist, wie der in Abbildung 21 ebenfalls dargestellte, experimentell bestimmte Abstrahlgrad für die Wand CLT 100 verdeutlicht.

Bauteile können also mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" nicht als orthotrope Platten modelliert werden.

Die den Eingangsparametern zu Grunde liegenden Wellenzahlspektren weichen in ihrem Verlauf hochfrequent vom von SEAWOOD berechneten Wellenzahlspektrum ab. Letzteres steigt im gesamten Frequenzbereich mit der Wurzel der Frequenz an. Dieser Anstieg wird in Abbildung 20 durch die grau gestichelte Linie dargestellt und ist typisch für das Wellenzahlspektrum nach der Kirchhoffschen Plattentheorie.

Auch über den Umweg der Eingabe frequenzabhängiger Plattenparameter kann die Mindlinsche Plattentheorie mit SEAWOOD also offensichtlich nicht angewendet werden.

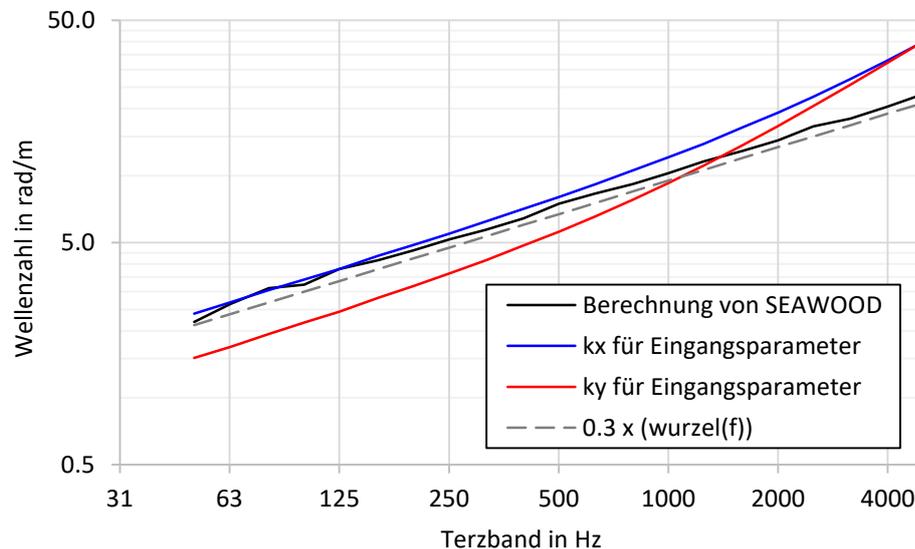


Abbildung 20: Vergleich der Wellenzahlspektren, die den Eingangsparametern zugrunde liegen und dem Wellenzahlspektrum, das SEAWOOD daraus errechnet.

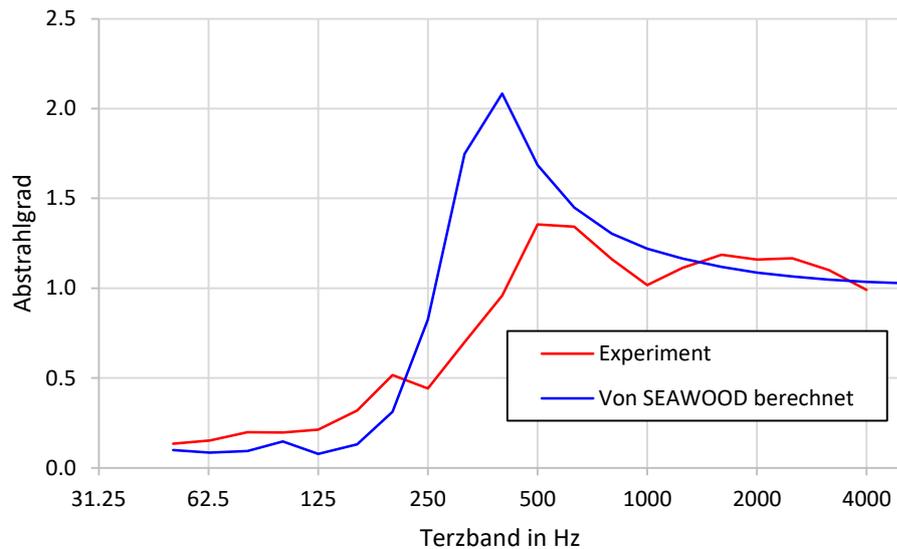


Abbildung 21: Vergleich des von Santoni experimentell bestimmten Abstrahlgrads und dem von SEAWOOD mit orthotropen Plattenparametern errechneten.

Da das zuletzt genannte Ergebnis überraschte, wurden für eine weitere Untersuchung die Terzbandwerte der zuvor verwendeten, frequenzabhängigen Elastizitätsmodule jeweils arithmetisch gemittelt und in das SEAWOOD-Materialmodell "Orthotropic Solid" eingegeben. Die den einzelnen Terzbändern zugeordneten Elastizitätsmodule wurden also arithmetisch zu einem Einzahlwert gemittelt. Der Grund für dieses Vorgehen wird weiter unten erläutert. Es wurde also mit konstanten, aber orthotropen Plattenparametern gerechnet, wobei alle anderen Parameter gegenüber dem zuvor erwähnten Modell unverändert blieben.

Das so von SEAWOOD berechnete Wellenzahlspektrum ("Mittelwert") ist zusammen mit dem, mit frequenzabhängigen Werten errechneten Spektrum ("Frequenzabhängig") in Abbildung 22 dargestellt.

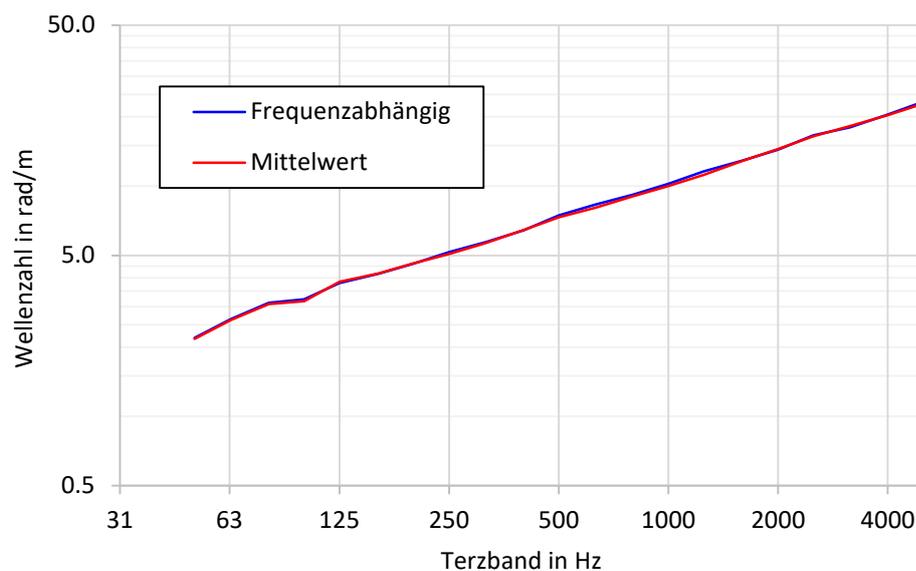


Abbildung 22: Einfluss der Eingabe frequenzabhängiger Eingangsparameter auf das von SEAWOOD berechnete Wellenzahlspektrum.

Der Unterschied der beiden Parametersätze auf die prognostizierte Luftschalldämmung mit Modell 1 ist in Abbildung 23 dargestellt und ist ebenfalls gering.

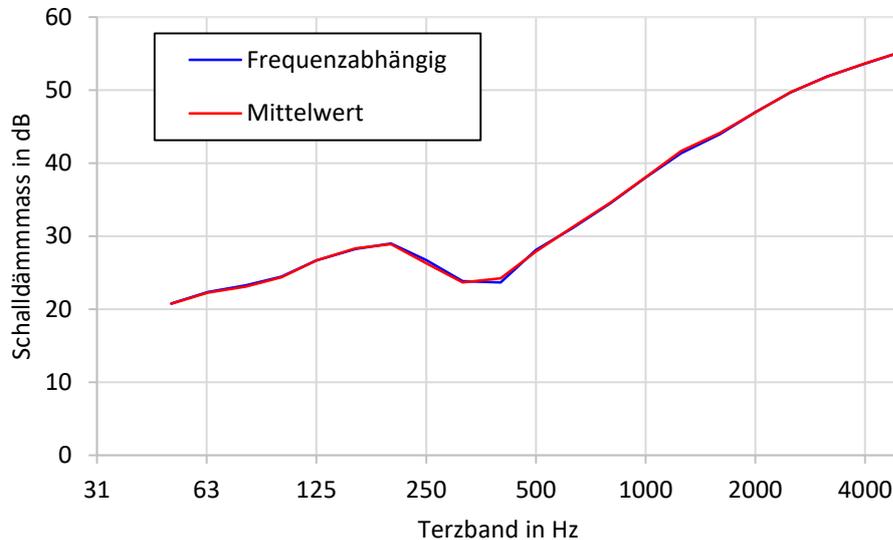


Abbildung 23: Einfluss der Eingabe frequenzabhängiger Eingangsparameter auf das von SEAWOOD prognostizierte Schalldämmmass.

Zuletzt wurde der Einfluss der beiden Parametersätze auf die Körperschallübertragung in Modell 2 untersucht. Die Decke wurde in beiden Fällen gleich modelliert, jedoch wurden die beiden Parametersätze nacheinander auf die die Wand repräsentierende Platte angewendet. Abbildung 24 zeigt die prognostizierten Schnellepegeldifferenzen in eine Richtung, die sich ebenfalls nicht nennenswert unterscheiden.

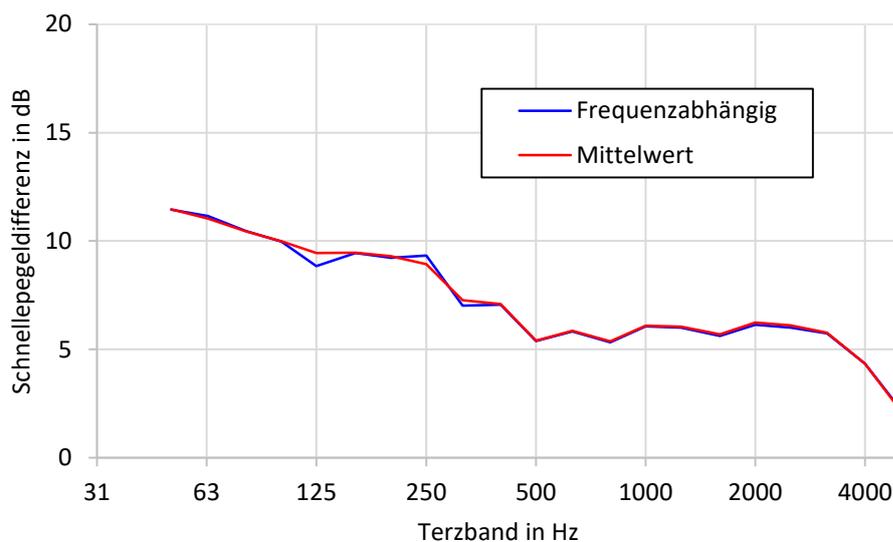


Abbildung 24: Einfluss der Eingabe frequenzabhängiger Eingangsparameter auf die von SEAWOOD berechnete Schnellepegeldifferenz.

Die geringen Unterschiede zwischen den Graphen in den oben gezeigten Diagrammen lassen vermuten, dass die oben beschriebene Mittelung von SEAWOOD auf frequenzabhängige Eingangsparameter angewendet wird, bevor die weitere Berechnung der SEA-relevanten Parameter erfolgt.

5.2 Einfluss der unterschiedlichen SEAWOOD-Plattenmodelle

Neben dem oben verwendeten SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" bietet SEAWOOD die folgenden Möglichkeiten an, um Platten zu modellieren:

- "Laminate Static" für die Modellierung von Laminaten. Die Materialparameter und die Dicke der einzelnen Lagen werden von SEAWOOD als Eingangsparameter erwartet.
- "Laminate Dynamic" mit einer laut Handbuch [20] aufwändigeren Modellierung von Laminaten. Das Modell baut auf den Daten des Modells "Laminate Static" auf.

Die Wand CLT 100 aus Tabelle 1 wurde nacheinander mit allen drei SEAWOOD-Plattenmodellen abgebildet.

Das SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" verlangt die über der Plattendicke homogenisierten Plattenparameter. Diese Parameter wurden mit dem 2. TriMASL-Parametersatz unter Verwendung von Gleichung 25 bis 27 berechnet. Die Mittelung erfolgte in Bezug auf das Elastizitätsmodul in der Plattenebene. In die SEAWOOD-Plattenmodelle "Laminate Static" und "Laminate Dynamic" konnten die Materialparameter aus dem 2. TriMASL-Parametersatz direkt eingegeben werden. Dies erfolgte in allen, in diesem Bericht dokumentierten Modellen ausschliesslich über das SEAWOOD-Materialmodell "Orthotropic Solid".

Abbildung 25 vergleicht die mit Modell 1 und mit den drei SEAWOOD-Plattenmodellen prognostizierte Luftschalldämmung mit dem experimentell bestimmten Schalldämmmass.

Die Prognosen aller drei Modelle weichen nur geringfügig voneinander ab.

Unterhalb der 250 Hz-Terz unterschätzen die Prognosen das experimentell bestimmte Schalldämmmass um etwa 2 dB, während sie es oberhalb um etwa 4 dB überschätzen.

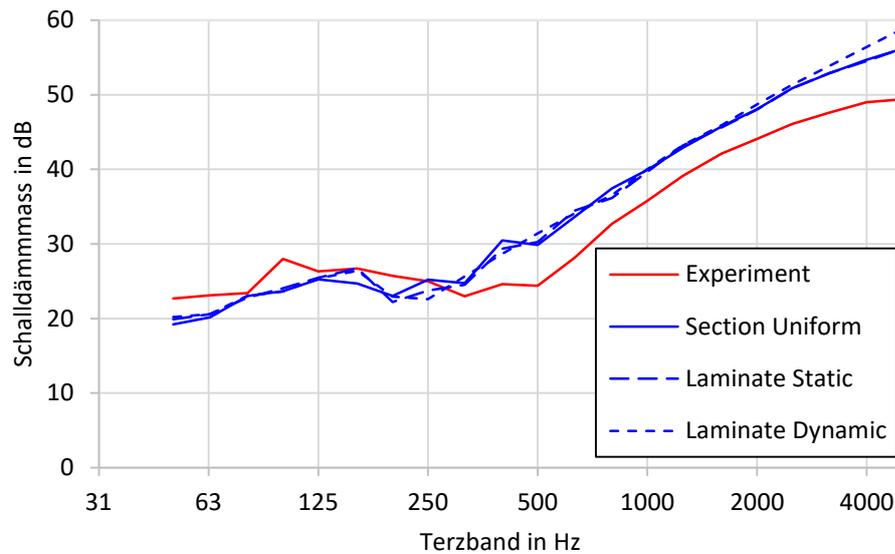


Abbildung 25: Einfluss unterschiedlicher SEAWOOD-Plattenmodelle auf das prognostizierte Schalldämmmass.

Ein Vergleich der Wellenzahlspektren der unterschiedlichen SEAWOOD-Plattenmodelle in Abbildung 26 zeigt zum einen, dass die Wellenzahlspektren für alle drei Modelle gleich sind und zum anderen, dass nicht nur das SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform", sondern auch die SEAWOOD-Plattenmodelle "Laminate Static" und "Laminate Dynamic" nur die Kirchhoffsche Plattentheorie anwenden, da die Spektren auch bei hohen Frequenzen mit der Wurzel der Frequenz ansteigende Geraden sind.

