ENDBERICHT – ONLINEVERSION

SOUND.WOOD.AUSTRIA

Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise







TU Graz
Graz University of Technology

HOLZ FORSCHUNG AUSTRIA

Sound.Wood.Austria - Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise

Endbericht - Onlineversion

FFG-Projektnr.: 870818

HFA-Nr.: F500

Gefördert durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG)

Projektleitung

Dr. Bernd Nusser

Autor:innen

Dr. Bernd Nusser[1], DI Heinz Ferk[2], DI Alexander Stenitzer[1], Dr. Christian Lux[1],
DI Markus Mosing[2], DI Jan Kasim[2], DI Selina Vavrik-Kirchsteiger[2]

[1]HFA, [2]TU Graz

Weitere Projektmitarbeiter

Johannes Reiter, Elias Uiblein, Gregor Wurlitzer, DI Polina Pirch

Beteiligte Verbände und Firmen

Fachverband der Holzindustrie Österreichs, Österreichischer Fertighausverband, Bundesinnung Holzbau

Elk Fertighaus GmbH, Getzner Werkstoffe GmbH, Griffnerhaus GmbH, Haas Fertigbau, KLH Massivholz GmbH, Saint Gobain Austria, Stora Enso, Theurl GmbH, Vario-Bau Fertighaus GmbH, Vinzenz Harrer GmbH

Wien/Graz, Juli 2026

INHALTSVERZEICHNIS

1 Einleitung 7

2 Stand des Wissens 8

3 Material und Methoden 11

3.1 Außenwände 12

3.1.1 Holzrahmenbauweise 12

3.1.2 Holzmassivbauweise 17

3.2 Trennwände 19

3.2.1 Holzrahmenbauweise 19

3.2.2 Holzmassivbauweise 21

3.3 Trenndecken 22

3.3.1 Holzrahmenbauweise 22

3.3.2 Holzmassivbauweise 23

3.4 Flankenübertragung 24

3.4.1 Knoten in Holzrahmenbauweise 24

3.4.2 Knoten in Holzmassivbauweise 29

3.5 Ergänzende messtechnische Untersuchungen 31

3.5.1 Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten 31

3.5.2 Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden 32

3.5.3 Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand 34

3.6 Resonanzfrequenz von Decken- und Wandaufbauten 36

3.6.1 Berechnung 37

3.6.2 Messung mittels Phasendifferenzmethode 39

3.6.3 Messung mittels Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden 47

3.7 Vereinfachte Prognosemodelle 47

3.7.1 Modellauswahl 47

3.7.2 Eingangsdaten 48

3.7.3 Implementierung 48

4 Ergebnisse und Diskussion 49

4.1 Außenwände 49

4.1.1 Holzrahmenbauweise 49

4.1.2 Holzmassivbauweise 60

4.2 Trennwände 65

4.2.1 Holzrahmenbauweise 65

4.2.2 Holzmassivbauweise 70

4.3 Trenndecken 77

4.3.1 Holzrahmenbauweise 77

4.3.2 Holzmassivbauweise 84

4.4 Flankenübertragung 92

4.4.1 Knoten in Holzrahmenbauweise 92

4.4.2 Knoten in Holzmassivbauweise 96

4.5 Ergänzende messtechnische Untersuchungen 105

4.5.1 Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten 105

4.5.2 Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden 112

4.5.3 Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand 116

4.6 Resonanzfrequenz von Decken- und Wandaufbauten 118

4.6.1 Phasendifferenzmethode 118

4.6.2 Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden 130

4.7 Vereinfachte Prognosemodelle 131

4.7.1 Generell 131

4.7.2 Detailanalyse 132

4.7.3 Optimierungspotential 133

4.7.4 Schlussfolgerung 135

4.7.5 Prognosetool für Holzrahmenwände mit WDVS 136

4.8 Neue Aufbauten in www.dataholz.eu 140

4.9 Projektpublikationen 141

5 Zusammenfassung 143

5.1 Außenwände 143

5.2 Trennwände 144

5.3 Trenndecken 144

5.4 Flankenübertragung 145

5.5 Ergänzende messtechnische Untersuchungen 145

5.5.1 Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten 145

5.5.2 Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden 146

5.5.3 Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand 146

5.6 Resonanzfrequenzen 146

5.7 Vereinfachte Prognosemodelle 147

5.8 Neue Aufbauten in www.dataholz.eu 147

6 Literatur 148

Anhänge

Anhang 1: Außenwände in Holzrahmenbauweise *(projektinter)*

Anhang 2: Außenwände in Holzmassivbauweise *(projektinter)*

Anhang 3: Trennwände in Holzrahmenbauweise *(projektinter)*

Anhang 4: Trennwände in Holzmassivbauweise *(projektinter)*

Anhang 5: Trenndecken in Holzrahmenbauweise *(projektinter)*

Anhang 6: Trenndecken in Holzmassivbauweise *(projektinter)*

Anhang 7: Stoßstellen in Holzrahmenbauweise *(projektinter)*

Anhang 8: Stoßstellen in Holzmassivbauweise – Teil 1 *(projektinter)*

Anhang 9: Stoßstellen in Holzmassivbauweise – Teil 2 *(projektinter)*

Anhang 10: Resonanzfrequenzmessung mittels Phasendifferenzmethode (Bachelorthesis D. Hierl)

Anhang 11: Resonanzfrequenzmessung mittels Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden

Anhang 12: Neue Bauteile auf www.dataholz.eu

1 Einleitung

Zur schallschutztechnischen Planung von Gebäuden in Holzbauweise sind belastbare Planungsdaten gefragt. Die Holzforschung Austria hat deshalb in Kooperation mit der Technischen Universität Graz und verschiedenen Verbänden und Industriepartnern das Forschungsprojekt „Sound.Wood.Austria - Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise“ initiiert, Ende 2018 gestartet und Ende 2023 abgeschlossen.

Das übergeordnete Ziel des Forschungsprojektes war es die bauakustische Planungssicherheit bei der Errichtung von Gebäuden in Holzrahmen- und Holzmassivbauweise (BSP-Bauweise) zu steigern. Hierfür wurde das Forschungsprojekt im Wesentlichen in folgende Teilaspekte untergliedert:

1. Kennwerte von Außen- und Innenwänden
2. Kennwerte von Decken
3. Kennwerte zur Flankenübertragung
4. Ermittlung von Resonanzfrequenzen
5. Eignung vereinfachter Prognosemodelle
6. Übernahme erweiterter Bauteildaten in dataholz.eu

Der vorliegende Endbericht folgt dieser Struktur.
Die Projektarbeiten waren im Wesentlichen folgendermaßen aufgeteilt:

- Holzrahmenbauteilen ➔ Holzforschung Austria
- Holzmassivbauteilen ➔ TU Graz
- Resonanzfrequenzen ➔ Phasendifferenzenmethode: Holzforschung Austria
  ➔ Differenzenmethode – Beschleunigungsamplituden: TU Graz
- Prognosemodelle ➔ Holzforschung Austria
- dataholz.eu ➔ Holzforschung Austria

Die Projektleitung lag bei der Holzforschung Austria.

Die Inhalte und Ergebnisse des Forschungsprojektes wurde auf verschiedenen Tagungen und in Fachzeitschriften publiziert (siehe Abschnitt 4.9 Projektpublikationen). Teile des vorliegende Berichts wurden u.a [1–12] entnommen. Die inhaltliche Verantwortung liegt bei den Autor:innen der jeweiligen Kapitel.

2 Stand des Wissens

Stand Anfang 2018:
In [13] wird im Rahmen eines generellen Überblicks zur Schalldämmung von Holzbauteilen u.a. festgehalten, dass sich der Holzbau durch eine enorme Vielfalt an Konstruktionen und Baustoffen auszeichnet. Es wird u. a. der Einfluss verschiedener Materialschichten - auch auf die Schalldämmung im erweiterten Frequenzbereich zwischen 50 Hz und 5000 Hz - aufgezeigt. Dennoch ist das Verhalten von gängigen Holzbauteilen, vor allem im Frequenzbereich zwischen 50 Hz und 100 Hz, bisher noch unzureichend bekannt [14]. Bei der Ermittlung der tieffrequenten Schalldämmung kann es in Prüfständen mit den minimalen Prüfraumvolumen für Laboruntersuchungen gemäß EN ISO 10140-5:2021 (>50 m³) [15] jedoch zu Problemen hinsichtlich Reproduzierbarkeit und Validität kommen [16–19]. Speziell für den Frequenzbereich unterhalb von 100 Hz ist ein diffuses Schallfeld bei Mindestraumvolumen nicht gegeben, weshalb normativ auch deutlich größere Prüfraumvolumen für Messungen unter 100 Hz gefordert werden.

Einen wesentlichen, aber häufig unberücksichtigten Einfluss auf die Schalldämmung von Leichtbauteilen hat der Verbindungsmittelabstand. Dieser wurde bereits mehrfach untersucht und bestätigt [20–23]. In Abbildung 1 und Abbildung 2 zeigt sich sehr deutlich, dass durch einen reduzierten Verbindungsmittelabstand, u.a. ein breitbandiger Einbruch im Frequenzverlauf zwischen 160 Hz und 800 Hz entsteht.

Entsprechend [21] verursacht ein geringer Verbindungsmittelabstand folgende Effekte und führt dadurch zu einer reduzierten Schalldämmung:

- geändertes Plattenschwingungsverhalten durch steifere Kopplung der Platte an den Ständer (erhöhte Einspannung)
- Unterdrückung einzelner Modenformen durch Verschraubung an Schwingungsmaxima
- verstärkte Körperschallübertragung über die Ständer
- Erhöhung der dynamischen Steifigkeit der Gesamtkonstruktion

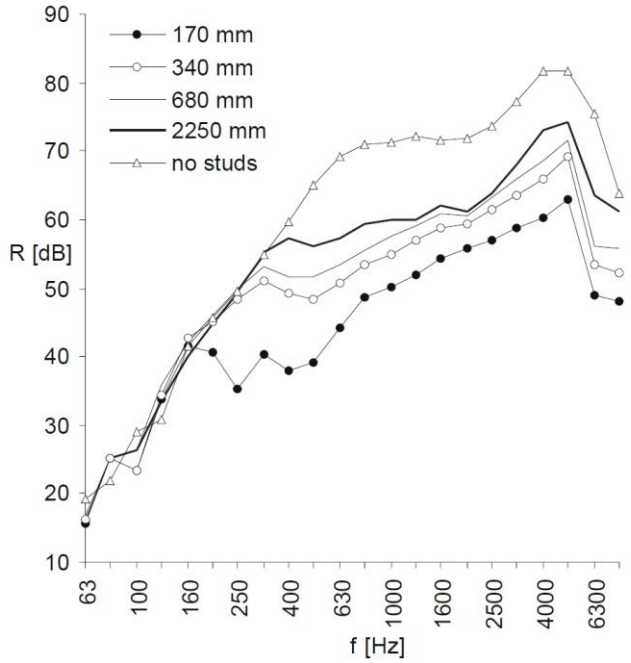


Abbildung 1: Einfluss des Schraubenabstandes bei einem gedämmten Leichtbauelement aus Metallplatten mit Holzständern [22]

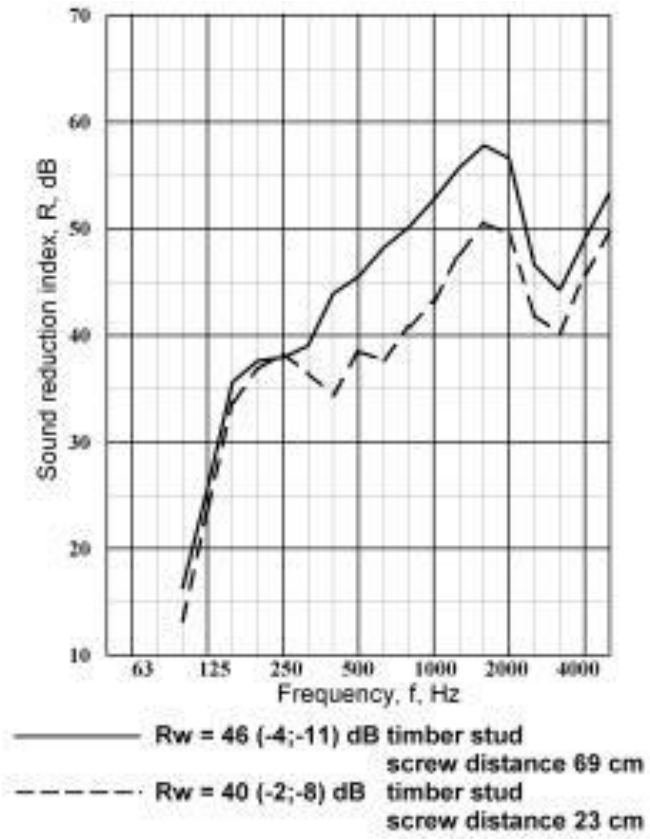


Abbildung 2: Einfluss des Schraubenabstandes bei einem gedämmten Holzrahmenbauteil mit Gipskarton-Bauplatten [23]

Der starke Einfluss der Schalllängsleitung auf die Schalldämmung innerhalb eines Gebäudes wird u.a. in [24–29] aufgezeigt. Anhand dieser Untersuchungen wird ersichtlich, dass die isolierte Betrachtung des Schalldämm-Maßes der Bauteile in der Regel nicht zu einem zufriedenstellenden Schallschutz innerhalb des Gebäudes führt. Je nach Bauteilausbildung kann die Schalllängsleitung über die Bauteilknoten den dominanten Übertragungsmechanismus darstellen. Der Grad der Schalllängsleitung variiert dabei stark mit der Ausführungsvariante der Anschlussdetails und dem Aufbau der flankierenden Bauteile. Vor allem bei guten Trennbauteilen kann die Schalllängsleitung maßgeblich werden.

Im Hinblick auf die zukünftige Berücksichtigung für die Übertragung von Labormessung auf in situ Modelle wird es ggf. erforderlich, auch die Wirkung der Anbindung von Konstruktionsbauteilen an die umgebende Struktur zu berücksichtigen [30–35]. Insbesondere für Brettsperrholzkonstruktionen fehlen wesentliche Informationen, um die Auswirkungen des Verlustfaktors zu beurteilen und in Hinblick auf künftige Bemessungsmodelle zu verifizieren.

3 Material und Methoden

Zu Beginn des Projektes wurden die Zugriffszahlen auf www.dataholz.eu analysiert und im Anschluss mit den Wirtschaftspartnern die wesentlichsten Wand- und Deckenbauteile festgelegt sowie vorhandene Datenlücken definiert.

Um einige dieser Datenlücken zu schließen, wurden insgesamt 164 Wand- und 54 Deckenvarianten messtechnisch untersucht. Die jeweiligen Grundbauteile wurden von den Wirtschaftspartnern bereitgestellt und an der Holzforschung Austria und der TU Graz untersucht und umgebaut.

Um der aktuellen Entwicklung in der Schallschutzplanung Rechnung zu tragen, wurden die bauakustischen Kennwerte auch für den tieferen Frequenzbereich, d. h. ab 50 Hz aufwärts ermittelt. Hierfür wurde u. a. der M- und XL-Prüfstand im Akustik Center Austria eingesetzt. Abbildung 3 zeigt eine Ansicht des XL-Prüfstandes.



Abbildung 3: Ansicht des XL-Prüfstandes (Prüfraumvolumen ≥ 138 m³) im Akustik Center Austria am HFA-Standort Stetten

Hinweis:
Die Details zu den untersuchten Bauteilen, den eingesetzten Materialien und den jeweiligen Messmethoden können den jeweiligen Messberichten in den Anhängen entnommen werden. In den nachfolgend Abschnitten werden nicht alle Angaben hierzu aufgeführt:

3.1 Außenwände

3.1.1 Holzrahmenbauweise

Im Projekt wurden unter anderem sieben Fassadensysteme (fünf WDVS, zwei Holzverkleidungen) auf Holzrahmenwänden untersucht. Abbildung 4 zeigt den Aufbau der Holzrahmengrundwand. Tabelle 1 und Abbildung 5 geben Sie einen Überblick über die WDVS-Dämmstoffe, die auf die nominell identische Grundwände aufgebracht wurden.

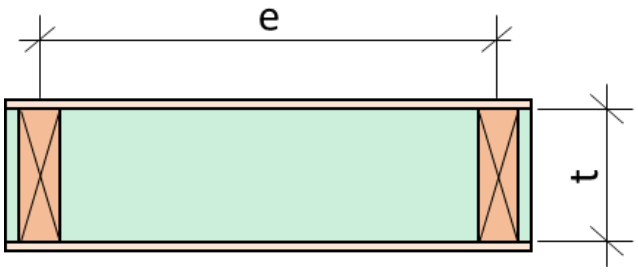


Abbildung 4: Grundwand mit beidseitig 12 mm OSB, 6 cm × 20 cm Steher, Hohlraum vollgedämmt mit Mineralwolle (2 × 10 cm Steinwolle 33 kg/m³), Achsabstand zwischen den Stehern e = 62,5 cm, Hohlraumtiefe t = 20 cm

Tabelle 1: Gemessene Parameter der WDVS-Dämmstoffe, s': dynamische Steifigkeit, ρ: Dichte

Dicke in 0m	Material	s' in MN/m³	ρ in kg/m³
100	Standard-EPS	46	16
100	Elastifiziertes EPS (EPSp)	27	17
100	Steinwolle (MW)	15	100
100	Holzfaser (WF)	27	139
60	Holzfaser (WF)	88	192



Abbildung 5: Verwendete WDVS-Dämmstoffe, von links nach rechts: 60 mm Holzfaser, 100 mm Holzfaser, 100 mm Steinwolle, 100 mm EPS (das elastifizierte EPS hat das gleiche Aussehen wie EPS)

Die Putzdicke einschließlich der Ausgleichsschicht betrug ca. 7 mm (ca. 8 kg/m²) auf den Faserdämmstoffen und ca. 5 mm (ca. 6 kg/m²) auf dem EPS. Die Dämmstoffe wurden

vollflächig mit der OSB verklebt und zusätzlich mit Fassadenankern fixiert. Die Anker wurden vor dem Auftragen der Putzschicht mit Dämmstoffkappen abgedeckt.

Neben den WDVS-Fassaden wurde eine offene und eine geschlossene Lärchenfassade gem. Tabelle 2 untersucht. Die horizontalen Lärchenbretter waren jeweils auf vertikalen Konterlatten mit einer Dicke von 3 cm montiert. Abbildung 6 zeigt die Testwände mit Holzverkleidungen im Senderaum. Die Lüftungsöffnungen an der Ober- und Unterseite der Fassaden wurden bei den Tests mit einem flexiblen Dichtstoff abgedichtet.

Tabelle 2: Eingesetzte Lärchenfassade, montiert auf vertikalen Latten mit einer Dicke von 3 cm

Art	Brettdicke in mm	Brettbreite in mm	Spaltbreite in mm
Geschlossene Fassade (Abbildung 6, links)	20	90	0 (überlappende Dielen)
Offene Fassaden (Abbildung 6, rechts)	20	90	20



Abbildung 6: Holzverkleidungen an den Außenwänden in Holzrahmenbauweise im Prüfstand, Blick aus dem Senderaum, links: geschlossene Verkleidung, rechts: offene Verkleidung

Tabelle 3 zeigt die Details zu zusätzlich verwendeten, innenseitigen Beplankungen und Unterkonstruktionen.