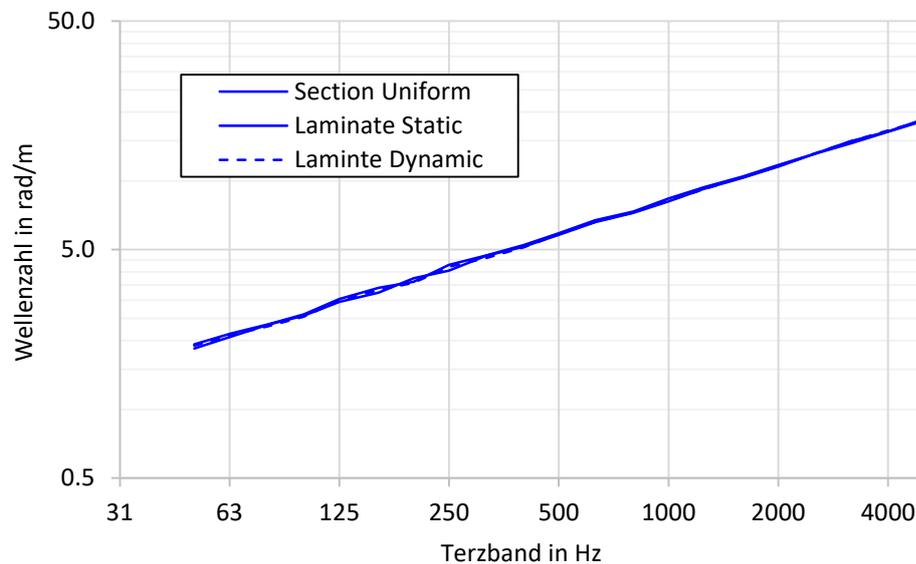


Abbildung 26: Einfluss der Wahl unterschiedlicher SEAWOOD-Plattenmodelle auf das berechnete Wellenzahlspektrum.

Grössere Abweichungen zwischen den prognostizierten Ergebnissen zeigen sich in der Schnellepegeldifferenz unter Verwendung von Modell 2, wenn die Platte "Wand" nacheinander mit einem der drei unterschiedlichen Modelle abgebildet wird, während die zweite Platte "Decke" in allen Fällen mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" als orthotrope Platte modelliert wird.

Während die SEAWOOD-Plattenmodelle "Laminate Static" und "Laminate Dynamic" zu nahezu identischen Schnellepegeldifferenzen führen, weicht die Schnellepegeldifferenz bei Verwendung des Plattenmodells "Section Uniform" zwischen der 250 Hz- und der 1 kHz-Terz deutlich von den Pegeldifferenzen ab, die mit den beiden anderen Modellen prognostiziert werden (Abbildung 27).

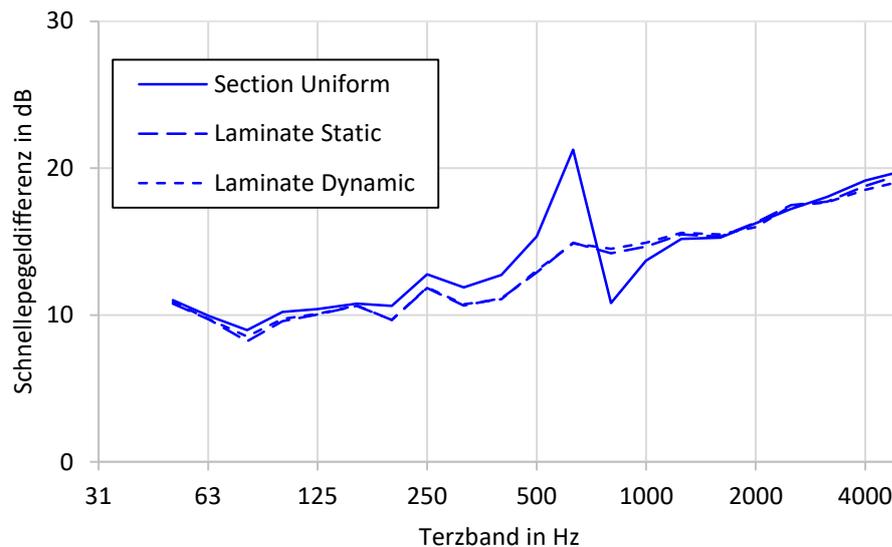


Abbildung 27: Einfluss der Wahl unterschiedlicher SEAWOOD-Plattenmodelle auf die mit Modell 2 prognostizierte Schnellepegeldifferenz.

Zuletzt wurden die orthotropen Plattenparameter der Wand, die der Prognose für Graph "Section Uniform" in Abbildung 27 zugrunde liegen, geometrisch gemittelt und die Rechnung wurde mit diesen isotropen Plattenparametern wiederholt. Dadurch ändert sich das Wellenzahlspektrum in Abbildung 28 nicht.

Es wird von SEAWOOD anscheinend die von [14] vorgeschlagene geometrische Mittelung orthotroper Plattenparameter durchgeführt. Nach bisheriger Erfahrung werden die orthotropen Platteneigenschaften von SEAWOOD zwar nicht für die Berechnung der Bauteileigenschaften berücksichtigt, jedoch für die Berechnung der Kopplungsverlustfaktoren.

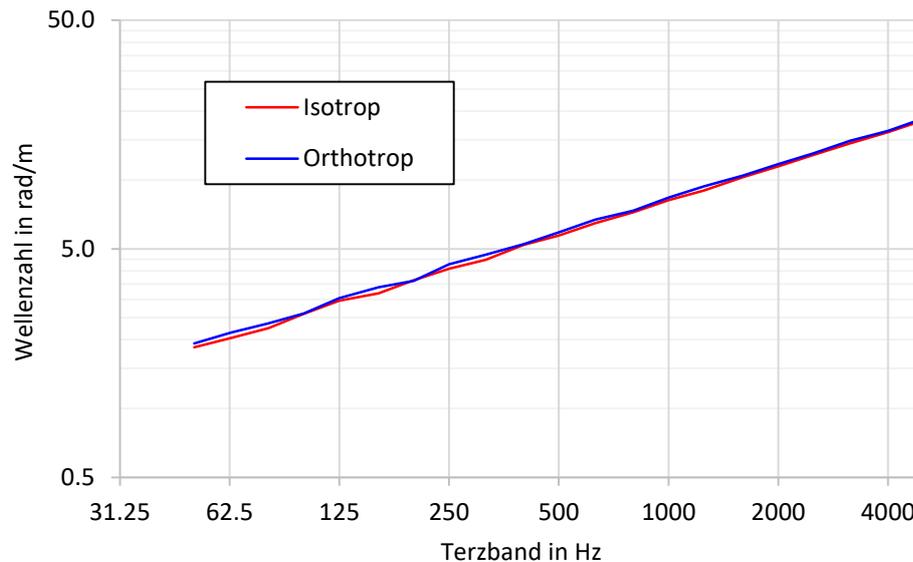


Abbildung 28: Einfluss einer geometrischen Mittelung der orthotropen Plattenparameter auf das von SEAWOOD berechnete Wellenzahlspektrum.

5.3 Einfluss unterschiedlicher Plattenparameter

Für die im folgenden Abschnitt beschriebenen Prognosen wurden ausschliesslich das SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" und das Materialmodell "Orthotropic Solid" verwendet. Beide wurden unter anderem auch im vorherigen Abschnitt verwendet und es wurden in diesem Fall die in Bezug auf die In-Plane-StEIFigkeit homogenisierten Materialparameter des 2. TriMASL-Parametersatzes eingegeben.

Im Folgenden wurde der Einfluss zwei weiterer Plattenparameter untersucht.

Da SEAWOOD frequenzabhängige Eingangsparameter nicht berücksichtigt, wurden zum einen aus dem Datensatz von Santoni für die CLT 100-Wand die frequenzabhängigen Elastizitätsmodule E_x und E_y für die Terzbänder 125, 500, 1000, 2000 und 4000 Hz ausgelesen und nacheinander für eine Prognose der Schalldämmung mit SEAWOOD und dem Modell 1 verwendet. Neben den Schalldämmmassen für die Terzen, für die somit korrekte, frequenzabhängige Plattenparameter vorlagen, wurden auch die Schalldämmmasse der benachbarten Terzen berechnet. Das so entstandene Schalldämmmassspektrum besteht somit aus Einzelgraphen und ist in Abbildung 29 dargestellt.

Durch die Verwendung der frequenzabhängigen Plattenparameter von Santoni verbessert sich die Übereinstimmung von experimentell und prognostiziertem Schalldämmmass für die CLT 100-Wand deutlich. Die Abweichung reduziert sich oberhalb der 500 Hz-Terz von den oben erwähnten 4 dB auf etwa 1-2 dB.

Weiterhin wurde eine Prognose mit konstanten Plattenparametern durchgeführt, wobei die Mittelung der Elastizitätsmodule in Bezug auf die Biegesteifigkeit erfolgte (gelber Graph). Dieser Prognose lag der 2. TriMASL-Parametersatz zugrunde. Zum Vergleich ist auch die Prognose mit konstanten Plattenparametern gezeigt (schwarzer Graph), für die die Mittelung der Elastizitätsmodule in Bezug auf die In-Plane-StEIFigkeit

erfolgte. Dieser Graph entspricht dem Graph "Section Uniform" in Abbildung 26. Auch dieser Prognose lag der 2. TriMASL-Parametersatz zugrunde.

Das Diagramm zeigt, dass die Art der Mittelung der E-Module oberhalb der 500 Hz-Terz wenig Einfluss auf das prognostizierte Schalldämmmass hat. Zwischen der 125 Hz- und der 250 Hz-Terz verbessert sich die Übereinstimmung mit dem Experiment etwas, wenn eine Mittelung in Bezug auf die Biegesteifigkeit erfolgt.

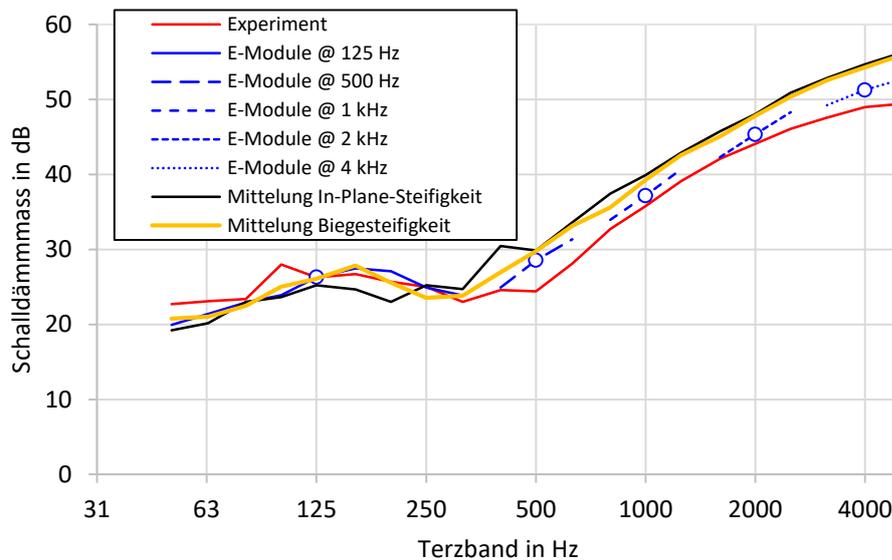


Abbildung 29. Einfluss der tatsächlichen Verwendung frequenzabhängiger Elastizitätsmodule auf das prognostizierte Schalldämmmass und Vergleich mit der auf konstanten Parametern beruhenden Prognose.

Die oben verwendeten Plattenparameter wurden auch auf das Modell 2 und dort auf die Platte "Wand" angewendet. Die Platte "Decke", die ja kein Laminat ist, wurde in allen Fällen mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" und dem SEAWOOD-Materialmodell "Orthotropic Solid" und den Materialparametern aus dem 2. TriMASL-Parametersatz modelliert.

Hier ist kein Vergleich mit einem Experiment möglich. Jedoch zeigt sich eine Erhöhung der prognostizierten Schnellepegeldifferenz um etwa 2 dB bei hohen Frequenzen, wenn mit den frequenzabhängigen Plattenparametern von Santoni gerechnet wird, statt mit den konstanten, in Bezug auf die Biegesteifigkeit homogenisierten des 2. TriMASL-Parametersatzes. Bei tiefen Frequenzen stimmen beide Graphen gut überein.

Es zeigt sich jedoch ein deutlicher Unterschied zwischen den Schellepegeldifferenzen, wenn die Mittelung der E-Module in Bezug auf die In-Plane-Steifigkeit statt in Bezug auf die Biegesteifigkeit erfolgt.

Dies führt im untersuchten Fall zu einem Unterschied in der Schnellepegeldifferenz von etwa 3 dB bei tiefen und etwa 4 dB bei hohen Frequenzen.

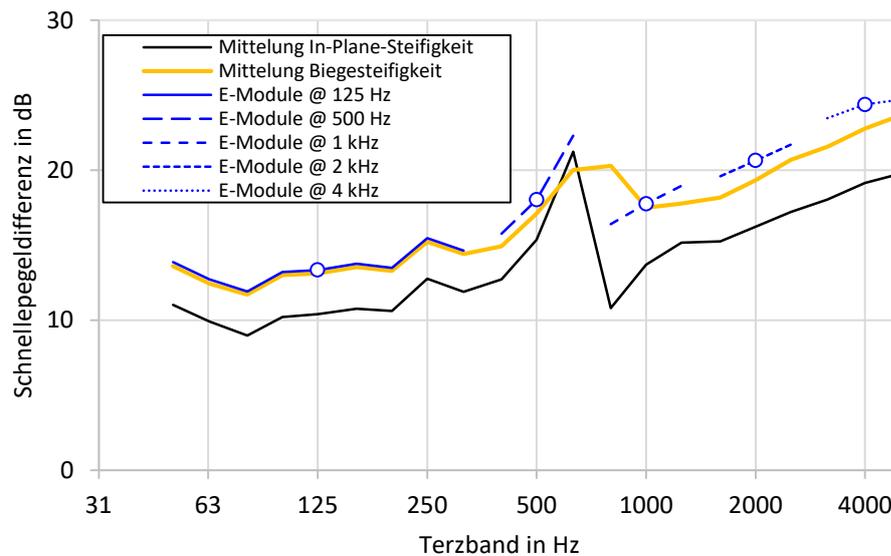


Abbildung 30. Einfluss der tatsächlichen Verwendung frequenzabhängiger Parameter auf die prognostizierte Schnellepegeldifferenz und Vergleich mit der auf konstanten Parametern beruhenden Prognose.

Durch die Verwendung frequenzabhängiger, in Bezug auf die Biegesteifigkeit homogenisierter Plattenparameter statt der Verwendung konstanter Parameter verbessert sich die Prognose der Luftschalldämmung deutlich.

Während sich die unterschiedliche Homogenisierung der Plattenparameter auf die Prognose der Luftschalldämmung jedoch nur in geringem Masse auswirkt, hat dies auf die Körperschallübertragung über eine Stossstelle hinweg erheblichen Einfluss.

5.4 Vergleich von SEAWOOD und analytischen Modellen

Bisher wurde der Einfluss der unterschiedlichen SEAWOOD-Platten- und -Materialmodelle und der Einfluss der Homogenisierung der Plattenparameter untersucht.

Im Folgenden sollen die physikalischen Modelle der Kopplung der Platten genauer untersucht werden. Hierzu wurden Prognoseergebnisse von SEAWOOD mit den Ergebnissen analytischer Rechnungen verglichen. Die analytischen Modelle wurden der Literatur entnommen [7].

In SEAWOOD wurden beide Platten mit den Plattenmodellen "Section Uniform" und dem Materialmodell "Orthotropic Solid" modelliert. Es wurden die isotropen Materialparameter für Aluminium verwendet.

Zunächst wurden zwei zueinander parallele, 1 mm dicke Aluminiumplatten mit den Flächen 6 und 10 m² betrachtet, die an einem Punkt gekoppelt waren. Für beide Platten wurde ein $\eta = 1\%$ angenommen. In der analytischen Vergleichsrechnung wurden nur Biegewellen berücksichtigt und es wurde angenommen, dass die Punktverbindung nur axiale Kräfte übertragen kann.

Abbildung 31 zeigt die flächengemittelte akustische Schnelle senkrecht zur Plattenoberfläche beider Platten, wenn die Sendepatte mit einer harmonischen Kraft der zeitquadratgemittelten Amplitude von 1 N angeregt wird. Es sind sowohl die Ergebnisse der SEAWOOD-Rechnung als auch die der Vergleichsrechnung dargestellt.