Tabelle 3: Zusätzliche innenseitige Beplankungen und Unterkonstruktionen

	Dicke in mm	Art	Anmerkung
Beplankung	12,5 und 18	Gipskarton Feuerschutzplatte	
	12,5 und 18	Gipsfaserplatten	Bei direkt aufgebrachter Beplankung wurden die Gipsfaserplatte, ohne innere OSB, direkt auf dem Steher befestigt
Unterkonstruktionen	0	Direkt aufgebrachte Beplankung	
	60	Lattung	Abbildung 7
	27 + 3	Federschiene auf 3 mm Schaumstoffband	Abbildung 8
	100	entkoppelte CW75-Profile	Abbildung 9

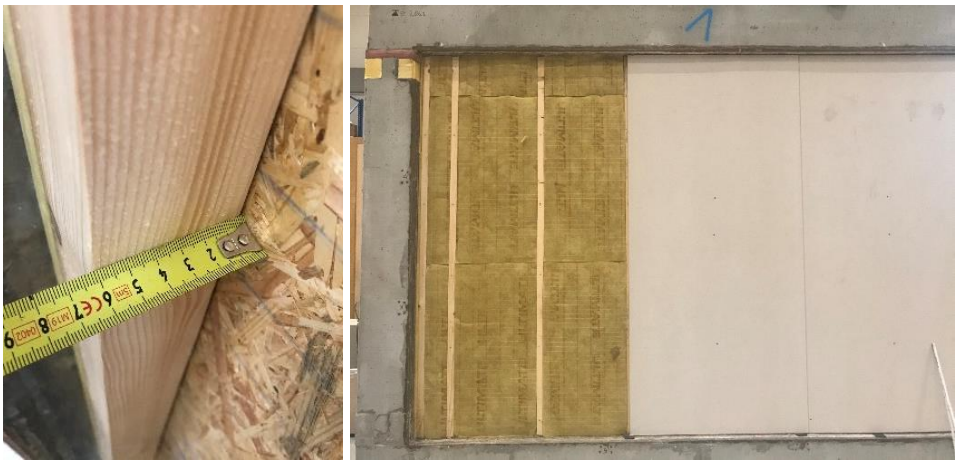


Abbildung 7: Zusätzliche innenseitige Gipsbeplankung auf 60 mm Traglatten, links: Detail der Lattung, rechts: Ansicht der Versuchswand während der Montage



Abbildung 8: Zusätzliche innenseitige Gipsbeplankung auf 27 mm Federschienen mit 3 mm Schaumstoffband, links: Detail der Federschiene, rechts: Ansicht der Versuchswand während der Montage



Abbildung 9: Zusätzliche innenseitige Gipsbeplankung auf entkoppelten CW75-Profilen mit 100 mm Abstand zur Grundwand, links: Detail des CW75-Profils, rechts: Ansicht der Versuchswand während der Montage

Alle Versuche wurden im Akustik Center Austria [18, 37] nach ISO 10140-2:2021 [38] durchgeführt. Die Größe der Versuchswände betrug im Standardfall 3,97 m × 2,67 m (10,6 m²). Die Bewertungen der gemessenen Schalldämmung erfolgten nach ISO 717-1:2013 [39].

Weitere Details sowie die weiteren untersuchten Außenwände in Holzrahmenbauweise können Anhang 1 entnommen werden.

3.1.1.1 Dynamische Steifigkeit von Dämmstoffen

Die dynamischen Steifigkeiten der eingesetzten WDVS-Dämmstoffe und Trittschalldämmungen wurden gemäß ÖNORM EN 29052-1:1993 [40] untersucht.

Abbildung 5 zeigt die verwendeten WDVS-Dämmstoffe und Abbildung 10 beispielhaft die Ermittlung der dynamischen Steifigkeit einer Holzweichfaser-Putzträgerplatte.



Abbildung 10: Messsituation an der HFA zur Bestimmung der dynamischen Steifigkeit von Dämmstoffen, hier 100 mm Holzweichfaser-Putzträgerplatte

3.1.1.2 Eigenmoden

Die Frequenz der ersten Eigenmode einer Platte hängt neben dem Elastizitätsmodul der Platte und den geometrischen Parametern auch von den Lagerbedingungen der Platte ab. In dem hier gezeigten Kontext (OSB auf Steher geschraubt/genagelt) können die Platten weder als „frei aufgelegt“ noch vollständig „eingespannt“ betrachtet werden. Im Bedarfsfall wurde die Näherung nach [41] (dort Gleichung 11-21) zur Berechnung der ersten Eigenmode $f_{1,1}$ sowohl für einfach gelagerte als auch eingespannte OSB verwendet und diese beiden Extrema als Ober- und Untergrenze betrachtet.

3.1.1.3 Masse-Feder-Massenresonanz

Aus mechanischer Sicht handelt es sich bei einer Holzrahmenwand mit WDVS um ein Masse-Feder-Masse-System (MFM) mit mindestens drei ungleichen Massen und zwei ungleichen Federn (MFMFM-System). Befindet sich an der Innenseite eine zusätzliche Installationsebene, wird die Wand zu einem MFMFMFM-System (vier ungleiche Massen, drei ungleiche Federn). Abbildung 11 zeigt das schematische Diagramm eines solch komplexen Systems.

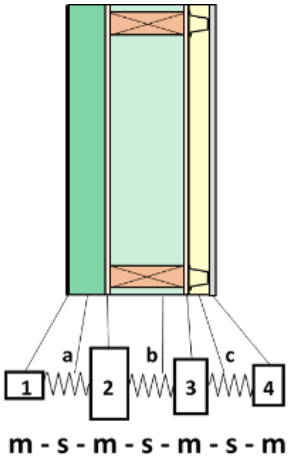


Abbildung 11: Schematische Darstellung des Masse-Feder-Systems (ms) einer Holzrahmenwand mit WDVS und zusätzlicher Beplankung an der Innenseite

Analytische Lösungen zur Berechnung der Resonanzfrequenzen von Systemen mit bis zu drei ungleichen Massen und zwei ungleichen Federn (MFMFM) sind in [41] aufgeführt. Gleichung (1) zeigt den Ansatz zur Berechnung der von Zweimassenschwingern, Gleichung (2) jenen zur Berechnung von Dreimassenswingern.

$$f_0 = 160 \sqrt{s' \left(\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} \right)} \tag{1}$$

$$f_0 = \frac{1000}{2^{3/2} \cdot \pi} \left\{ \left[\frac{s'_1 + s'_2}{m'_2} + \frac{s'_1}{m'_1} + \frac{s'_2}{m'_3} \pm \left(\frac{s'_1 + s'_2}{m'_2} + \frac{s'_1}{m'_1} + \frac{s'_2}{m'_3} \right)^2 - 4 s'_1 s'_2 \left(\frac{1}{m'_1 m'_2} + \frac{1}{m'_2 m'_3} + \frac{1}{m'_1 m'_3} \right) \right]^{1/2} \right\}^{1/2} \quad (2)$$

f_0: MFM-Resonanz in Hz

$s'_{1/2}$: dynamische Steifigkeit der Feder 1 oder 2 in MN/m³

$m_{1/2}$: Masse 1 oder 2 in kg/m³.

3.1.1.4 Einzahlangaben

Für eine einfache Beschreibung der Luftschalldämmung von Bauteilen wird häufig das bewertete Schalldämm-Maß R_w verwendet. Es hat sich jedoch gezeigt, dass zwischen der subjektiven Wahrnehmung des Schallschutzes und der objektiven Bewertung des Bauteils anhand des R_w-Wertes oft eine schlechte Korrelation besteht [42, 43]. Um diese Situation zu verbessern, können die Spektrum-Anpassungswerte verwendet werden. Gemäß [42] kann entweder der Term $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ (für den Hauptlärm von schweren, langsam fahrenden Fahrzeugen) oder der Term $R_w + C_{50\text{-}5000}$ (für Lärm durch allgemeinen Straßenverkehr) verwendet werden, um eine bessere Korrelation zwischen der Schalldämmung von Außenwänden und deren subjektiven Wahrnehmung zu erreichen. Bei einigen der nachfolgenden Diagramme werden diese drei Einzahlkennwerte (R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$) mit dargestellt.

Bei der Einstufung von Einzahlkennwerten müssen auch die möglichen Messunsicherheiten mitberücksichtigt werden. Beim Vergleich der Ergebnisse verschiedener Prüflaboratorien können nachfolgende Messunsicherheiten orientierend herangezogen werden [44]:

R_w: ± 1,2 dB

$R_w + C_{50\text{-}5000}$: ± 1,3 dB

$R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$: ± 1,5 dB

Abweichungen aufgrund von Verarbeitungs- und Materialfehlern werden durch diese Werte jedoch nicht berücksichtigt.

3.1.2 Holzmassivbauweise

Die Außenwände in Holzmassivbauweise wurden im Labor für Bauphysik der TU Graz entsprechend ÖNORM EN ISO 10140-2 untersucht. Der Fokus dieser Untersuchunge lag auf dem Einsatz von hinterlüfteten Holzfassaden auf BSP. Abbildung 12 zeigt einen beispielhaften untersuchten Außenwandaufbau.

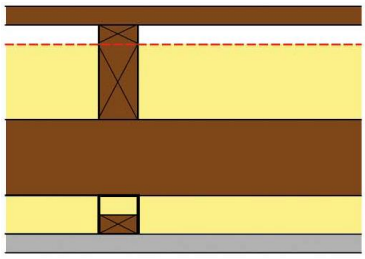


Abbildung 12: Beispielhafter Aufbau einer untersuchten BSP-Außenwand mit hinterlüfteter Holzfassade und mit innenseitiger Vorsatzschale auf Justier-Schwingbügeln

Als Basis wurden Brettsperrholzelemente BSP 3s mit 80 mm sowie BSP 5s mit 100 mm verwendet, mit einem Außenmaß von B x H 418 cm x 278 cm, mit einer Gesamtfläche von 11,62 m2.

Darauf aufbauend wurde zum einen in verschiedenen Varianten eine hinterlüftete Fassade appliziert (wie sie im nachhaltigen Holzbau vorteilhafter Weise zur Anwendung kommt), zum anderen wurden innen verschiedene Vorsatzschalen für die Untersuchungen montiert.

Das KVH 58/158 wurde in einem Achsabstand von ca. 66 cm mittels Teilgewindeschrauben 6 x 220/64 mit Senkkopf im Abstand von ca. 50 cm verschraubt. Als Mineralwolle leicht wurde Isover Kontur KP 1-035 160 mm, Rohdichte ca. 22,5 kg/m^3, und als Mineralwolle schwer Isover Fassil 160, Rohdichte ca. 48 kg/m^3, verwendet. Die Konterlattung weist einen Achsabstand von ca. 66 cm auf. Die Fassaden-Stülpschalung aus Fichten-Wechselfalzbrettern, 19/110 mm, wurde mit je 2 Teilgewindeschrauben 4,5/50 mit Senkkopf, angebracht. Die Putzträgerplatte (Gutex Thermowall GF 40) mit Bauholzklammern 27,5/75 mm alle 12 cm befestigt und mit einer ca. 3 mm dicken Baumit Dickschicht Klebespachtel mit Textilglasgitter „verputzt“. Die Fassaden wurden jeweils mit einem Zentimeter freiem Lüftungsquerschnitt oben und unten montiert und seitlich dicht angeschlossen.

Für die Vorsatzschalen innen wurden Fichtenlatten 58/58 im Abstand von 62,5 cm montierte, bzw. wurden Fichtenlatten 28/58 mittels Rigips Justier-Schwingbügeln im Abstand von ca. 50 cm befestigt. Als innere Beplankung wurde eine Einfach- oder Doppelbeplankung aus Gipskarton (Rigips Bauplatte RB, d = 12,5 mm), verschraubt im Abstand von 25 cm mittels Rigips Schnellbauschrauben TN 3,5/35, ausgeführt. Als Hohlraumbedämpfung wurde Isover TW-KF 5/10 TWIN in 50 mm Dicke verwendet. Abbildung 13 verdeutlich nochmals die untersuchten BSP-Außenwandvarianten

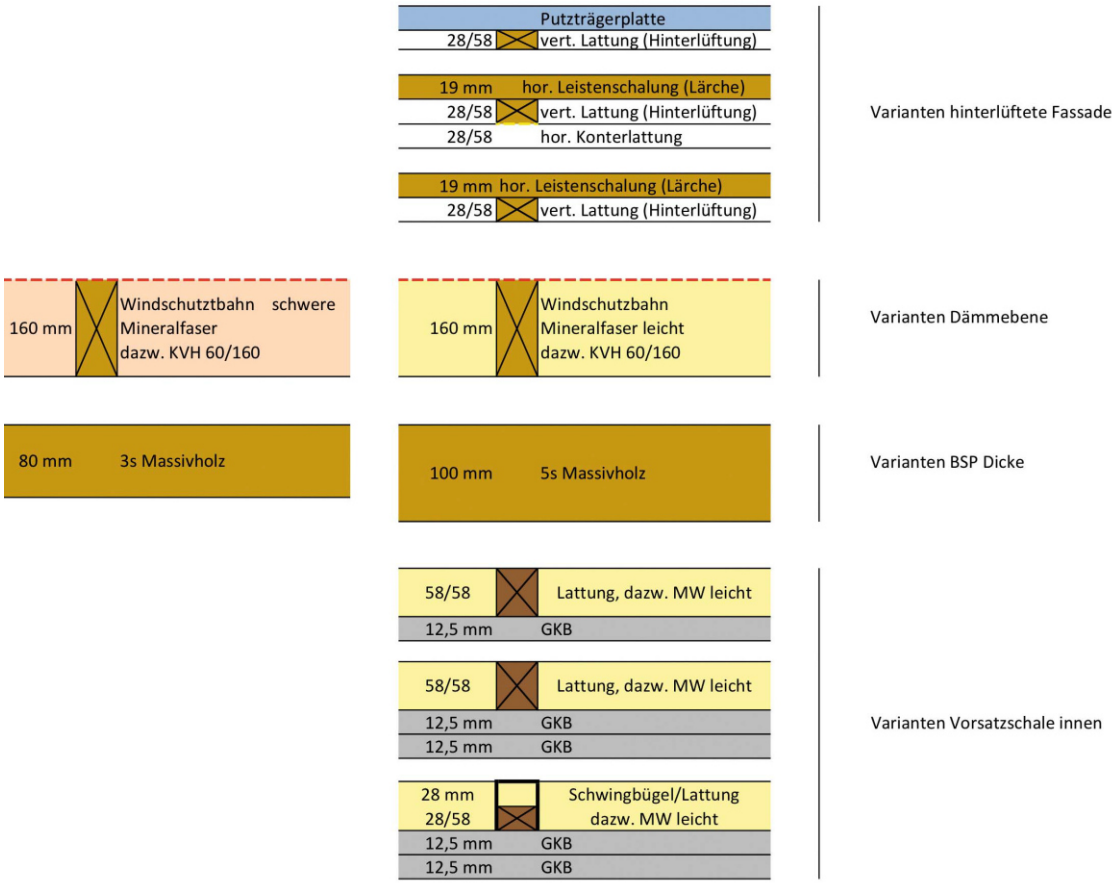


Abbildung 13: Übersicht der untersuchten Brettsperrholz-Außenwand-Varianten

Weitere Details zu den untersuchten Außenwänden in Holzmassivbauweise können Anhang 2 entnommen werden.

3.2 Trennwände

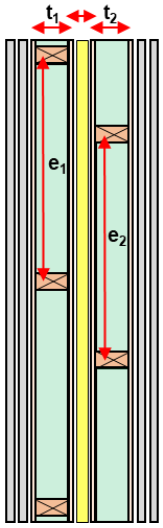
3.2.1 Holzrahmenbauweise

Abbildung 14 und Abbildung 15 zeigen die Aufbauten der wesentlichen Trennwandvarianten, welche im Zuge der Parameterstudie untersucht wurden. Folgende Parameter wurden variiert:

- Anzahl der Wandschalen (einschalig/doppelschalig)
- Art und Anzahl der Beplankungen (symmetrisch/asymmetrisch, einlagig/zweilagig, OSB/GKF/Sandplatten)
- Ständerausführung (durchgehend/getrennt, Ständerabstand e 62,5 cm/31,3 cm/20 cm, Ständertiefe t 10 cm/18 cm)
- Trennwandfugenbreite g (20 mm/80 mm)

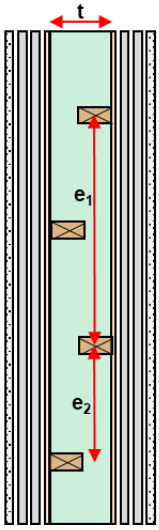
Als Schraubenabstand wurde für die OSB-Beplankung jeweils 50 mm gewählt. Dieser geringe Schraubenabstand wird aus statischer Sicht für aussteifende Wände im mehrgeschossigen Wohnbau häufig gefordert.

Anhand von Abbildung 16 wird der Aufbau der verwendeten Sandplatten ersichtlich. Aufgrund des Versuchsablaufs wurden die Sandplatten auf der äußeren Gipskarton-Feuerschutzplatten (GKF) aufgebracht, bautechnisch korrekt müssten die Sandplatten jedoch unterhalb der GKF angebracht werden. Die nachfolgend gezeigten Daten mit Sandplattenbeplankung sind somit nicht 1:1 auf die bautechnisch korrekten Schichtenreihenfolge übertragbar, zeigen jedoch die breitbandige Wirkung dieses Beplankungsmaterials.



- 12,5 mm GKF (geschraubt, a = 250 mm)
- 12,5 mm GKF (geschraubt, a = 250 mm)
- 12 mm OSB (geschraubt, a = 50 mm)
- 100 mm Ständer (b = 60 mm, e = 625 mm)
- 100 mm Mineralwolle (ρ = 30 kg/m³)
- 12 mm OSB (geschraubt, a = 50 mm)
- 20 mm Mineralwolle (s' ≤ 14 MN/m³)
  Symmetrie ab OSB

Abbildung 14: Aufbau der untersuchten doppelschaligen Trennwände bei maximaler Beplankungsanzahl. a: Schraubenabstand; b: Ständerbreite; e: Ständerabstand; t: Gefachtiefe; g: Trennwandfugenbreite; ρ: Rohdichte; s‘: dynamische Steifigkeit



- 12,5 mm Sandplatte (geschraubt,
  a = 190 mm, m' = 17,5 kg/m²)
- 12,5 mm GKF (geschraubt, a = 250 mm)
- 12,5 mm GKF (geschraubt, a = 250 mm)
- 12 mm OSB (geschraubt, a = 50 mm)
- 100 mm Ständer (b = 60 mm, e = 625 mm,
  t = 180 mm; Rähm, Schwelle und
  äußere Ständer durchgehend)
- 180 mm Mineralwolle (ρ = 30 kg/m³)
- 12 mm OSB (geschraubt, a = 50 mm)
- 12,5 mm GKF (geschraubt, a = 250 mm)
- 12,5 mm GKF (geschraubt, a = 250 mm)
- 12,5 mm Sandplatte (geschraubt,
  a = 190 mm, m' = 17,5 kg/m²)

Abbildung 15: Aufbau der untersuchten einschaligen Trennwand mit getrennten Ständern und maximaler Beplankungsanzahl. Der Rähm, die Schwelle und die äußeren Ständer sind durchgehend. a: Schraubenabstand; b: Ständerbreite; e: Ständerabstand; t: Gefachtiefe; g: Trennwandfugenbreite; ρ: Rohdichte; m‘: flächenbezogene Masse



Abbildung 16: Schnitt durch eine Sandplatte mit Wellstegstruktur und Quarzsandfüllung (www.wolf-bavaria.com, 13.09.2021)

Alle Untersuchungen wurden im Akustik Center Austria Austria [17, 37] gemäß EN ISO 10140-2:2021 [38] durchgeführt. Die Versuchskörpergröße betrug stehts 10,6 m².Weitere Details sowie die weiteren untersuchten Trennwände in Holzrahmenbauweise können Anhang 3 entnommen werden.

Die nachfolgend gezeigten Masse-Feder-Masse (MFM)-Resonanzen f_0 und ersten Eigenfrequenzen $f_{1,1}$ der Beplankungen wurden gemäß [41] berechnet. Zur Berechnung der MFM-Resonanzen ist anzumerken, dass hierbei vereinfacht lediglich die dynamische Steifigkeit der Dämmschicht und die flächenbezogenen Massen der Beplankungen verwendet wurden. Die Steifigkeit bzw. die Kopplung durch die Ständer wurde zur vereinfachten Berechnung von f_0 nicht berücksichtigt.

3.2.2 Holzmassivbauweise

Die Trennwände in Holzmassivbauweise wurden im Labor für Bauphysik der TU Graz entsprechend ÖNORM EN ISO 10140-2 untersucht. Der Fokus dieser Untersuchunge lag auf dem Einsatz von doppelschaligen BSP-Aufbauten. Abbildung 17 zeigt eine beispielhafte untersuchte Trennwand.

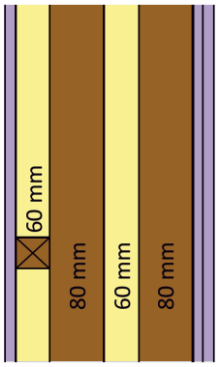


Abbildung 17: Beispielhafte untersuchten BSP-Trennwand mit doppelschaligem Aufbau und einseitiger Vorsatzschale auf Lattung

Bei den Holzmassiv-Doppelwänden wurden 2 Plattentypen in verschiedenen Variationen untersucht: 80 mm 3S und 100 mm 5s. Diese wurden sowohl symmetrisch als auch asymmetrisch angeordnet. Ebenso variiert wurden die Abstände zwischen den BSP-Platten, die Beplankungen, und es wurden auch Varianten mit Vorsatzschale(n), untersucht sowie auch hier die Wirkung unterschiedlicher Abstände. Der Einbau der Versuchswände erfolgte in

einen Betonrahmen mit körperschalldämmender Ausbildung der Anschlussfuge zur Versuchswand, bei rund 11,6 m^2 Prüfwandfläche und allseitig geschlossenem Rahmen.

Weitere Details zu den untersuchten Trennwänden in Holzmassivbauweise können Anhang 4 entnommen werden.