Die Punktimpedanz der Platten wurde sowohl für die Bestimmung der von der anregenden Kraft eingespeisten Leistung als auch für die Bestimmung der zwischen den Platten übertragenen Leistungen mit

$$Z_0 = 8\sqrt{BM''} \quad (\text{Gleichung 28})$$

angenommen.

Es zeigt sich kein nennenswerter Unterschied zwischen den beiden Ergebnissen. Dies bestätigt sich auch bei der Verwendung von fünf Punktverbindungen statt nur einer Punktverbindung zwischen den Platten wie Abbildung 32 zeigt.

Das Ergebnis zeigt auch, dass SEAWOOD für die Kopplung von Platten die Punktimpedanz in der Plattenmitte verwendet und nicht die am Plattenrand,

$$Z_0 = 2.3 \dots 3.5\sqrt{BM''} \quad (\text{Gleichung 29}),$$

was jedoch für an den Rändern gekoppelte Platten sinnvoll sein könnte.

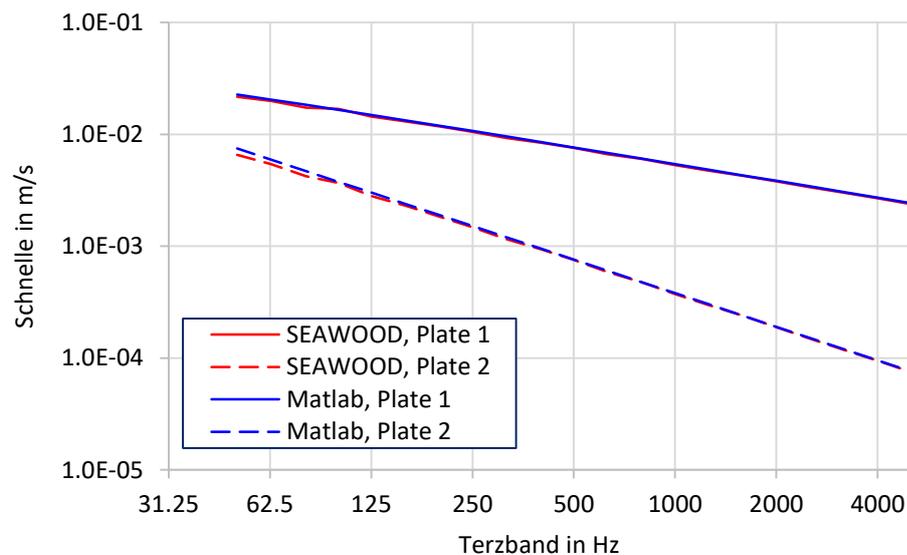


Abbildung 31: Vergleichsrechnung für eine 1-Punktverbindung zueinander paralleler Platten.

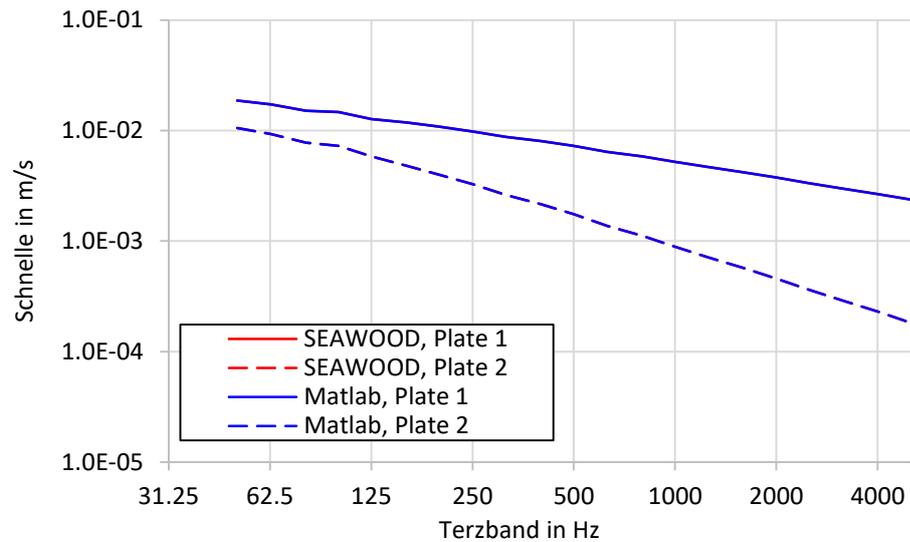


Abbildung 32: Vergleichsrechnung für eine 5-Punktverbindung zueinander paralleler Platten. Die roten und blauen Graphen liegen direkt übereinander.

In einem weiteren Schritt wurden die beiden Platten im SEAWOOD-Modell in einem Winkel von 90° zueinander angeordnet, blieben aber weiterhin mit einer Punktverbindung gekoppelt. Abbildung 33 zeigt, wie sich dadurch die Schnelle auf der Empfangsplatte verringert.

Dies ist plausibel, da durch die Anordnung der Platten senkrecht zueinander BiegeWellen nur noch über Momente übertragen werden können, nicht mehr jedoch über Kräfte.

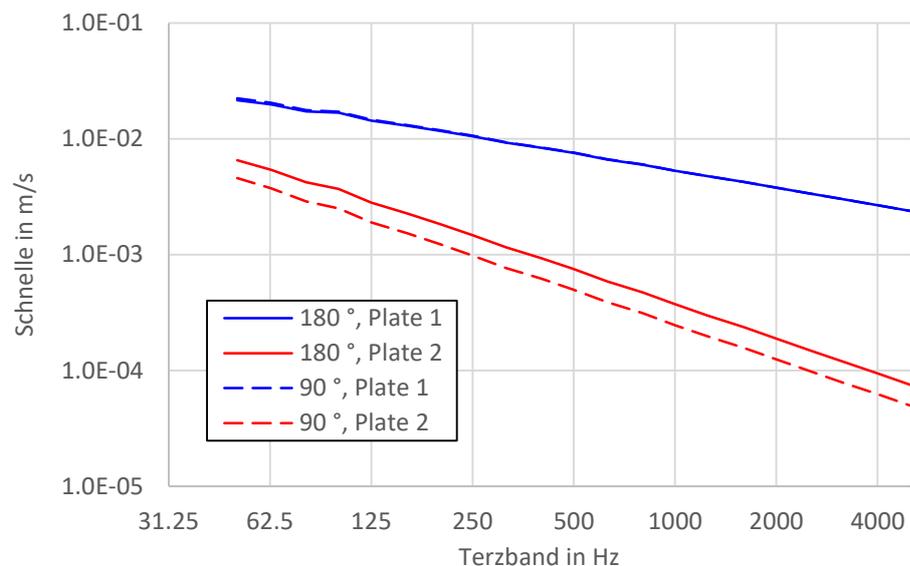


Abbildung 33: Vergleich zweier SEAWOOD-Prognosen für Platten, die zueinander parallel (180°) oder senkrecht (90°) angeordnet sind.

Gemäss der Literatur erfordert die Definition einer momentübertragenden Punktverbindung den Abstand der zwei Kräfte eines Kräftepaars. Dieser Wert wird von SEAWOOD jedoch nicht gefordert.

Die von SEAWOOD erzeugten Ergebnisse konnten jedoch gut mit einer Vergleichsrechnung wiedergegeben werden, wenn für die Punktmomentimpedanz

$$Y \approx \frac{\omega}{16B} + i \frac{3}{8} \frac{\omega}{Ga} (1 - \nu) \quad (\text{Gleichung 30})$$

angenommen wurde, mit dem Kräftepaarabstand a gleich der Plattendicke (hier 1 mm), der Biegesteifigkeit B und dem Out-of-Plane-Schubmodul G (Abbildung 34).

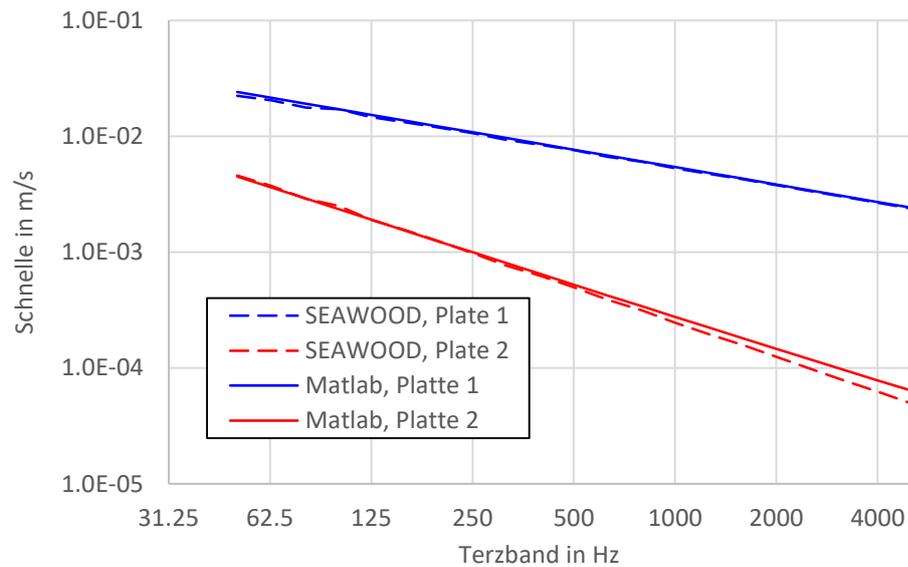


Abbildung 34: Vergleichsrechnung für eine 1-Punktverbindung zueinander senkrecht stehender Platten. Der für die Vergleichsrechnung angenommene Abstand des Kräftepaars entsprach der Plattendicke.

Zuletzt wurde der Transmissionskoeffizient τ , der die Leistungsübertragung zwischen halbunendlich ausgedehnten Platten beschreibt, für zwei linienverbundene, gleich dicke und zueinander senkrecht stehende, dünne Platten mit SEAWOOD und nach [7] berechnet. Während sich nach [7] für diffusen Schalleinfall ein mittlerer Transmissionskoeffizient von 0.33 ergibt, errechnet SEAWOOD einen Wert von 0.25.

Die SEAWOOD-Resultate für die Kopplung zweier Platten mit Punktverbindungen sind plausibel. Die Abweichung zwischen den Transmissionskoeffizienten linienverbundener Platten bedarf weiterer Klärung, auch wenn sie zu Abweichungen der Schnellepegeldifferenz im Bereich von nur etwa 1 dB führen dürfte.

5.5 Vergleich von SEAWOOD und VA1

Die Hochschule Rosenheim hat neben den oben erwähnten Plattenparametern für die Platten im untersuchten L-Stoss auch Kopplungsverlustfaktoren publiziert, die mit der Software VA1 von ESI berechnet wurden [12].

Die in der Publikation angegebenen Plattenparameter für den untersuchten L-Stoss wurden in ein entsprechendes SEAWOOD-Modell ("Section Uniform" und "Orthotropic Solid") übernommen. Die Bauteilabmessungen wurden dabei ebenso übernommen wie die Dämpfungsverlustfaktoren und die Querkontraktionszahlen.

Abbildung 35 bis Abbildung 37 vergleicht die publizierten Kopplungsverlustfaktoren mit den mit SEAWOOD erzeugten. Die Graphen aus [12] wurden nachgezeichnet.

Es zeigt sich zwar, dass zwischen den mit VA1 und SEAWOOD erzeugten Kopplungsverlustfaktoren hinsichtlich Verlauf und Grössenordnung Ähnlichkeit besteht, jedoch wird keine vollständige Übereinstimmung erzielt.

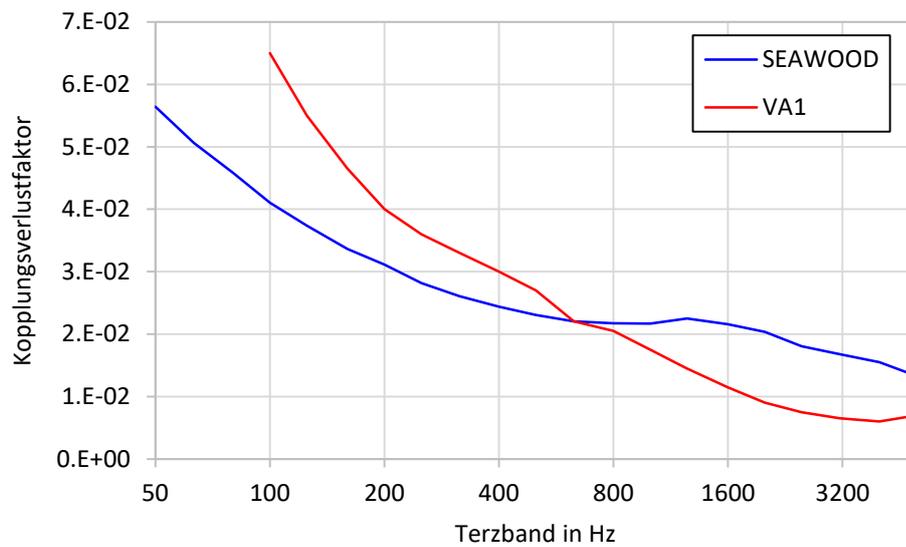


Abbildung 35: Vergleich der von SEAWOOD und VA1 bestimmten Kopplungsverlustfaktoren für eine Linienverbindung.

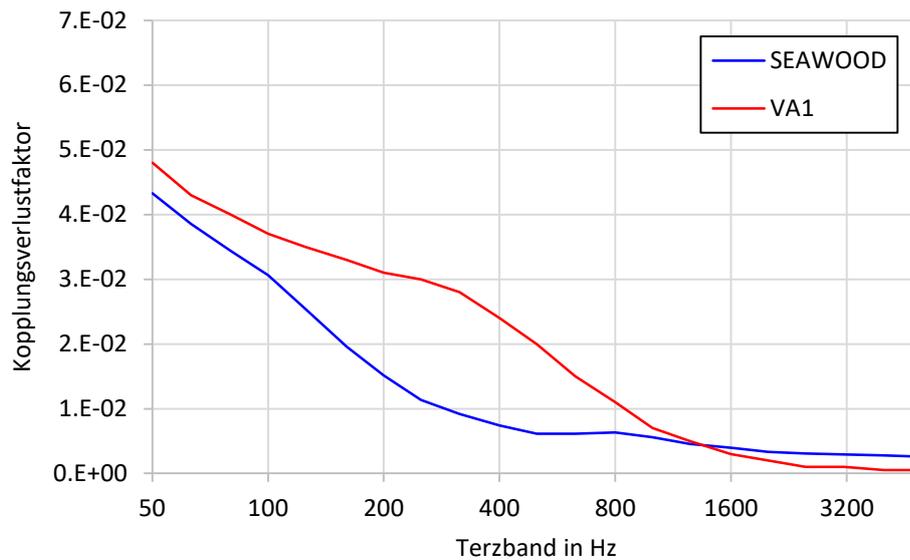


Abbildung 36: Vergleich der von SEAWOOD und VA1 bestimmten Kopplungsverlustfaktoren für eine 3-Punkt-Verbindung.

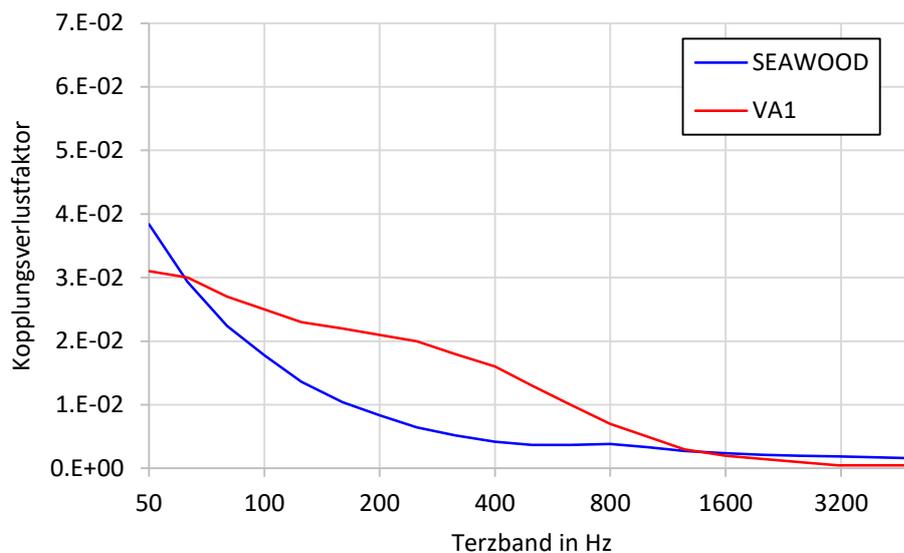


Abbildung 37: Vergleich der von SEAWOOD und VA1 bestimmten Kopplungsverlustfaktoren für eine 2-Punkt-Verbindung.