3.3 Trenndecken

3.3.1 Holzrahmenbauweise

Im Zuge des Forschungsprojektes wurden verschiedene Holzbalkendecken untersucht, Tabelle 4 verdeutlicht die Deckenaufbauten. Die kursiven Positionen wurden dabei variiert. Wie zu erkennen ist, wurden neben den Auflasten (Estrich und Schüttung) auch die Spannweite und der Achsabstand der Balken variiert. Als Bindemittel für die Schüttung wurde ein PUR-basiertes Produkt eingesetzt. Bisher gibt es keine Kennwerte, welche eingrenzen, ob ein Bindemittel als elastisch eingestuft wird oder nicht. An der Entwicklung solcher beschreibenden Kennwerte wird derzeit jedoch geforscht [45]. Das hier verwendete Bindemittel erzeugte jedenfalls eine augenscheinlich flexible Bindung mit dem Splitt.

Für die abgehängte Decke kamen verschiedenen Unterkonstruktionen (FS, DAe und DAe+, Abkürzungen siehe Tabelle 4) und Beplankungslagen zum Einsatz. Beim Einsatz der Federschiene wurde diese nicht, wie teilweise empfohlen, lose an den Schraubenköpfen hängend montiert, sondern satt an die Balken angeschraubt. Dies entspricht gem. Erfahrung der Autoren eher der baupraktischen Montage.

Weitere Details sowei die weiteren untersuchten Trenndecken in Holzrahmenbauweise können Anhang 5 entnommen werden.

Tabelle 4: Aufbau der untersuchten Holzbalkendecken von oben nach unten; m‘: Flächenmasse; s‘: dynamische Steifigkeit; e: Achsabstand der Balken (Balkenachsmaß); l: Spannweite der Decke

Varianten	Dicke in mm	Material	
Estrich	*60/80*	*Zementestrich (ZE, vorgefertige Platten)*	*m' = 150 kg/m²/190 kg/m²*
	40	*Calciumsulfatestrich (CA, weber.floor 4491 turbo C30-F5)*	*m' = 85 kg/m²*
	30	Trittschalldämmung (Isover TDPT 30)	s' ≤ 10 MN/m³
Schüttung	*0/~65*	*gebundene Schüttung (PUR-Bindemittel: Regupur Comfort 1)*	*m' = ~88 kg/m²*
	22	OSB	
Balkenlage	*240*	*Balken (80 mm x 240 mm); e = 30 cm/62,5 cm, l = 4 m/5 m*	
	240	Mineralwolle (+ PE-Folie unterseitig)	
Direktbepl.	*0/12*	*OSB*	
Abhängung	*27*	*Federschiene (FS, satt angeschraubt, ungedämmt)*	
	60	*Direktabhänger entkoppelt (DAe) und CD-Profil*	
	60	*Direktabhänger elastisch entkoppelt (DAe+, Rigips Sylomer_LE_0220) und CD-Profil*	
Unterdecken-beplankung	*12,5/15*	*GKF*	
	12,5/15	*GKF*	
	12,5	*GKF*	



3.3.2 Holzmassivbauweise

Die Trenndecken in Holzmassivbauweise wurden im Labor für Bauphysik der TU Graz entsprechend ÖNORM EN ISO 10140-2/3 untersucht. Der Fokus dieser Untersuchunge lag auf BSP-Decken mit abgehängter Unterdecke. Abbildung 18 zeigt eine beispielhafte untersuchte Trenndecke.

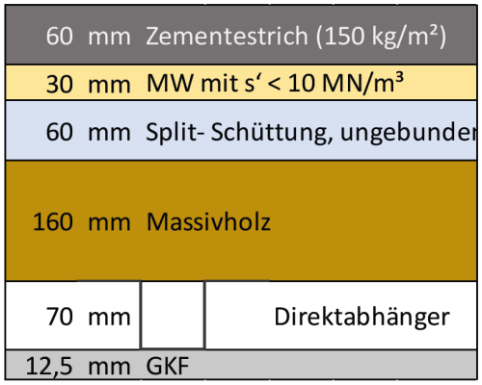


Abbildung 18: Beispielhafte untersuchten BSP-Trenndecke mit abgehängter, ausgedämmter Unterdecke

Ausgangsbasis für die untersuchten Deckenkonstruktionen war jeweils eine Brettsperrholzdeckenplatte 160 5s (Brettlagen L40/C20/L40/C20/L40, wobei L für die längere Spannweite steht, mit einer Rohdichte von 458 kg/m^3) und eine Deckenplatte 200 5s (5 Brettlagen mit je 40 mm, Rohdichte 462 kg/m^2) im Format 4,3 m x 3,5 m, und somit eine Fläche von jeweils 15 m^2 aufwiesen. Um auch den am Bau üblicherweise vorhandenen Stoß mit auszubilden, bestanden die Decken aus zwei Teilen mit 2 m bzw. 1,5 m, die bauüblich mit 50 mm Stufenfalz ausgeführt und mittels 28 Senkkopf-Teilgewindeschrauben 6,0 x 140 mm im Abstand von 150 mm dicht verschraubt wurden.

Als Estrich wurde zum einen ein Zementestrich mit ca. 60 mm Dicke und einer flächenbezogenen Masse von 150 kg/m^2 verwendet, zum anderen ein Fertig-Trockenestrich-Element „Rigidur 65 MW“, mit einer flächenbezogenen Masse von 37,1 kg/m^2, im Paket mit 40 mm „Mineralwolle-Kaschierung“. Leider liegt keine Deklaration der dynamischen Steifigkeit durch den Produkthersteller vor.

Für die Trittschalldämmung unter dem Zementestrich wurde eine TDPS 30 (s' ≤ 10 MN/m^3) bzw eine TDPS 45 (s' ≤ 8 MN/m^3) verwendet.

Auch bei der Deckenbeschwerung wurde variiert: zum einen wurde Basaltsplitt 2-4 mit einer Dicke von 60 mm (flächenbezogene Masse 93 kg/m^2) eingebaut, zum anderen zementgebundener Splitt 2-4 mit 100 mm Dicke und einer flächenbezogenen Masse von 176 kg/m^2, und schließlich auch eine elastisch gebundene Beschüttung mit 60 bzw. 100 mm Einbaudicke und 98 bzw. 161 kg/m^2 flächenbezogener Masse. Als Bindemittel wurde „COMFORT 1“, ein PUR Bindemittel, beigestellt.

Auch die Unterseite wurde variiert: Die direkte Beplankung erfolgte mit einer Rigips RF 12,5 Vario, die mittels Schnellbauschrauben TN 212 im Abstand von 25 cm jeweils am Rand und in Plattenmitte an die BSP-Decke verschraubt wurde. Die gleiche Pattentype wurde auch für eine doppelte Beplankung verwendet. Für eine Variante mit Abhängung wurden zum einen Hutfederschienen mit 27 mm Höhe verwendet, zum anderen Rigips U-Direktabhänger CD 200 bzw. RigiProfil MultiRTec CD 60/27-06. Der Hohlraum wurde dabei mit Isover Trennwandklemmfilz TW-KF 5/10 TWIN gefüllt.

Details zu den untersuchten Trenndecken in Holzmassivbauweise können Anhang 6 entnommen werden.

3.4 Flankenübertragung

3.4.1 Knoten in Holzrahmenbauweise

Um den Trittschallschutz übereinanderliegender Räume planerisch zu bewerkstelligen, ist im Holzbau mehr als nur der im Labor gemessene Norm-Trittschallpegel L_n zu berücksichtigen. Ein nicht unwesentlicher Körperschall-Anteil gelangt in der Bausituation über die flankierenden Wände in den Empfangsraum (vgl. [46]). Für die Prognose anhand der ermittelten Messdaten sei an dieser Stelle auf die vorgestellten Verfahren in [47] und [48] verwiesen. Diese stellen eine Ergänzung zu dem vereinfachten Verfahren nach EN ISO 12354-2:2017 [49] dar, wobei auch eine Berücksichtigung der einzelnen (im Labor gemessenen) Pfade möglich ist.

Die flankierende Übertragung bei Knoten in Holzrahmenbauweise wurde im Projekt anhand eines vertikalen T-Stoßes, belastet und unbelastet, im XL-Prüfstand des Akustik Center Austria untersucht (vgl. Abbildung 19). Die Norm-Flankentrittschallpegel $L_{n,f,ij,lab}$ wurden dabei in Anlehnung an EN ISO 10848-1:2017 [50] gemessen. Die Raumvolumina des Sende- und Empfangsraumes betragen ≥ 138 m³. Im Versuchsablauf wurden die Pfade Df und DFf an ausgewählten, allerdings zumeist unbelasteten Flanken, auch einzeln ermittelt.



Abbildung 19: In den Prüfstand des Akustik Center Austria eingezeichnete Einbausituation der vertikalen Stoßstelle (T-Stoß).

Die verwendeten Decken- und Wandkonstruktionen sind in Tabelle 5 und Tabelle 6 beschrieben. Die Wände im oberen und unteren Prüfraum waren jeweils gleich ausgeführt. Die Decke war zumeist hochschalldämmend abgeschottet.

Tabelle 5: Deckenaufbau ($L_{n,w}$ = 41,1 dB), m‘: flächenbezogene Masse, s‘: dynamische Steifigkeit, e: Achsabstand, a: Schraubenabstand

Dicke		**Bezeichnung**
60,0	mm	Zementestrich (Plattenelemente), m' = 150 kg/m²
30,0	mm	Trittschalldämmung (MW), s' = 10 MN/m³
22,0	mm	OSB
240,0	mm	Balkenlage (240 × 80) mm²; e = 300 mm; mit
240,0	mm	Gefachdämmung (MW)
0,2	mm	Dampfbremse
60,0	mm	Direktabhänger entkoppelt mit CD-Profilen; e = 400 mm
12,5	mm	Gipskartonplatte, a = 510 mm
12,5	mm	Gipskartonplatte, a = 170 mm
437,2	mm	Gesamtdicke

Tabelle 6: Grundwandaufbau, a: Schraubenabstand, e: Achsabstand

Dicke		Bezeichnung
12,0	mm	OSB, a = 50 mm
160,0	mm	Ständer (60 × 160) mm², e = 625 mm, mit
160,0	mm	Dämmung (MW)
12,0	mm	OSB, a = 50 mm
184,0	mm	Gesamtdicke

Der Randdämmstreifen (Polyethylen) wurde bis auf die Grunddeckenbeplankung geführt. Um eine kraftschlüssige Verbindung zwischen Estrichplatte und Randdämmstreifen zu erreichen wurde eine 60 mm breite Fuge mit Gips ausgegossen.