5.6 Zusammenfassung

Vor der Bestimmung der plattenspezifischen Eingangsparameter für die SEA-Matrixgleichung führt SEAWOOD eine umfangreiche Vereinfachung der eingegebenen Material- bzw. Plattenparameter durch. Über die arithmetische Mittelung von frequenzabhängigen Plattenparametern hinaus werden offensichtlich auch orthotrope Plattenparameter geometrisch gemittelt, bevor z. B. das Wellenzahlspektrum der Platte berechnet wird.

Für die Berechnung der Kopplungsverlustfaktoren zwischen den Platten wird jedoch offensichtlich die Orthotropie der Platten berücksichtigt. Hier ist für die untersuchten Fälle zwischen der Modellierung mit dem SEAWOOD-Plattenmodellen "Laminate Static" und "Laminate Dynamic" kein relevanter Unterschied zu erkennen.

Ein Vergleich der SEAWOOD-Prognosen für Punktverbindungen mit analytischen Vergleichsrechnungen fiel positiv aus. Der Vergleich für Linienverbindungen lässt jedoch weiterhin Fragen offen, da sich die Ergebnisse geringfügig unterscheiden.

Die von der Hochschule Rosenheim publizierten und mit der Software VA1 erzeugten Kopplungsverlustfaktoren konnten nur wenig befriedigend mit SEAWOOD reproduziert werden, obwohl eine vollständige Übereinstimmung erwartet werden könnte. Daraus lässt sich jedoch nicht ableiten, welche Software die besseren Prognosen ermöglicht.

6 Untersuchung unterschiedlicher Einflüsse auf das Prognoseergebnis

6.1 Einfluss der Wellentypen

Aufgrund der von SEAWOOD vorgenommenen starken Vereinfachungen und da das in diesem Projekt vor allem interessierende Problem der Körperschallübertragung über einen T-Stoss eine vergleichsweise einfache Geometrie hat, lag es nahe, für weitere Projekte eine eigene Software zu entwickeln.

Zu diesem Zweck sollte der Einfluss der unterschiedlichen von SEAWOOD betrachteten Wellenarten auf die prognostizierte Schnellepegeldifferenz untersucht werden. Es handelt sich hierbei um Biege-, Scher- und Longitudinalwellen.

Untersucht wurde das Modell 2, also ein L-Stoss. Da SEAWOOD immer alle drei oben genannten Wellenarten berücksichtigt, aber der Einfluss einzelner Wellenarten nicht direkt untersucht werden kann, wurden die Kopplungs- und Dämpfungsverlustfaktoren und die in die Sendeplatte eingespeisten Leistungen aus SEAWOOD exportiert. Mit diesen Parametern wurde die SEA-Matrixgleichung mit der Software Matlab aufgestellt und gelöst. Dadurch konnten die Übertragungswege beliebig manipuliert werden.

Die "Decke" wurde mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Laminate Static" und die "Wand" mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Section Uniform" und dem Materialmodell "Orthotropic Solid" modelliert.

Abbildung 38 zeigt die prognostizierten Biegewellenschnelleamplituden auf der Sende- und der Empfangsplatte; diese wurde einmal direkt aus SEAWOOD ausgelesen und das andere Mal mit Matlab erzeugt. Es zeigt sich, dass der eigene Post-Processing-Algorithmus dasselbe Ergebnis erzeugt wie SEAWOOD und er sich damit für weitere Untersuchungen eignet.

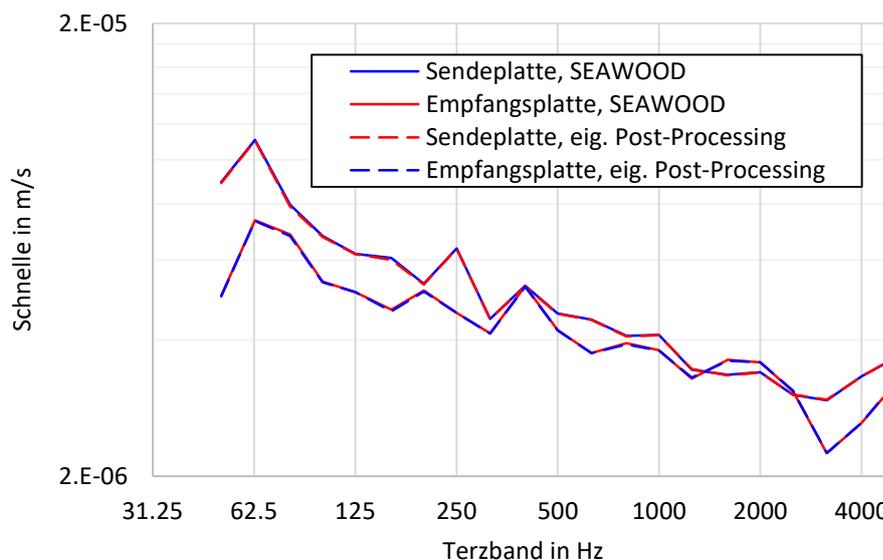


Abbildung 38: Validierung des eigenen Matlab-basierten Post-Processing-Algorithmus.

Abbildung 39 zeigt die mit dem eigenen Post-Processing-Algorithmus berechneten Biegewellenschnelleamplituden unter Berücksichtigung aller drei Wellenarten bei der Körperschallübertragung über eine Linienerbindung und unter Berücksichtigung nur der Biegewellen. Die Notwendigkeit der Modellierung von Scher- und Longitudinalwellen ist offensichtlich.

Dies gilt auch für die Kopplung mit einer Punktverbindung, wenn auch in geringerem Masse (Abbildung 40).

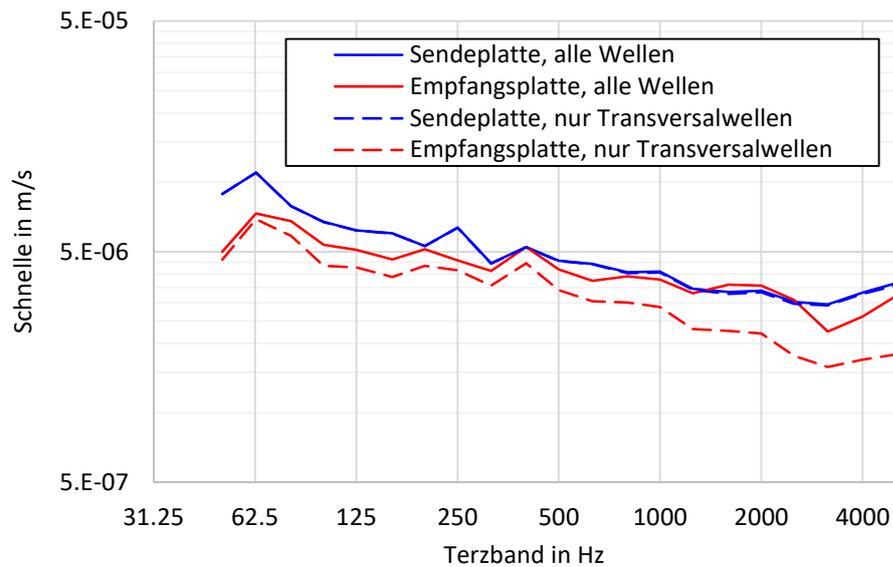


Abbildung 39: Einfluss der unterschiedlichen Wellenarten für die Körperschallübertragung über eine Linienerbindung. Die Vernachlässigung der Longitudinal- und Scherwellen führt zu einem Unterschied von bis zu 5 dB.

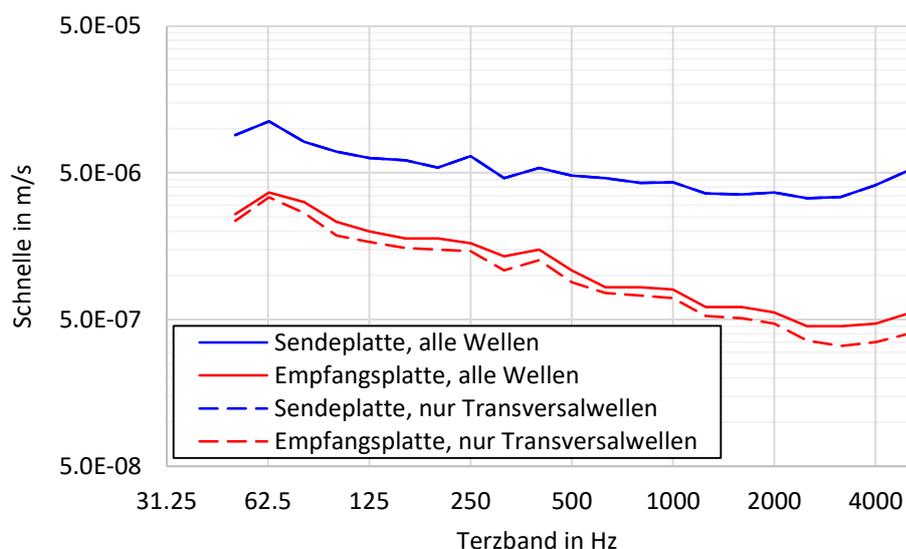


Abbildung 40: Einfluss der unterschiedlichen Wellenarten für die Körperschallübertragung über eine 1-Punktverbindung. Die Vernachlässigung der Longitudinal- und Scherwellen führt zu einem Unterschied von bis zu 3 dB.

6.2 Einfluss der Dämpfung

Mit Hilfe des Modells 2 wurde der Einfluss des Verlustfaktors auf das Prognoseergebnis untersucht. Während für die Platte "Decke" der im T-Stoss bestimmte Verlustfaktor verwendet wurde, wurden für die Platte "Wand" nacheinander der im Luftschallprüfstand von Santoni und der im T-Stoss gemessene Verlustfaktor verwendet (Abbildung 41), also zwei grundsätzlich realistische Werte.

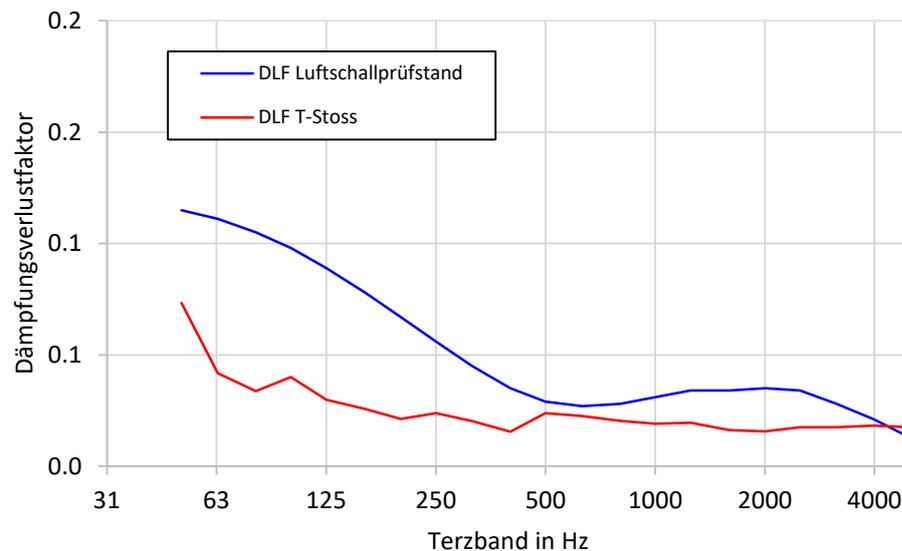


Abbildung 41: Verlustfaktoren, die an zwei unterschiedlichen, experimentellen Aufbauten an einer CLT 100-Wand ermittelt wurden. Die im Luftschallprüfstand bestimmten Werte wurden geglättet.

Der Vergleich der prognostizierten Schnellepegeldifferenzen in Abbildung 42 zeigt den erheblichen Einfluss des Verlustfaktors auf das Prognoseergebnis. Während sich die Schnellepegeldifferenz unterhalb der 500 Hz-Terz durch die höhere Dämpfung um etwa 4 dB erhöht, erhöht sie sich zwischen der 1.0 kHz und der 3.15 kHz-Terz immerhin noch um etwa 3 dB.

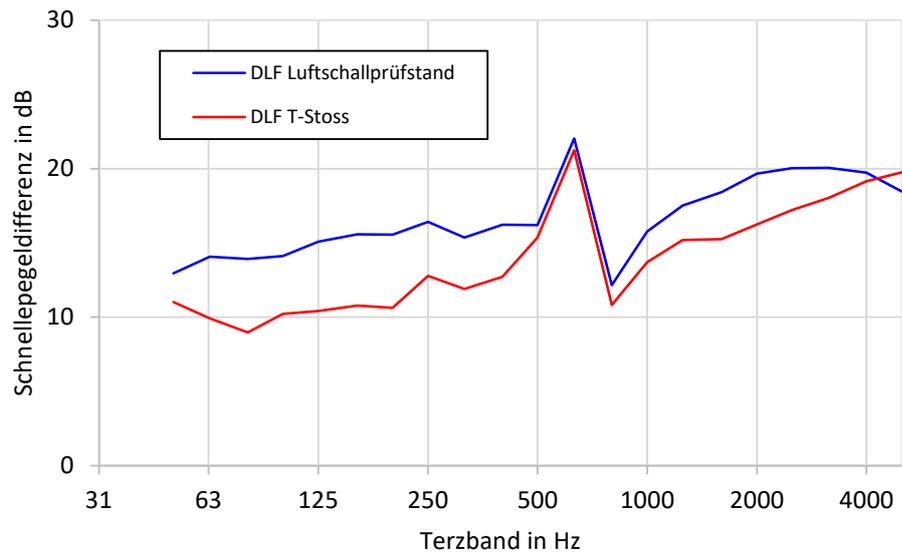


Abbildung 42: Einfluss der in der vorherigen Abbildung dargestellten Verlustfaktoren auf die prognostizierte Schnellepegeldifferenz.

7 Modellierung eines T-Stosses (Workpackage 4)

Zuletzt wurde der bereits erwähnte T-Stoss aus Holzmassivbauteilen mit SEAWOOD modelliert.

7.1 Modellierung der Decke als eine Platte

Die Brettstapeldecke bzw. deren Segmente wurden zuerst als nur eine orthotrope Platten mit SEAWOOD modelliert. Abbildung 43 zeigt die SEAWOOD-Modelle. Für die Materialparameter wurde der 2. TriMASL-Parametersatz verwendet. Der am realen T-Stoss gemessene Dämpfungsverlustfaktor der Decke wurde für die Rechnung verwendet, wenn nicht anders angegeben.

Die beiden Wände wurden mit dem SEAWOOD-Plattenmodell "Laminate Static" und dem 2. TriMASL-Parametersatz modelliert. Die im Modell verwendeten Dämpfungen wurden ebenfalls am realen T-Stoss bestimmt.

Mit dem SEAWOOD-Modell wurde die richtungsgemittelte Schnellepegeldifferenz über den Bauteilstoss hinweg bestimmt. Somit sind die prognostizierten Schnellepegeldifferenzen mit denen aus dem Experiment vergleichbar.

In den folgenden Diagrammen sind die im Experiment bestimmten und die prognostizierten, richtungsgemittelten Schnellepegeldifferenzen nach folgendem Schema dargestellt:

- Abschnitt 7.1.1
 - o Abbildung 44: Vergleich von Messkonfiguration 1 und Prognosekonfiguration 1
 - o Abbildung 45: Vergleich von Messkonfiguration 2 und Prognosekonfiguration 1
 - o Abbildung 46: Vergleich von Messkonfiguration 3 und Prognosekonfiguration 1
- Abschnitt 7.1.2
 - o Abbildung 47: Vergleich von Messkonfiguration 1 und Prognosekonfiguration 2
 - o Abbildung 48: Vergleich von Messkonfiguration 2 und Prognosekonfiguration 2
 - o ...