Folgende Einflussfaktoren auf die Trittschall-Flankenübertragung wurden untersucht:

- Einfluss der Auflast: Die Messungen der Flankenübertragung wurden jeweils mit (30 kN/m über Hydraulikzylinder) und ohne Auflast durchgeführt. Zusätzlich wurde auch der Einfluss der Pressung durch die Verschraubung (bestehend aus Vollgewinde- und Teilgewindeschrauben, sowie Winkel im Gefach als Windsogverankerung) untersucht.
- Verbesserungsmaßnahmen: An den Wänden wurde die Anzahl der Lagen von 12,5 mm **Gipsplatten** variiert. Neben der Verbesserung der Flanken selbst, kann auch eine Beschwerung der Decke den Norm-Flankentrittschallpegel verringern. Bei den Untersuchungen wurde eine 60 mm dicke ungebundene **Splittschüttung** (72 kg/m²) eingebracht. Der Einsatz von **Elastomerlagern** hat sich v. a. im Holzmassivbau bereits etabliert. Im Gegensatz dazu lässt sich die Flankenübertragung im Holzrahmenbau oftmals durch andere Maßnahmen ebenfalls effektiv verringern. In den vorliegenden Untersuchungen wird gezeigt, welche Verbesserungen mit einem auf die Auflast abgestimmten Elastomerlager im Holzrahmenbau erreicht werden können.
- Verbindungsmittel bei entkoppelter Lagerung: Der Einfluss der Verbindungsmittel spielt insbesondere bei elastischer Lagerung des Stoßes eine große Rolle. Neben der gewählten Standardverschraubung kamen auch außenliegende, geschossübergreifende Zugverankerungen zum Einsatz.

Weitere Details sowie die weiteren untersuchten Stoßstellen in Holzrahmenbauweise können Anhang 7 entnommen werden.

Messung des Flankenweges DFf

Die vertikale Flankenübertragung bei Trittschallanregung passiert hauptsächlich über die zwei maßgeblichen Wege Df (**D**irekt-**f**lanke) und DFf (**D**irekt-**F**lanke-**f**lanke) (Abbildung 20). Df wird verringert, wenn der Fußbodenaufbau verbessert wird. Der Weg DFf wird im Wesentlichen durch die Ausführung des Randdämmstreifens, des Fußbodenaufbaus und die Beplankung

der Senderaumwand beeinflusst. Neben den gesamten Flankentrittschallpegeln, wurden die Flankenwege Df und DFf auch separiert gemessen.

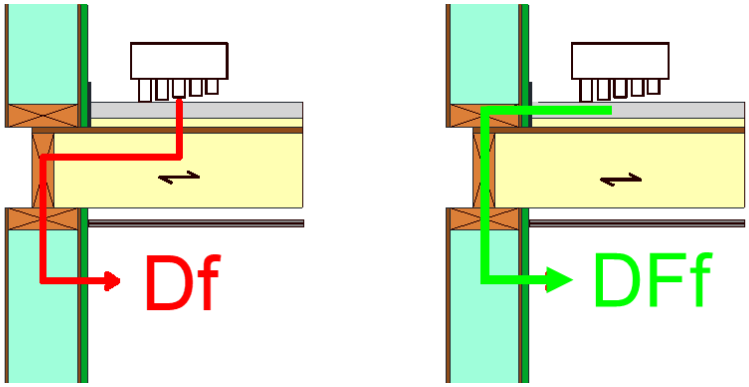


Abbildung 20: Maßgebliche flankierende Übertragungs-wege bei Trittschallanregung gemäß DIN 4109-2:2018 [51]

Kleinversuche zur Ausführung der Fuge zwischen Estrich und Randdämmstreifen:

Da im Zuge der Messreihe der Stoßstellenmessungen genauso wie für Deckenmessungen vorgefertigte Zementestrichelemente verwendet wurden, musste in Vorversuchen sichergestellt werden, den Anschluss zum Randdämmstreifen entsprechend auszuführen, um für die Übertragung auf dem Weg DFf eine realitätsnahe Körperschallübertragung zu erreichen. In [52] ist hierzu die Relevanz der Ausführung des Randdämmstreifens bei Verwendung einer vorgefertigten Zementestrichplatte beschrieben. Die Ergebnisse zeigen, dass bei einer definierten Pressung („geringe Pressung“) des Randdämmstreifens, die durch Abstandhalter in der Fuge sichergestellt werden kann, eine Körperschallübertragung zustande kommt. In den aktuellen Untersuchungen wurden hierzu vorab Kleinversuche anhand einer Holzrahmenwand in 1,5 m² Größe und einem schwimmenden Estrich durchgeführt. Der gesamte Versuchsaufbau ist in Abbildung 21 (links) zu sehen. Er wurde durch Elastomerlager vollständig vom Hallenboden entkoppelt. Die Untersuchungen erfolgten in Anlehnung an [53], wobei die Anregung des jeweiligen Estrichs mittels Norm-Hammerwerk erfolgte.

Mithilfe des Versuchsaufbaus wurden unterschiedliche Varianten an Stoß- und Estrichausführungen untersucht, wobei mittels Beschleunigungsaufnehmern jeweils der Beschleunigungspegel an der Oberfläche des Estrichs sowie an der OSB der Holzrahmenwand (mittig im Gefach und am Steher) gemessen wurde, wie in Abbildung 21 (rechts) zu sehen ist. Folgende Varianten wurden dabei untersucht und werden nachstehend untereinander verglichen:

- V1/V7: Vorgefertigte bewehrte Zementestrichplatte (ZE) mit 60 mm Luft zur OSB (Referenzvariante, entspricht der geringsten Übertragung)
- V2: ZE mit Abstandhaltern mit 8 mm Abstand zur OSB; Fuge ausgefüllt mit gepresstem 10 mm PE-Randdämmstreifen

- V4: ZE mit 60 mm Fuge ausgefüllt mit Baugips; Randdämmstreifen an OSB
- V5: Gegossener Estrich; Randdämmstreifen an OSB
- V6: ZE mit 60 mm Fuge ausgefüllt mit Estrich; Randdämmstreifen an OSB



Abbildung 21: Links. Messkonfiguration zur Ermittlung des ‚Einflusses der Fugenausbildung zwischen Estrich und Randdämmstreifen im kleinen Maßstab. Rechts: Anordnung der Beschleunigungssensoren zur Messung der Beschleunigungspegel.

Anhand der gemessenen Beschleunigungspegel am Estrich sowie an der OSB Oberfläche wurden zur Auswertung und Gegenüberstellung der Varianten untereinander Differenzen aus jenem Pegel an der Estrichoberfläche (Sender) und der OSB Oberfläche (Empfänger) gebildet. Hohe Differenzen bedeuten in dem Fall eine geringe Körperschallübertragung. In folgenden Abbildungen werden auf Höhe eines Stehers (Abbildung 22, links) und in Gefachmitte (Abbildung 22, rechts) diese Differenzen für alle beschriebenen Fugenausführungen in dB von 100 Hz bis 3150 Hz dargestellt.

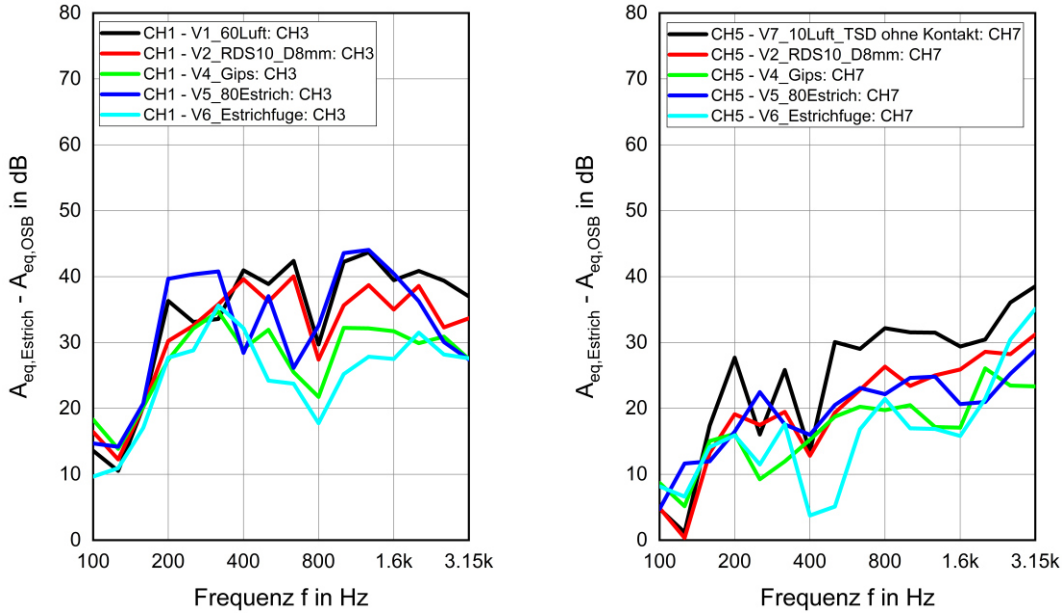


Abbildung 22: Differenzen der Beschleunigungspegel in dB von 100 Hz bis 3150 Hz von der Estrichoberfläche (Sender) zur OSB Oberfläche (Empfänger) beim Steher (links) der Holzrahmenwand und in Gefachmitte (rechts).

Die Differenzen der Beschleunigungspegel zeigen, dass wie zu erwarten mit der Referenz-Variante V1 (Luftfuge) sowohl beim Steher als auch in Gefachmitte die geringste Übertragung (entspricht der größten Differenz) über die Fuge erfolgt. Die größte Übertragung wird mit der mit Estrich ausgefüllten Fuge (V6), gefolgt von der Variante mit Baugips (V4), erzielt. Da diese beiden Varianten auch eine größere Übertragung als die gegossene Estrichvariante (V5) aufweisen und diese der Realität am nächsten kommt, liegt man bei der durchgeführten Labormessung auf der sicheren Seite, wenn die Fuge mit Gips oder Estrich ausgefüllt und gleichzeitig die bewehrte vorgefertigte Zementestrichplatte eingesetzt wird. Im Zuge der Kleinversuche konnte nachgewiesen werden, dass mit der Variante mit Baugips (V4) eine ausreichende Körperschallübertragung stattfindet.