Für jede Messkonfiguration wurde also pro Abschnitt ein Diagramm erstellt. In jedem dieser Diagramme sind neben den drei experimentell bestimmten auch die drei Graphen jeweils einer SEAWOOD-Prognose dargestellt. Die drei Graphen beziehen sich auf die drei Übertragungswege im T-Stoss: Obere Wand-Decke, Untere Wand-Decke, Obere Wand-Untere Wand. Die experimentell bestimmten Werte sind als durchgezogene Linien und die prognostizierten Werte sind gestrichelt dargestellt. Es wurden für die Übertragungswege dieselben Farben gewählt. So können z. B. die roten, durchgezogenen Linien in jedem Diagramm mit den roten, gestrichelten Linien sinnvoll verglichen werden.

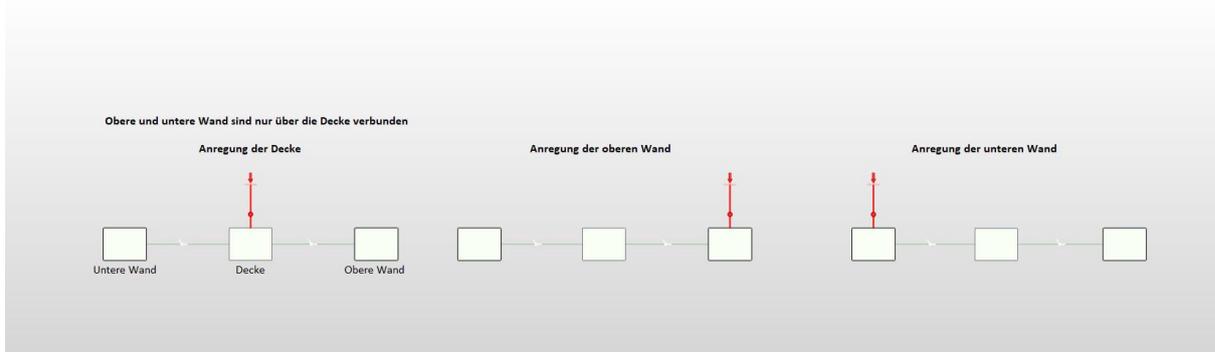


Abbildung 43: die verwendeten SEAWOOD-Modelle, in denen die Decke als eine Platte modelliert wurde. Aus den jeweils drei Konfigurationen wurden die richtungsgemittelten Schnellepegeldifferenzen bestimmt.

7.1.1 Modellierung der Bauteilstöße mit zwei 1-Punktverbindungen

Zunächst wurden die Platte, die die obere Wand repräsentiert (im Folgenden: "Obere Wand") mit der Platte, die die Decke repräsentiert (im Folgenden: "Decke") mit einer 1-Punktverbindung gekoppelt. Auch die untere Wand wurde mit der Decke mittels einer 1-Punktverbindung gekoppelt. Zwischen der oberen und der unteren Wand bestand keine unmittelbare Kopplung.

Es handelt sich um die schwächste Kopplung zwischen zwei Platten, die SEAWOOD zur Verfügung stellt, sofern von der Anwendung elastischer Lagen abgesehen wird. Auf die Anwendung elastischer Lagen wird zwar weiter unten kurz eingegangen, ansonsten jedoch in diesem Bericht verzichtet.

Die Vergleiche zwischen Experiment und Prognose zeigen im gesamten Frequenzbereich eine sehr gute Übereinstimmung der Schnellepegeldifferenzen für den Weg Fd (Obere Wand-Decke) für Messkonfiguration 1 (3 Winkel, Abbildung 44) und 2 (6 Winkel, Abbildung 45). Die 1-Punktverbindung erlaubt also eine gute Prognose der Schallübertragung der mit drei oder sechs Metallwinkeln mit der Decke verbundenen oberen Wand.

Unterhalb der 500 Hz-Terz stimmen die Schnellepegeldifferenzen für den Weg Df (Untere Wand-Decke) für alle drei Messkonfigurationen ebenfalls sehr gut überein (Abbildung 44 bis Abbildung 46). Zwischen der 1.0 kHz- und der 2.5 kHz-Terz überschätzt die Prognose die Schnellepegeldifferenz für alle Messkonfigurationen um etwa 7 bis 8 dB. Bei etwa 5 kHz stimmen die Werte dann in allen Fällen wieder gut überein. Die 1-Punktverbindung erlaubt also eine gute Prognose der Schallübertragung zwischen der mit 14 Schrauben mit der Decke verbundenen unteren Wand unterhalb und einschliesslich der 2.5 kHz- und oberhalb und einschliesslich der 5 kHz-Terz.

Für die Messkonfigurationen 1 und 2 stimmen die Prognosen für den Weg Ff (Obere Wand-Untere Wand) unterhalb der 500 Hz-Terz befriedigend gut mit den experimentell bestimmten Werten überein (Abbildung 44 und Abbildung 45). Nur für Messkonfiguration 3 stimmt die Prognose auch oberhalb dieser Frequenz gut mit der experimentell ermittelten Schnellepegeldifferenz überein. Für Konfiguration 1 und 2 überschätzt die Prognose die Schnellepegeldifferenz oberhalb der 1 kHz-Terz um etwa 5 bis 10 dB. Die beiden 1-Punktverbindungen erlauben also eine gute Prognose der Schallübertragung zwischen oberer und unterer Wand, wenn die untere Wand mit 14 Schrauben mit der Decke verbunden ist und wenn die obere Wand mit einer Elastomerlage und drei Metallwinkeln fixiert auf der Decke aufsteht.

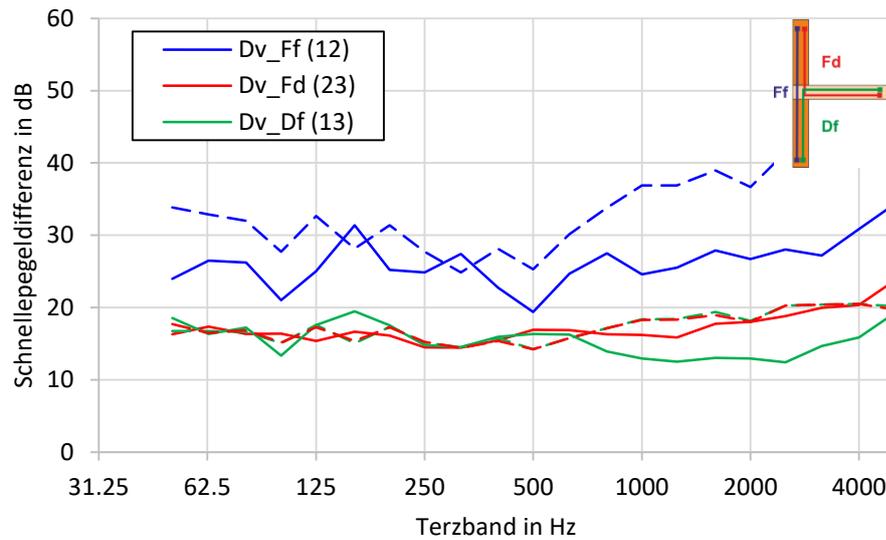


Abbildung 44: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 1 (3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) mit der Prognose mit 1-Punktverbindungen zwischen jeweils Decke und oberer Wand und Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

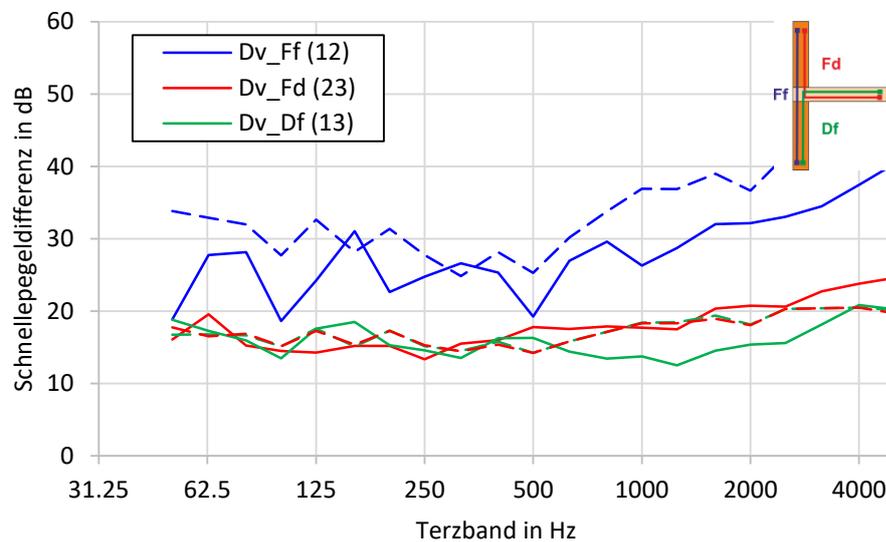


Abbildung 45: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 2 (6 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) mit der Prognose mit 1-Punktverbindungen zwischen jeweils Decke und oberer Wand und Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

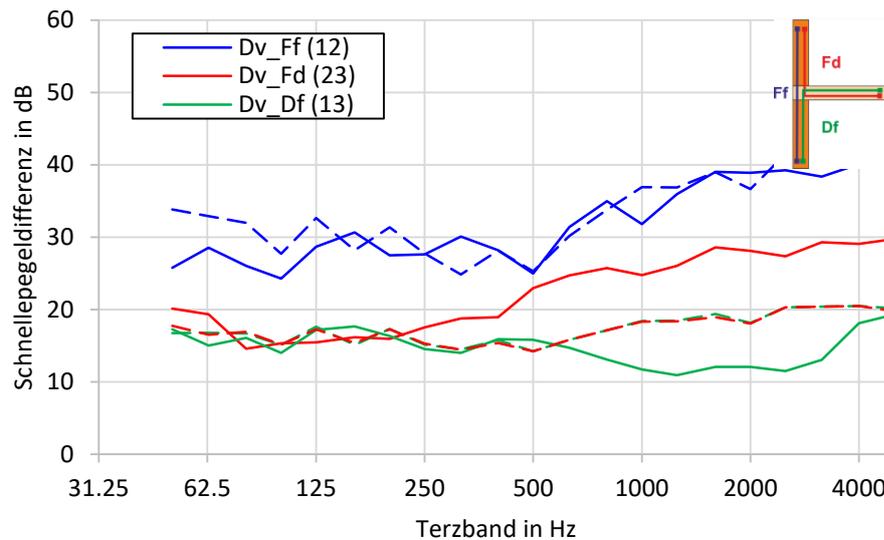


Abbildung 46: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 3 (Elastomerlage und 3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit 1-Punktverbindungen zwischen jeweils Decke und oberer Wand und Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

7.1.2 Modellierung der Bauteilstöße mit einer 1- und einer 5-Punktverbindung

In einer weiteren Prognose wurde die untere Wand an die Decke gegenüber dem zuvor untersuchten Modell statt mit einer 1-Punkt- mit einer 5-Punktverbindung gekoppelt (Abbildung 47 bis Abbildung 49).

An der prognostizierten Schnellepegeldifferenz auf dem Weg Fd (Obere Wand-Decke) ändert sich gegenüber dem zuvor untersuchten Modell kaum etwas. Dies ist plausibel, da die Kopplung entlang dieses Weges unverändert blieb und auch erwünscht, da die Prognose dieses Weges bereits sehr gut war.

Durch die stärkere Ankopplung der unteren Wand an die Decke stimmen nun jedoch Prognose und Experiment für den Weg Ff (Obere Wand-Untere Wand) und für Messkonfiguration 1 und 2 für den gesamten Frequenzbereich besser überein. Die 5-Punktverbindung erlaubt also eine bessere Prognose der Schallübertragung zwischen oberer und unterer Wand, wenn die untere Wand mit 14 Schrauben mit der Decke verbunden ist und wenn die obere Wand mit drei oder sechs Metallwinkeln fixiert auf der Decke aufsteht.

Die Übereinstimmung für den Weg Df (Untere Wand-Decke) ist nun unterhalb der 1 kHz-Terz für alle drei Messkonfigurationen schlechter als im zuvor untersuchten Modell, dafür ist sie zwischen der 1.0 kHz- und der 3.15 kHz-Terz besser. Die 5-Punktverbindung erlaubt also eine gute Prognose der Schallübertragung zwischen der Decke und der unteren Wand zwischen der 1.0 kHz- und 3.15 kHz-Terz.

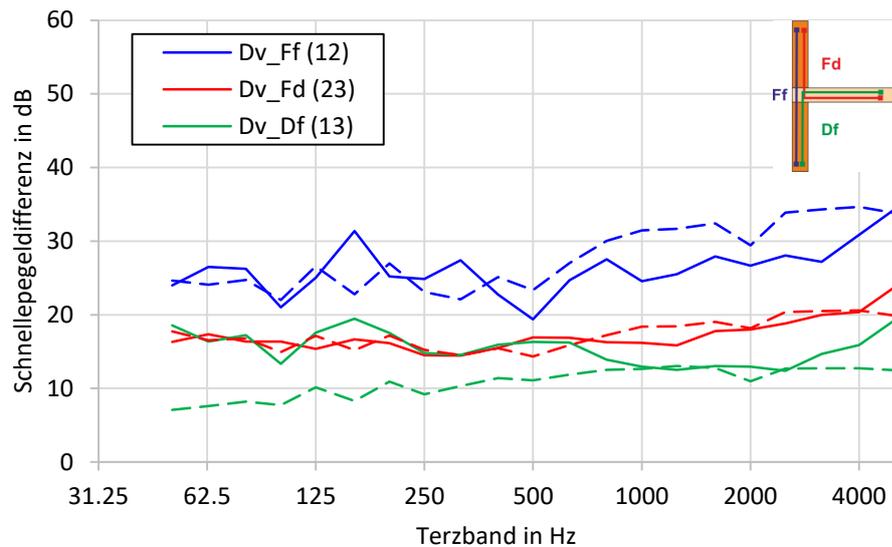


Abbildung 47: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 1 (3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit einer 1-Punktverbindung zwischen Decke und oberer Wand und einer 5-Punktverbindung zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

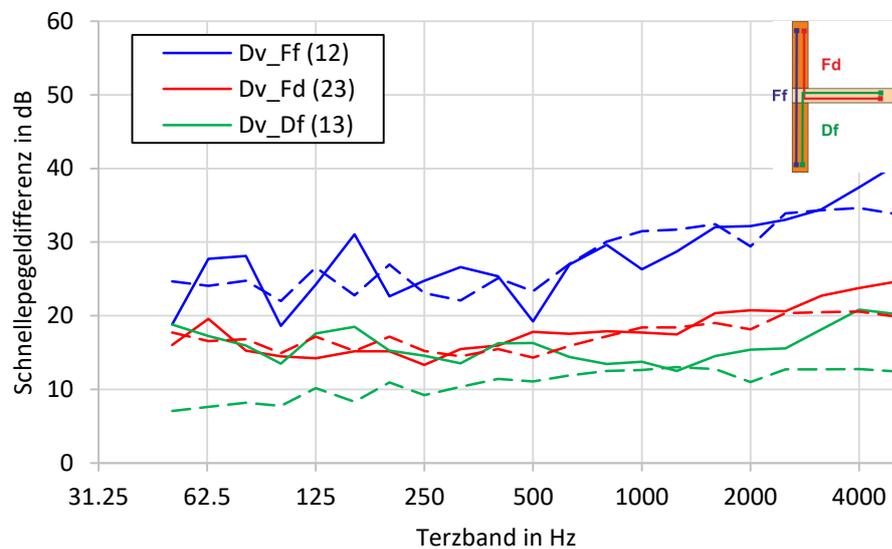


Abbildung 48: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 2 (6 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit einer 1-Punktverbindung zwischen Decke und oberer Wand und einer 5-Punktverbindung zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

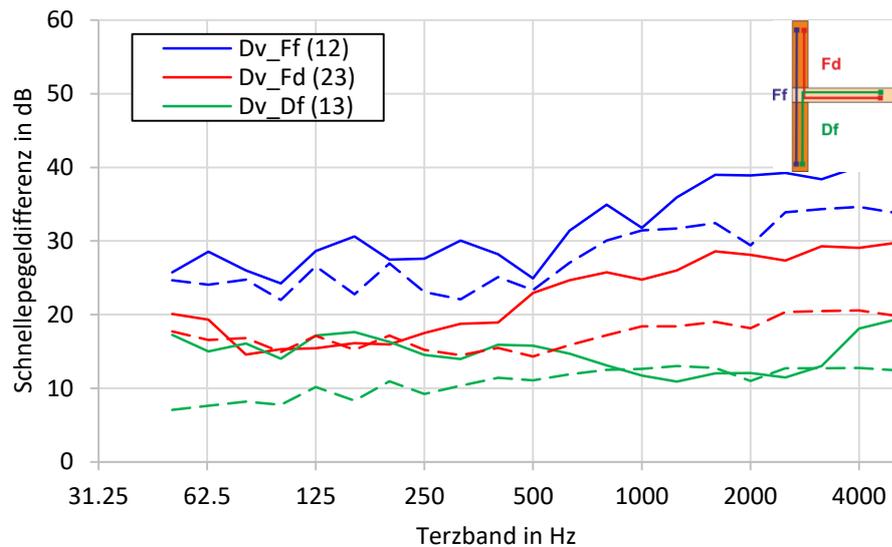


Abbildung 49: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 3 (Elastomerlage und 3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) mit der Prognose mit einer 1-Punktverbindung zwischen Decke und oberer Wand und einer 5-Punktverbindung zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

In unterschiedlichen Frequenzbereichen führen unterschiedliche physikalische Modelle zu einer guten Prognose der gemessenen Körperschallübertragung. Im betrachteten Beispiel wird die Kopplung der unteren Wand mit der Decke tieffrequent besser durch eine 1-Punktverbindung, hochfrequent besser durch eine 5-Punktverbindung prognostiziert. Die Erkenntnis, dass für unterschiedliche Frequenzbereiche unterschiedliche Modelle verwendet werden müssen, deckt sich mit den Ergebnissen der Hochschule Rosenheim [12].

7.1.3 Modellierung der Bauteilstöße mit einer 1-Punkt- und einer Linienverbindung

Gegenüber dem ersten Modell des T-Stosses wurden in einem weiteren Schritt die untere Wand mit der Decke mit einer Linienverbindung gekoppelt, während die obere Wand mit der Decke weiterhin mit einer 1-Punktverbindung gekoppelt war.

Der von dieser Veränderung der Kopplung betroffene Weg Df wird nun durch die Prognose und für alle Messkonfigurationen deutlich unterschätzt, d. h.: die prognostizierte Schnellepegeldifferenz wird deutlich unterschätzt (Abbildung 50 bis Abbildung 52).

Auf dem ebenfalls betroffenen Weg Ff wird die prognostizierte Schnellepegeldifferenz für die Messkonfigurationen 2 und 3 statt, wie in den beiden Modellen zuvor, nicht mehr über- sondern z. T. deutlich unterschätzt. Für Messkonfiguration 1 stimmen Prognose und Experiment oberhalb der 500 Hz-Terz gut überein.

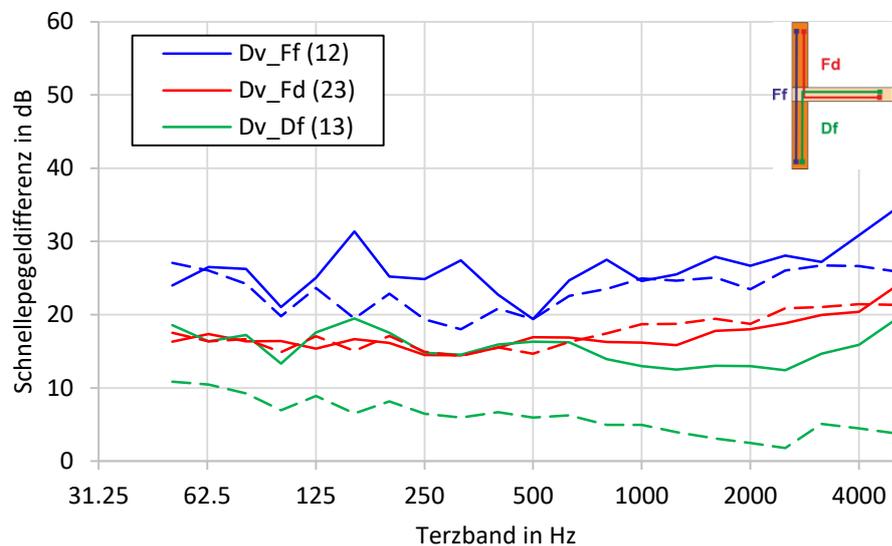


Abbildung 50: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 1 (3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) mit der Prognose mit einer 1-Punktverbindung zwischen Decke und oberer Wand und einer Linienverbindung zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

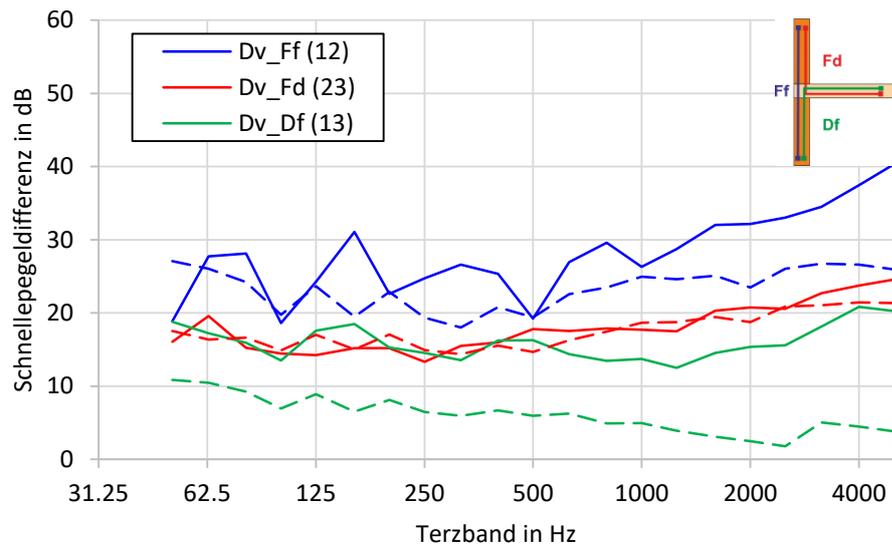


Abbildung 51: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 2 (6 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit einer 1-Punktverbindung zwischen Decke und oberer Wand und einer Linienverbindung zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

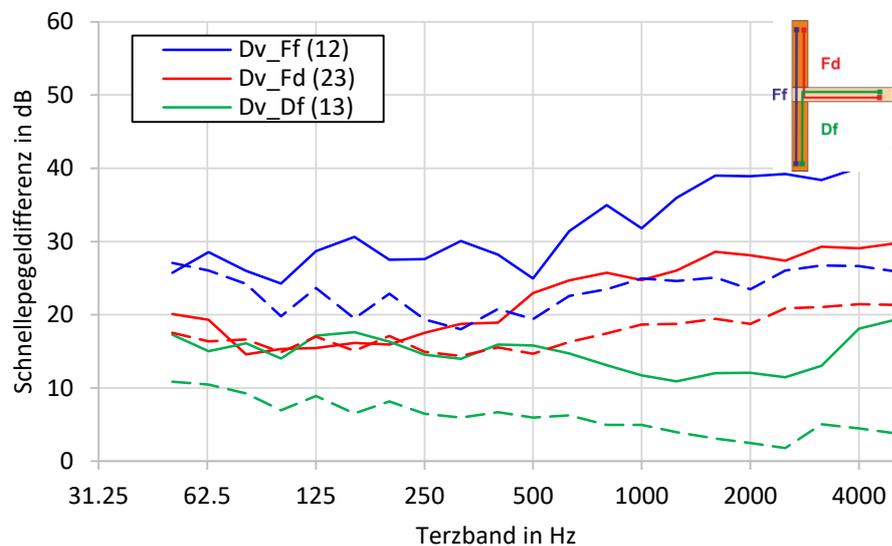


Abbildung 52: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 3 (Elastomerlage und 3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit einer 1-Punktverbindung zwischen Decke und oberer Wand und einer Linienverbindung zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

7.1.4 Modellierung der Bauteilstöße mit zwei Linienverbindungen

Wenn, wie in den folgenden Abbildungen gezeigt, beiden Wände mit Linienverbindungen an die Decke angebunden sind, verstärkt sich die bezüglich Linienverbindungen bereits gemachte Aussage: sie führen für das betrachtete Problem zu einer zu starken Kopplung und damit zur Prognose einer zu geringen Schnellepegeldifferenz auf den betroffenen Wegen (Abbildung 53 bis Abbildung 55).

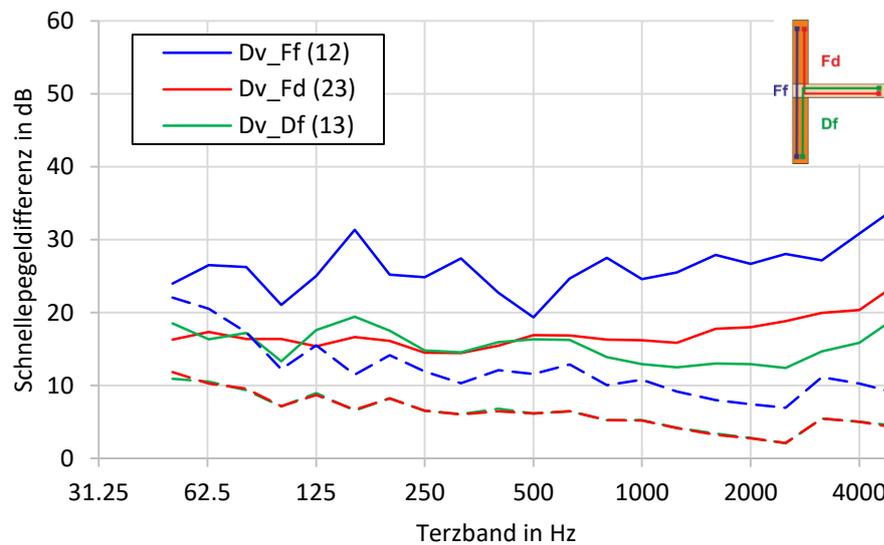


Abbildung 53: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 1 (3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) mit der Prognose mit jeweils Linienverbindungen zwischen Decke und oberer Wand und zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

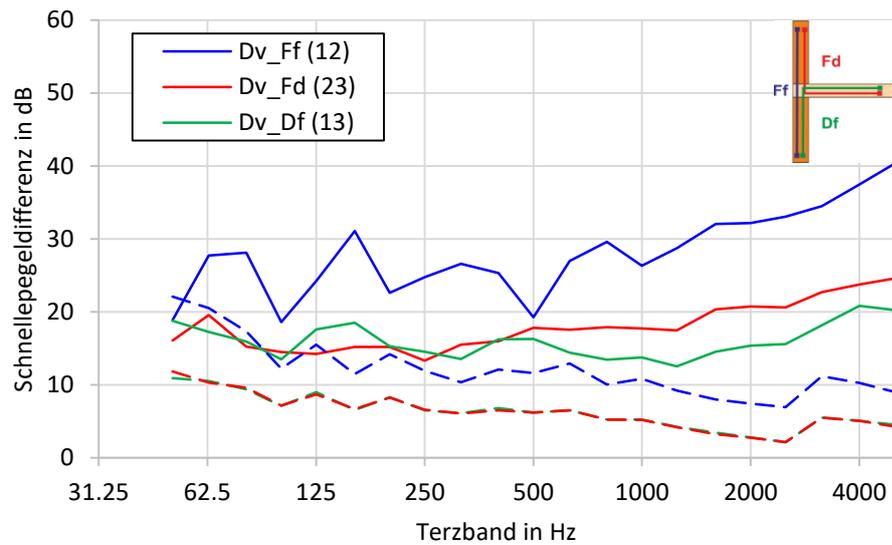


Abbildung 54: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 2 (6 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit jeweils Linienverbindungen zwischen Decke und oberer Wand und zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

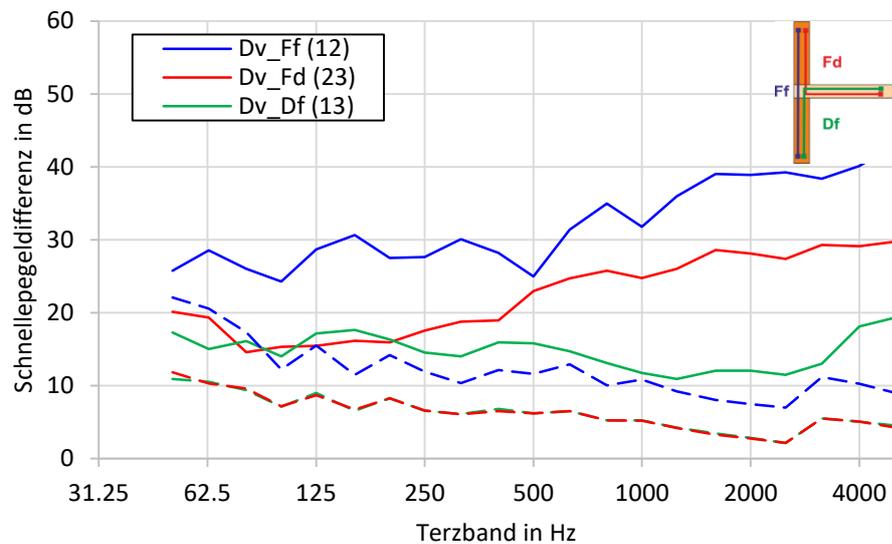


Abbildung 55: Vergleich der experimentellen Ergebnisse von Konfiguration 3 (Elastomerlage und 3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogenen Linien) mit der Prognose mit jeweils Linienverbindungen zwischen Decke und oberer Wand und zwischen Decke und unterer Wand (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

7.2 Unterteilung der Decke im Modell in Segmente

Zuletzt wurde die zuvor als eine Platte modellierte Decke in sieben Platten unterteilt, deren Grösse derjenigen der Deckensegmente im Experiment entsprach.

Zunächst waren die Segmente im Modell nicht miteinander verbunden, jedoch war jedes Segment mittels einer 1-Punktverbindung mit der unteren Wand verbunden und drei der Deckensegmente waren mit der oberen Decke ebenfalls mit 1-Punktverbindungen verbunden (Abbildung 56).

Der Vergleich der Prognoseergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen (Abbildung 57 bis Abbildung 59) schliesst den Vorteil der Unterteilung der Decke in Segmente nicht aus, jedoch führt die Unterteilung nur in wenigen Fällen zu einer besseren Übereinstimmung von Experiment und Prognose. Zu beachten ist der Weg Ff in Konfiguration 1 (Abbildung 57), dessen Prognose bei hohen Frequenzen mit dem hier angewendeten Modell besser mit dem Experiment übereinstimmt als im Falle der nicht segmentierten Decke.