3.4.2 Knoten in Holzmassivbauweise

Abbildung 23 zeigt einen typischen Bauteilknoten in Brettsperrholzbauweise an einer Trennwand mit den eingezeichneten, wesentlichen Flankenübertragungswegen. Zur Charakterisierung der Stoßstelle zwischen den Bauteilen i und j kann das Stoßstellendämm-Maß K_{ij} verwendet werden. Im Projekt wurde eine messtechnischen Parameterstudie zur Stoßstellendämmung an einem L- und einem T-Stoß durchgeführt. Variiert wurden u. a. die Auflast auf den Knoten, die Verbindungsmittel, die Entkopplungsmaterialien sowie die Versuchskörperabmessungen.

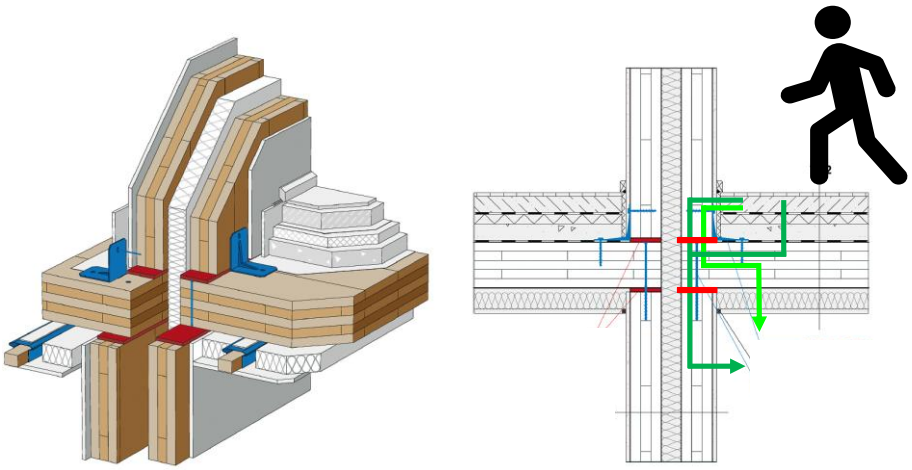


Abbildung 23: Trennwandknoten in Brettsperrholzbauweise inkl. Verbindungsmittel (blau) und elastischen Entkopplungslagern (rot) [54]. Die wesentlichen Flankenübertragungswege bei Trittschallanregung sind in grün eingezeichnet.

Die Messungen wurden in Anlehnung an ÖNORM EN ISO 10848 – Teile 1+4 [50, 55] durchgeführt und fanden an den Prüfständen der Holzforschung Austria (HFA) und dem Labor für Bauphysik an der TU Graz statt. Abbildung 24 und Abbildung 25 zeigen diese Prüfstände. Der wesentliche Unterschied zwischen den Prüfständen besteht in den Bauteilabmessungen und der Möglichkeit eine Auflast auf die Stoßfuge aufzubringen. Außerdem war eine T-Stoß-Konfiguration lediglich an der TU Graz möglich.

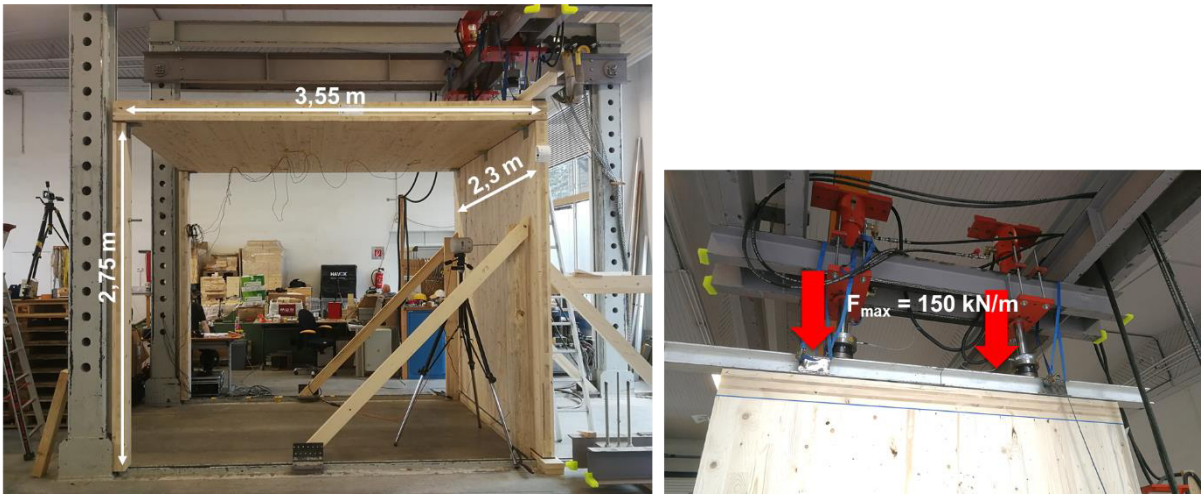


Abbildung 24: Links: Prüfstand im Statikprüffeld der HFA, die diagonalen Verstrebungen wurden zur Messung von der Wand abgerückt. Rechts: Detail der Druckstempel zur Lastaufbringung.

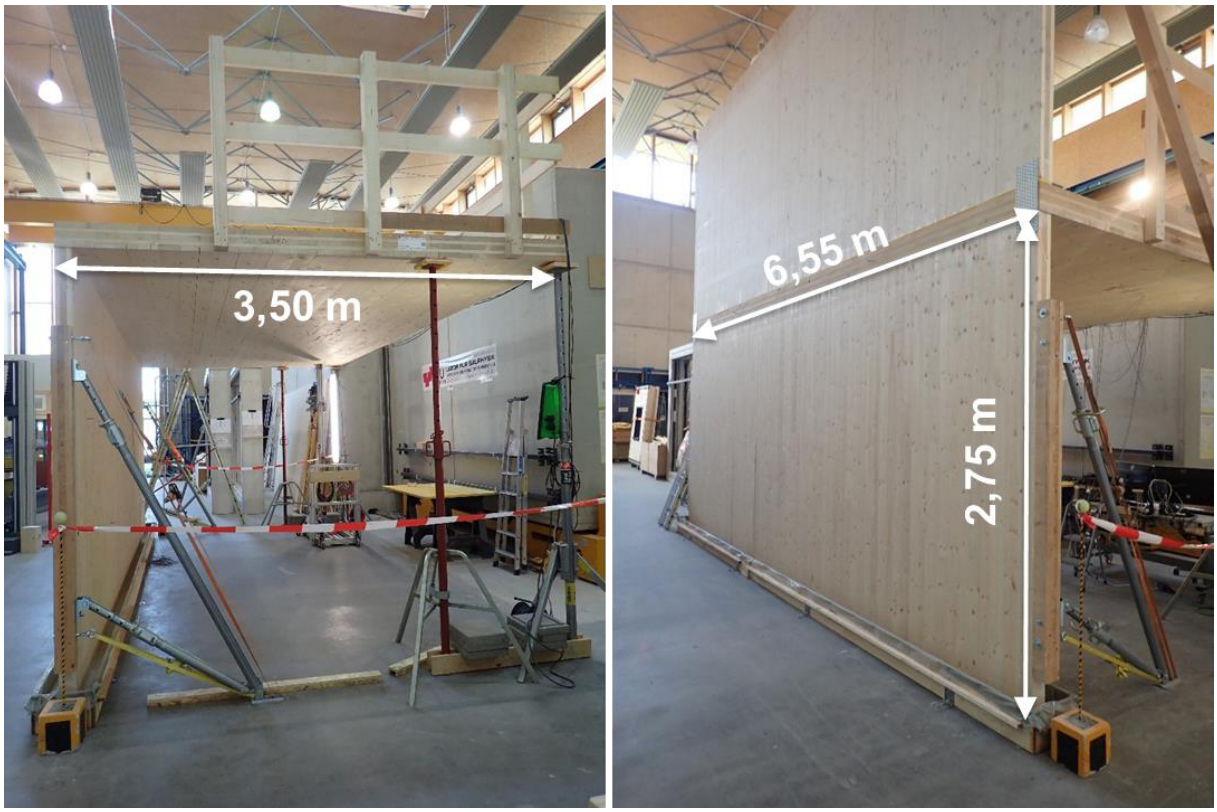


Abbildung 25: Versuchsstand im Labor für Bauphysik der TU Graz mit großen Bauteilabmessungen, links in L-Stoß- und rechts in T-Stoß-Konfiguration. Die diagonalen Verstrebungen waren auch während den Messungen mit der Wand verschraubt.

Die Stoßstellen wurden mit 5- (Decke) bzw. 3-lagigen (Wände) Brettsperrholzplatten (BSP) ausgeführt. Die Wände hatten dabei eine Dicke von 100 mm, die Decken von 160 mm. Bei der Studie kamen verschiedene elastische Entkopplungslager wie auch verschiedene Winkel (Standardwinkel, entkoppelte Winkel) und Verschraubungsvarianten (Standard- und entkoppelte Unterlegscheiben, ohne und mit Vorbohrung) zum Einsatz. Die elastischen

Entkopplungslager wurden, wenn bei der Auswertung nicht anders angegeben, gemäß Herstellerangaben auf die vorhandenen Lasten ausgelegt.

Weitere Details sowie die weiteren untersuchten Knoten in Holzmassivbauweise können Anhang 8 und Anhang Anhang 9 entnommen werden.

3.5 Ergänzende messtechnische Untersuchungen

Neben den oben beschriebenen Untersuchungen wurden im Projekt folgende ergänzende Themen messtechnisch betrachtet:

- Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten
- Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden
- Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand

Das Material und die Methodik für diese ergänzenden Untersuchungen werden nachfolgend erläutert.

3.5.1 Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten

Wie beispielsweise in [56, 57] gezeigt wird, korreliert der durch so genannte alternative Trittschallquellen hervorgerufene Trittschall stärker mit der subjektiven Wahrnehmung als jener, der durch das Normhammerwerk hervorgerufen wird. Auch im Holzbau konnte die höhere Korrelation alternativer Trittschallquellen zur subjektiven Wahrnehmung nachgewiesen werden [58, 59]. Im Projekt wurden deshalb Holzrahmen (HR)- und Holzmassivdecken (HM) neben dem Normhammerwerk (NHW) auch mit dem modifizierten Normhammerwerk (mNHW) sowie dem Gummiball (Abbildung 26, beschrieben in [15] Anhang E und F) angeregt.