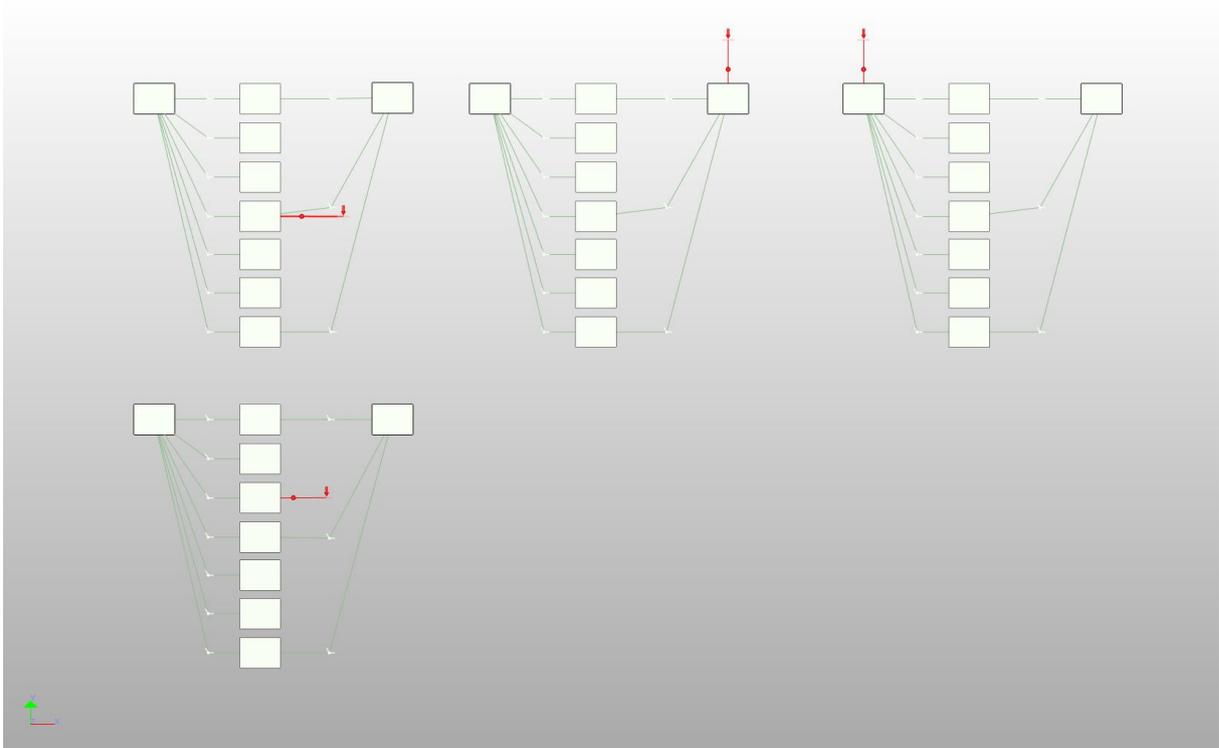


Abbildung 56: SEAWOOD-Modell für die Modellierung der Decke mit sieben Platten.

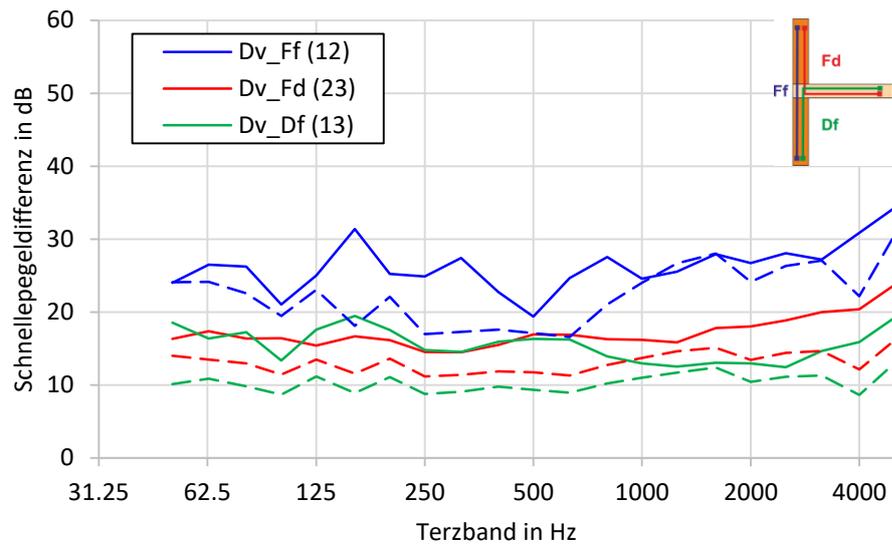


Abbildung 57: Vergleich der experimentellen Ergebnisse für Konfiguration 1 (3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) und der Prognose mit nicht miteinander verbundenen Platten, die Segmente der Decke darstellen (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

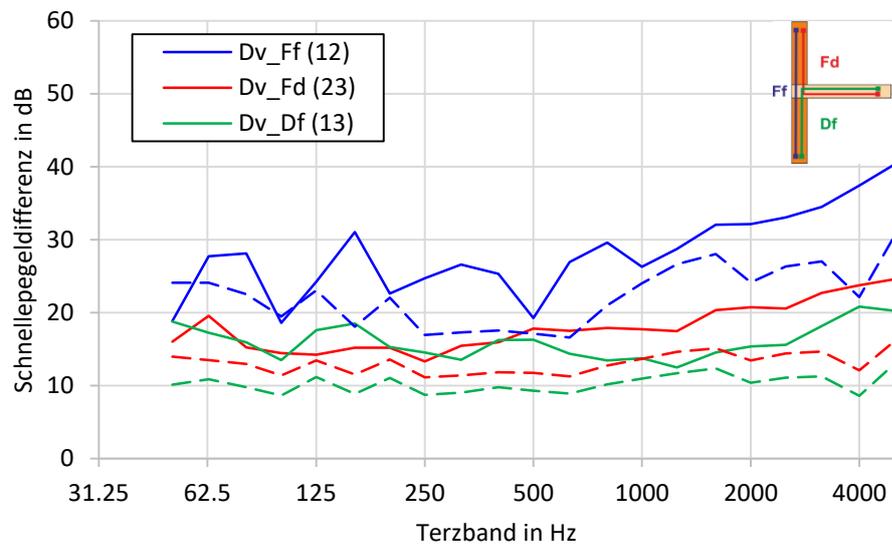


Abbildung 58: Vergleich der experimentellen Ergebnisse für Konfiguration 2 (6 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) und der Prognose mit nicht miteinander verbundenen Platten, die Segmente der Decke darstellen (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

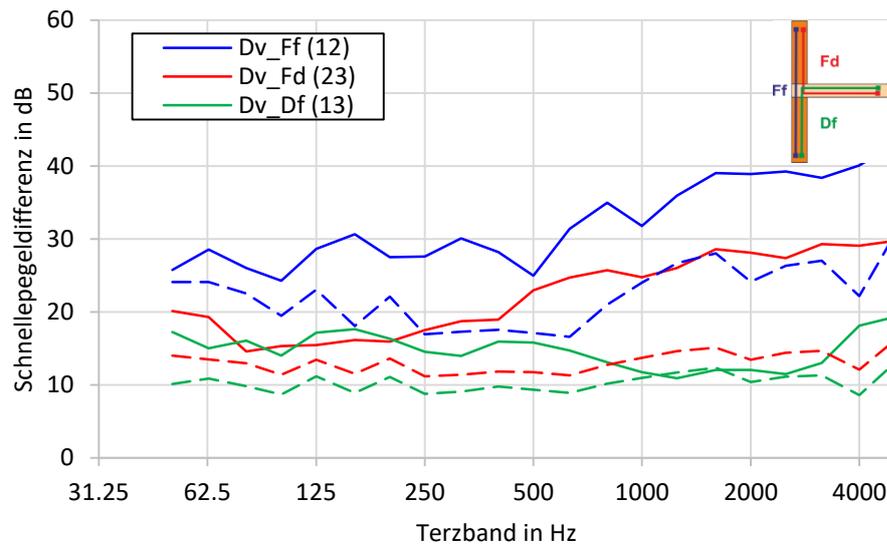


Abbildung 59: Vergleich der experimentellen Ergebnisse für Konfiguration 3 (Elastomerlage und 3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) und der Prognose mit nicht miteinander verbundenen Platten, die Segmente der Decke darstellen (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

Anhand des Modells konnte auch die Schnellepegelabnahme über den modellierten Deckensegmenten bei Anregung des mittleren Deckensegments untersucht werden und mit der im Experiment bestimmten Abnahme verglichen werden.

Wie Abbildung 60 zeigt, fällt der Vergleich wenig überzeugend aus. Es wird zwar die Abnahme der Kopplung zu hohen Frequenzen hin tendenziell wiedergegeben, jedoch scheint die Kopplung der Deckensegmente im Modell untereinander tieffrequenz zu schwach zu sein.

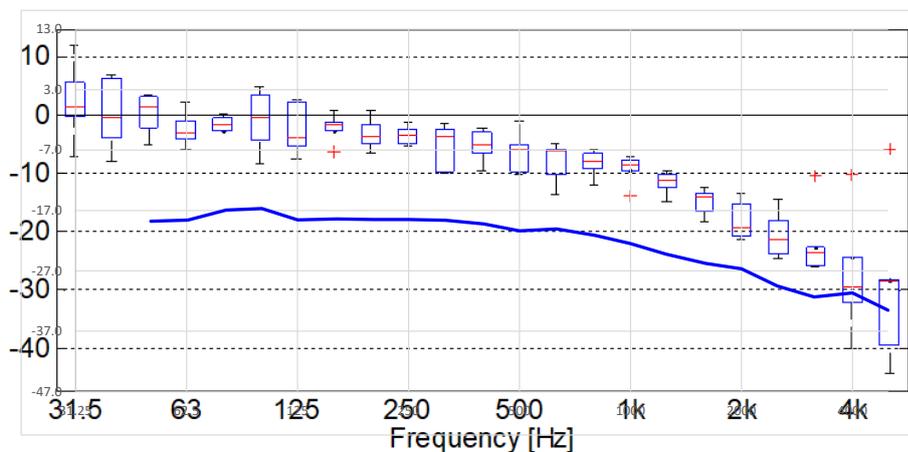


Abbildung 60: Vergleich der gemessenen und der prognostizierten Schnellepegelabnahme zwischen benachbarten Deckensegmenten des T-Stosses. Der Box-Plot stellt die experimentell ermittelten Daten dar, der als durchgezogene Linie dargestellte Graph die Prognose mit dem oben beschriebenen Modell.

Zuletzt wurden deshalb die Deckensegmente untereinander mit elastischen Lagen gekoppelt. Weiterhin wurde für die Deckensegmente ein konstanter Verlustfaktor von 5 % angenommen, während alle anderen Modellparameter gegenüber dem vorherigen Modell unverändert blieben.

Die Verwendung elastischer Zwischenlagen geht auf ein Modell aus [7] zurück, das über die elastische Zwischenlage hinweg eine Dämmung prognostiziert, deren Amplitudengang dem der an der Segmentdecke experimentell bestimmten ähnelt (Abbildung 61). Während die Dämmung bei tiefen Frequenzen gering ist, steigt diese gemäss dem Modell ab einer "Grenzfrequenz" mit etwa 9 dB pro Oktave an.

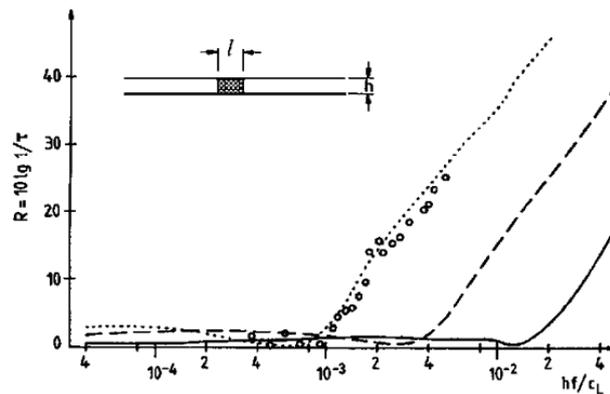


Abbildung 61: Schematische Darstellung der Körperschalldämmung einer elastischen Lagen nach [7].

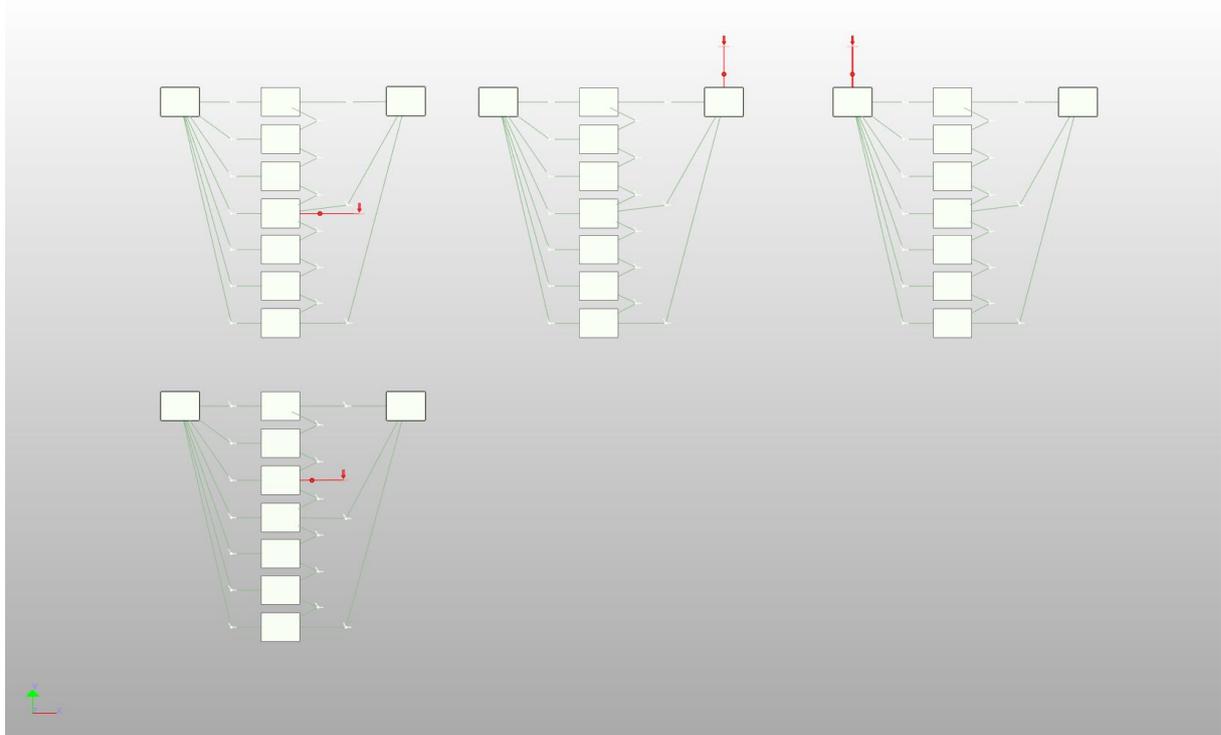


Abbildung 62: Kopplung auch der Deckensegmente untereinander.

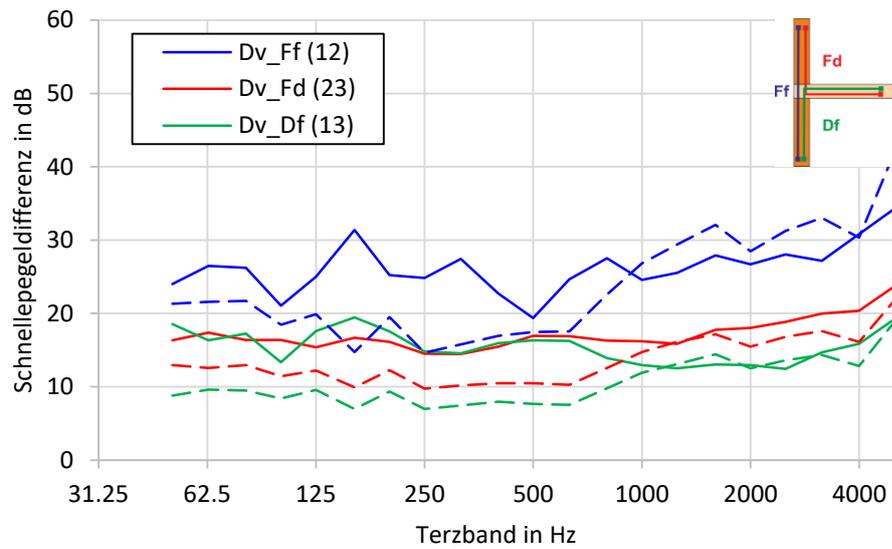


Abbildung 63: Vergleich der experimentellen Ergebnisse für Konfiguration 1 (3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) und der Prognose für mit elastischen Lagen verbundene Platten, die Segmente der Decke darstellen (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

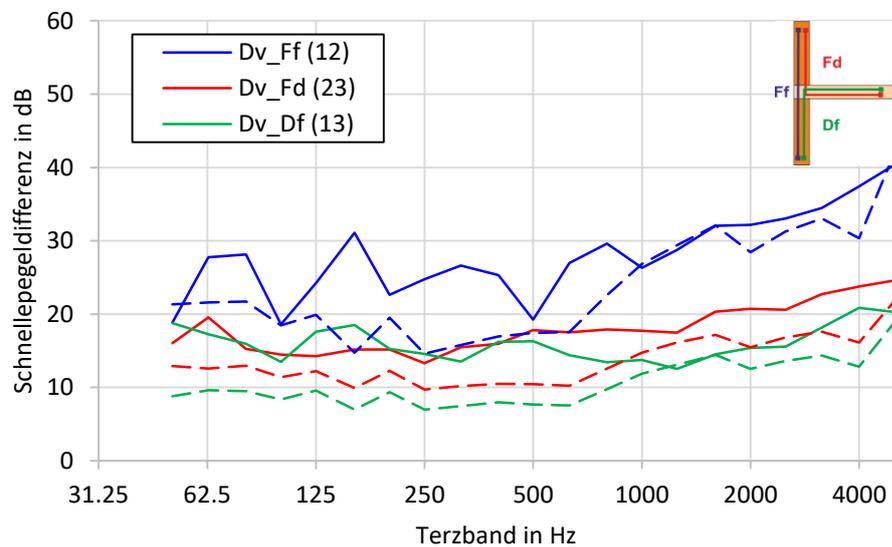


Abbildung 64: Vergleich der experimentellen Ergebnisse für Konfiguration 2 (6 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) und der Prognose für mit elastischen Lagen verbundene Platten, die Segmente der Decke darstellen (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

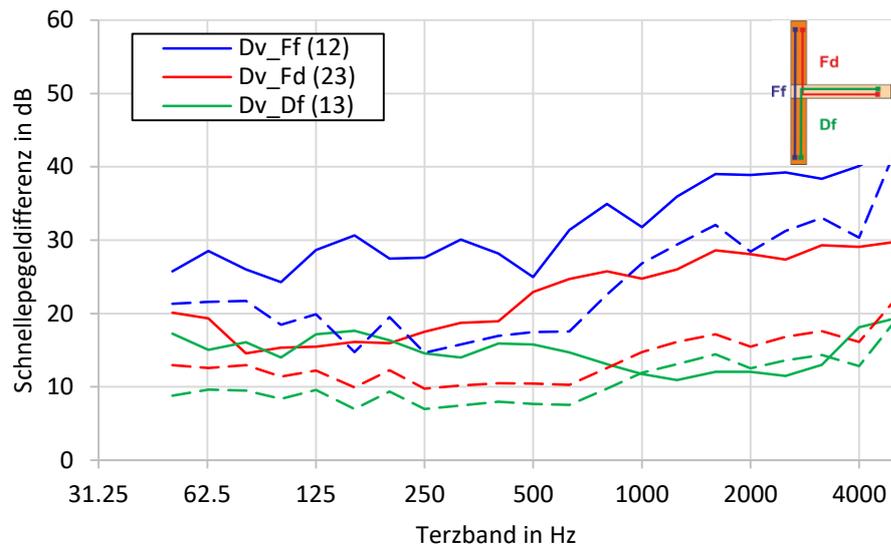


Abbildung 65: Vergleich der experimentellen Ergebnisse für Konfiguration 3 (Elastomerlage und 3 Metallwinkel zwischen oberer Wand und Decke, durchgezogene Linien) und der Prognose für mit elastischen Lagen verbundene Platten, die Segmente der Decke darstellen (gestrichelte Linien). Die Farben kennzeichnen die Wege, die in der Skizze den Farben zugeordnet sind.

Hierdurch ergibt sich eine befriedigende Prognose aller Pfade für Messkonfiguration 1 und 2 bei hohen Frequenzen (Abbildung 63 und Abbildung 64).

Auch die Pegelabnahme über der Segmentdecke wird nun im gesamten Frequenzbereich gut wiedergegeben (Abbildung 66).

Jedoch wird das tieffrequente Verhalten aller drei experimentellen Versuchsaufbauten nur unbefriedigend wiedergegeben.

Das Modell zeigt jedoch, dass grundsätzlich die experimentell beobachtete Abnahme der Schnellepegel über der Segmentdecke mit der analytischen SEA modellierbar ist. Zwar sind die Deckensegmente in der Realität nicht mit Elastomerlagen verbunden, jedoch scheint es plausibel, die Schraubverbindungen zwischen den Deckensegmenten als Federelemente abzubilden. Dies geschieht letztendlich durch die Elastomerlagen, die gewählt wurden, da die direkte Eingabe von Federsteifigkeiten in SEAWOOD nicht gelang.

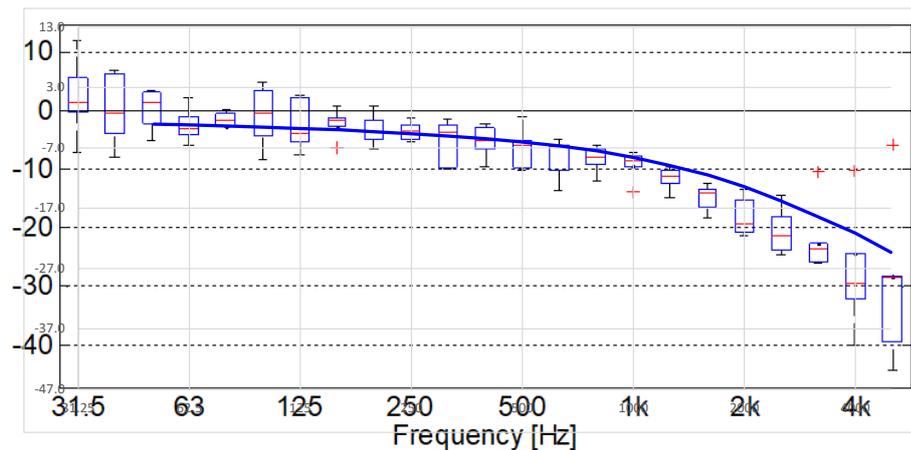


Abbildung 66: Vergleich der gemessenen und der prognostizierten Schnellepegelabnahme zwischen benachbarten Deckensegmenten. Der Box-Plot stellt die experimentell ermittelten Daten dar, der als durchgezogene Linie dargestellte Graph die Prognose mit dem oben beschriebenen Modell mit miteinander verbundenen Deckenelementen..

7.3 Zusammenfassung

Tabelle 4 und 5 fassen die Ergebnisse dieses Abschnitts in tabellarischer Form zusammen.

Es wurde gezeigt, dass selbst mit sehr elementaren physikalischen Modellen für die Kopplung zwischen zwei Platten bereits gut zutreffende Prognosen für einen T-Stoss mit Hilfe der analytischen SEA erzielt werden können.

Für die Verbindungen müssen jedoch frequenzabhängige Eigenschaften angenommen werden, um eine im gesamten Frequenzbereich befriedigende Übereinstimmung mit experimentellen Untersuchungen zu erzielen.

Interessant ist, dass die Schnellepegeldifferenz auch bei tiefen Frequenzen und in Anbetracht der elementaren Modelle befriedigend gut prognostiziert wird. Dies war insofern nicht unbedingt zu erwarten, als die Kopplungsverlustfaktoren in Abbildung 6 tieffrequent nicht mit dem experimentell bestimmten Kopplungsverlustfaktor übereinstimmen.

Eine Modellierung der Schnellepegelabnahme über der Segmentdecke ist grundsätzlich möglich, wenn auch mit zunächst noch unrealistischen Materialparametern.

Tabelle 4: Beurteilung der Prognosequalität, wenn die Decke als eine Platte modelliert wird. Grün hinterlegt sind die Prognosekonfigurationen, die eine Messkonfiguration im gesamten Frequenzbereich gut wiedergeben. Orange hinterlegt sind die Prognosekonfigurationen, die eine Messkonfiguration in einem beschränkten Frequenzbereich gut wiedergeben.

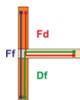
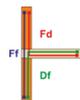
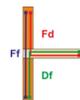
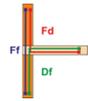
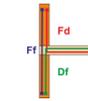
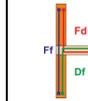
Messkonfiguration	Kopplung im SEAWOOD-Modell		Prognosequalität		
	Decke – obere Wand	Decke – untere Wand	Weg Fd 	Weg Df 	Weg Ff 
3 Winkel	1-Punkt	1-Punkt	Gut	Gut unterhalb 500 Hz-Terz und bei 5 kHz-Terz	Befriedigend unterhalb der 500 Hz-Terz
6 Winkel					Gut
Elastomerlage & 3 Winkel					
3 Winkel	1-Punkt	5-Punkt	Gut	Gut zwischen 1.0 kHz- und 3.15 kHz-Terz	Befriedigend
6 Winkel					Gut
Elastomerlage & 3 Winkel					
3 Winkel	1-Punkt	Linie	Gut	unbefriedigend	Gut oberhalb der 500 Hz-Terz
6 Winkel					Befriedigend
Elastomerlage & 3 Winkel					
3 Winkel	Linie	Linie	unbefriedigend	unbefriedigend	unbefriedigend
6 Winkel					
Elastomerlage & 3 Winkel					

Tabelle 5: Beurteilung der Prognosequalität, wenn die Decke mit Segmenten modelliert wird. Grün hinterlegt sind die Prognosekonfigurationen, die eine Messkonfiguration im gesamten Frequenzbereich gut wiedergeben. Orange hinterlegt sind die Prognosekonfigurationen, die eine Messkonfiguration in einem beschränkten Frequenzbereich gut wiedergeben.

Messkonfiguration	Kopplung im SEAWOOD-Modell			Prognosequalität				
	Decke – obere Wand	Decke – untere Wand	Deckensegmente	Weg Fd 	Weg Df 	Weg Ff 	Pegelabnahme über Segmentdecke	
3 Winkel	1-Punktverbindung zwischen 3 Deckenelementen und oberer Wand	1-Punktverbindung zwischen jedem Deckenelement und unterer Wand	unverbunden	Befriedigend	Befriedigend	Gut zwischen 1.0 kHz- und 3.15 kHz- Terz	unbefriedigend	
6 Winkel				Befriedigend	Befriedigend	Befriedigend		
Elastomerlage & 3 Winkel			Befriedigend unterhalb der 250 Hz- Terz		unbefriedigend			
3 Winkel			Elastomerlage (und 5 % Verlustfaktor der Decke)	Befriedigend	Befriedigend	Gut zwischen 1.0 kHz- und 3.15 kHz- Terz	gut	
6 Winkel						Befriedigend		unbefriedigend
Elastomerlage & 3 Winkel						Befriedigend unterhalb der 250 Hz- Terz		unbefriedigend

8 Diskussion und Ausblick

Für die Modellierung der Verbindung von Massivholzbauteilen müssen in Abhängigkeit von der Frequenz unterschiedliche physikalische Modelle verwendet werden. Eine physikalische Rechtfertigung dieser Frequenzabhängigkeit und eine genauere Modellierung der Punktverbindungen, die z. B. auch deren Federeigenschaften berücksichtigt, sollte Gegenstand weiterer Forschung sein. Daraus sollten anschliessend Modellierungsregeln für die zukünftige Nutzung abgeleitet werden.

Das Modell der Segmentdecke im oben betrachteten T-Stoss, dessen Platten die Deckensegmente repräsentieren und dessen Platten mit elastischen Lagen gekoppelt sind, bedarf weiterer Untersuchungen und sein Potential scheint noch nicht ausgeschöpft zu sein.

Die untersuchte Segmentdecke ist ein vergleichsweise komplexes Problem. Es scheint ratsam, für die Entwicklung und Validierung weiterer Modelle zunächst ein einfacher gestaltetes Experiment, wie z. B. den L-Stoss der Hochschule Rosenheim zu verwenden oder gar zwei miteinander verleimte Platten zu betrachten.

Für die künftige Forschung ist es weiterhin unerlässlich, die in der Berechnung verwendeten Daten besser kontrollieren zu können und auch Software-externe Daten einlesen zu können. Auch aus diesem Grund empfiehlt sich die weitere Verwendung von SEAWOOD nicht.

Für eine eigene Implementierung einer SEA-Software könnte [18] hilfreich sein. Diese Master-Arbeit basiert auf der Arbeit von [19] und beschreibt die Implementierung einer SEA-Software.

9 Literatur

- [1] SN 520 181:2006, Schallschutz im Hochbau.
- [2] EN 12354-1:2000, Bauakustik – Berechnung der akustischen Eigenschaften von Gebäuden aus den Bauteileigenschaften – Teil 1: Luftschalldämmung zwischen Räumen.
- [3] EN 12354-2:2000, Bauakustik - Berechnung der akustischen Eigenschaften von Gebäuden aus den Bauteileigenschaften – Teil 2: Trittschalldämmung zwischen Räumen.
- [4] EN ISO 10140-2:2010, Akustik – Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand – Teil 2: Messung der Luftschalldämmung.
- [5] EN ISO 10140-3:2015, Akustik - Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand – Teil 3: Messung der Trittschalldämmung (ISO 101040-3:2010 + Amd. 1:2015); Deutsche Fassung EN ISO 10104-3:2010 + A1:2015.
- [6] EN ISO 10848-1:2018-02, Akustik - Messung der Flankenübertragung von Luftschall, Trittschall und Schall von gebäudetechnischen Anlagen zwischen benachbarten Räumen im Prüfstand und am Bau – Teil 1: Rahmendokument (ISO 10848-1:2017); Deutsche Fassung EN ISO 10848-1:2017.
- [7] Cremer, L; Heckl, M. (1988). Körperschall. Heidelberg: Springer.
- [8] Vigran, T. E. (2008). Building Acoustics. New York: Taylor & Francis.
- [9] Craik R. J. M. (1982). The prediction of sound transmission through buildings using statistical energy analysis. JSV, 82(4), 505-516.
- [10] ISO/FDIS 12354-1, Building acoustics – Estimation of acoustic performance of buildings from the performance of elements – Part 1: Airborne sound insulation between rooms.
- [11] www.VaBDat.de
- [12] Mecking, S.; Kruse, T.; Schanda, U. (2015). Measurement and calculation of sound transmission across junctions of solid timber building elements. Euronoise 2015.
- [13] Tröbs, H.-M.; Schoenwald, S.; Eggenschwiler, K. (2018). Teilprojekt 2 – Untersuchung und Optimierung der Flankenübertragung über Stossstellen mit einer Brettschichtholzdecke. Stossstellendämmung von entkoppelten Deckenlagern. Empa Teilbericht Nr. 5211.01299-1.
- [14] Winter, C. (2018). Frequency Dependent Modeling for the Prediction of the Sound Transmission in Timber Constructions. Doktorarbeit an der Technischen Universität München.
- [15] Santoni, A. (2016). Sound radiation and sound transmission in building structures: numerical modelling and experimental validation. Doktorarbeit an der Universität Ferrara
- [16] Möser, M (2010). Messtechnik der Akustik. Berlin: Springer.
- [17] Bloss, B.; Rao, M. D. (2002). Measurement of damping in structures by the power injection method. In Experimental Techniques 26(3).
- [18] Johansson, D. (2010) Statistical Energy Analysis software. Development and implementation of an open source code in Matlab/Octave. Master's Thesis 2010:130 an der Chalmers University of Technology
- [19] Langley, R. S.; Heron, K. H. (1990) Elastic wave transmission through plate/beam junctions. JSV 143(2), p. 241-253

[20] Borello, G. (2015). Statistical Energy Analysis. Theory. Handbuch

[21] Schanda, U.; Mecking, S; Kruse, T; Winter, C. (2017). Abschlussbericht zum IGF-Vorhaben Nr. 18724 N und 17328 N. Vibroakustik im Planungsprozess für Holzbauten – Modellierung, numerische Simulation, Validierung. Teilprojekt 3: Parameterentwicklung und SEA-Modellierung. Hochschule Rosenheim