- Norm-Hammerwerk (NHW)
- EN ISO 10140-5 (2021), Anhang E.1



- Modifiziertes Norm-Hammerwerk (mNHW)
- EN ISO 10140-5 (2021), Anhang F.1 (Verfahren B)



- Gummiball (Ball)
- EN ISO 10140-5 (2021), Anhang F.2

Abbildung 26: Übersicht der verwendeten Trittschallquellen - leichte Anregung durch NHW und mNHW - schwere/weiche Anregung Ball

Im Zuge der Trittschalluntersuchungen wurde bei 13 HR-Decken neben dem NHW auch das mNHW sowie der Gummiball als Trittschallquelle herangezogen. Bei weiteren 7 HM-Decken wurde der Trittschall neben dem NHW mit dem Gummiball gemessen. Die Messungen wurden allesamt normativ nach [60] durchgeführt. Alle untersuchten Decken weisen einen bewerteten

Norm-Trittschallpegel von 26 dB bis 51 dB auf. Die variierten Konstruktionsdetails nach Deckentyp sind in Tabelle 7zusammengefasst.

Tabelle 7: Variierte Konstruktionsdetails nach Deckentyp

Holzrahmendecken (n = 13)	
Estrich	Zementestrich 60/80 mm | Dünnschichtestrich
Unterdecke	Direktschwingabhänger | Federschiene
Achsmaß	312 mm | 625 mm
Spannweite	4000 mm | 5000 mm
Schüttung	mit | ohne
Holzmassivdecken (n = 7)	
Estrich	Zementestrich | Trockenestrich
Unterdecke	mit | ohne
Trittschall-dämmung	30 mm | 45 mm

Zur Einstufung der Deckenkonstruktionen nach Anregungsart wurden neben den „klassischen“ normativen Einzahlwerten nach [61] auch alternative Einzahlwerte gebildet, die in Tabelle 8 abgebildet sind. Dabei sind alle Einzahlwerte einer Zeile nach derselben Methodik ermittelt worden. Die grau hinterlegten Einzahlwerte entsprechen dabei den laut [61] vorgeschlagenen Einzahlwerten.

Tabelle 8: Einzahlwerte nach Anregungsart

NHW	**mNHW**	**Gummiball**
$L_{n,w}$	$L_{n,w,mod.}$	$L_{n,w,Ball}$
$L_{n,w} + C_{I,50}$	$L_{n,w,mod.} + C_{I,50}$	--
$L_{n,sum,A,50\text{-}630Hz}$	$L_{n,mod.,sum,A,50\text{-}630Hz}$	$L_{i,A,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$
$L_{n,sum,50\text{-}630Hz}$	$L_{n,mod.,sum,50\text{-}630Hz}$	$L_{i,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$

3.5.2 Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden

Um dein Einfluss der Einbausituation bei BSP-Wänden zu untersuchen, wurden drei- und fünflagige BSP mit den Dimensionen (Länge × Höhe × Dicke) von (3960 × 2660 × 100) mm³ verwendet. Beim Einbau wurde die Verkeilung und die Lagerung der Wand im Prüfrahmen variiert. Standardmäßig sind die Wände oben und seitlich nicht in den Prüfrahmen eingeklemmt. Folgende Einbausituationen wurden an der HFA untersucht:

- Standardeinbau:
  Keine Verkeilung, umlaufende Lagerung auf Trittschalldämmplatten (TSDP)
- Keine Verkeilung, Lagerung auf Trennwandfilz (TW-KF)
- Umlaufend verkeilt, Lagerung auf Elastomer
- Ecken verkeilt, Lagerung auf OSB
- Keine Verkeilung, Lagerung auf OSB
- Oben und unten eingeklemmt, seitlich je 3 Keile
- Oben und unten eingeklemmt, seitlich je 7 Keile

Abbildung 27 zeigt die Ansicht einer, in den Rahmen des M-Prüfstandes, eingebauten BSP. Anhand von Abbildung 28 wird die Lagerung der BSP zum einen auf einer Trittschalldämmplatte und zum anderen auf einem stark komprimierten Trennwandklemmfilz ersichtlich.



Abbildung 27: Einbausituation der BSP-Wand im Prüfrahmen des M-Prüfstandes



Abbildung 28: Lagerung der BSP auf einer Trittschalldämmplanne (links) und einem stark komprimierten Trennwandklemmfilz (rechts)

Bei ausgewählten Einbausituationen wurde ebenfalls der Verlustfaktor der BSP ermittelt. Die Anregung erfolgte dabei gemäß EN ISO 10848-1:2017 [50] an drei Positionen, senderaumseitig, mit dem Schwingungserreger TIRA. Der Schwingungserreger wurde an jeder Position über eine Gewindeschraube an der Wand fixiert. Der Abstand zu den Rändern betrug mindestens 0,5 m, mit mindestens 1 m Abstand zwischen den einzelnen Anregungspositionen. Die Beschleunigungsaufnehmer wurden an sechs Messpositionen senderaumseitig angebracht, mit einem minimalen Abstand von 0,5 m zwischen den Messpositionen und zu den Rändern, Abbildung 29 zeigt die Messsituation. Als Signal wurde der interne Generator des Soundbook-Messsystems verwendet. Die Leistung des TIRA-Verstärkers wurde nach Bedarf angepasst.



Abbildung 29: Messsetup zur Verlustfaktormessung im Senderaum

Die Auswertung der Beschleunigungssignale wurde zwischen 50 Hz und 5000 Hz nach EN ISO 10848-1:2017 [50] durchgeführt. Eine Korrektur für Störgeräuschpegel war nicht erforderlich. Für die Auswertung wurde die Körperschall-Nachhallzeit RT15 verwendet, da diese die geringsten Abhängigkeiten von der Signalverstärkung zeigte.

Auch an der TU-Graz wurde der Einfluss der Einbausituation bei folgenden vier Einbausituationen messtechnisch untersucht:

- Variante a) mit umlaufend gleichem „Mineralwolle-Filz“;
- Variante b) Lagerfuge unten anstelle Mineralwolle-Filz eine Trittschalldämm-Platte TDPT;
- Variante c) Lagerfuge unten mit einem Elastomer (Sylomer®) ausgeführt
- Variante d) Lagerfuge allseitig mittels Holzkeilen umlaufend weitgehend zum Betonrahmen „eingespannt“.

Die Einbaufuge war dabei jeweils zusätzlich beidseitig mit Perenator abgedichtet.

3.5.3 Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand

Für die Untersuchung der Luftschalldämmung von Bauteilen wird ein diffuses Schallfeld im Sende- und Empfangsraum benötigt. Speziell für den Frequenzbereich unterhalb von 100 Hz ist dies bei den minimalen Prüfraumvolumen für Laboruntersuchungen gemäß EN ISO 10140-5:2021 (>50 m³) [62] nicht gegeben, weshalb deutlich größere Prüfraumvolumen für Messungen unter 100 Hz gefordert werden. Die nachfolgenden Messdaten sollen zeigen, wie das Verhältnis von Abmessungen des Prüfstands die Ergebnisse die Schalldämm-Maße beeinflusst. Hierfür wurden verschiedene Trocken- und Holzrahmenbauwände im „Standardprüfstand“ mit Prüfraumvolumen von ca. 60 m³ (M-PS, 54 m³ - 60 m³) und im XL-

Prüfstand mit ca. 150 m³ (XL-PS, 138 m³-153 m³) untersucht. In Abschnitt 4.5.3 werden die Frequenzverläufe der Schalldämm-Maße aus Messungen in den beiden Prüfständen verglichen.

Die durchgeführten Vergleichsmessungen wurden im Akustik Center Austria [37] durchgeführt, wobei Trocken- und Holzrahmenbauwände gemäß EN ISO 10140-2:2021 [63] untersucht wurden. Die Abmessungen der beiden Prüfstände wurden anhand einer numerischen Studie so ausgewählt, dass die Modendichte pro Terzband mit der Frequenz gleichmäßig ansteigt und im XL-PS im 63 Hz Terzband mindestens sieben Eigenmoden vorliegen [18]. Anhand von Tabelle 1 werden die Abmessungen der beiden Prüfstände ersichtlich.

Tabelle 9: SR/ER: Sende-/Empfangsraum, V: Volumen, A: Prüföffnung für Wandprüfungen, l:w:h: Raumproportionen

Prüfraum	Raumparameter		
	V in m³	*A* in m²	l:w:h
M, SR	60	10,8	2.04 : 1.48 : 1
M, ER	54	10,8	1.85 : 1:48 : 1
XL, SR	138	20,7	1.72 : 1.36 : 1
XL, ER	153	20,7	1.90 : 1.36 : 1

Abbildung 30 zeigt einen Vergleich der Prüfrahmen für den M- und XL-PS. Die Prüfflächen unterscheiden sich nahezu um den Faktor 2. Um auch in beiden Prüfständen dieselben Versuchskörper verwenden zu können, wurde eine hochschalldämmende Adapterwand in Trockenbauweise für den XL-PS errichtet. Abbildung 31 zeigt diese Adapterwand im XL-PS mit eingebautem Versuchskörper in M-Größe.



Abbildung 30: Gegenüberstellung der Prüfrahmen für den XL- und M-Prüfstand mit eingebauten Wänden



Abbildung 31: In die Adapterwand eingebaute Holzrahmenwand im XL-PS

Folgende Versuchskörper wuden zur Untersuchung des Prüfstandeinflusses verwendet:

- Ein-/zweischalige Trockenbauwand (Details siehe [64])
- Holzrahmenwand mit OSB-Beplankung (AW00.11)
- Holzrahmenwände mit Steinwolle- und Holzfaser-WDVS ohne Vorsatzschale (AW03A und AW05)
- Holzrahmenwände mit Steinwolle- und EPS-WDVS mit Vorsatzschale (AW02.6 und AW06.5)

Durch die Versuchskörperauswahl wurde ein breiter Querschnitt an spektralen Schalldämmkurven betrachtet.

Die Trockenbauwände wurden jeweils im M- und XL-Prüfrahmen neu aufgebaut. Trotz sorgfältiger Errichtung der Wände durch dieselben Monteure sind neben den Größenunterschieden somit kleine Unterschiede in den Konstruktionen (z. B. etwas unterschiedliche Schraubenpositionen) nicht auszuschließen.

Bei den Holzrahmenwänden wurden mithilfe der Adapterwand sowohl im M- als auch im XL-PS dieselben Versuchskörper untersucht.

3.6 Resonanzfrequenz von Decken- und Wandaufbauten

Ausgangslage und Motivation:

Im Jahr 2021 wurde die Überarbeitung der ÖNORM B 8115-5 herausgegeben. In dieser Ausgabe werden verschiedene Klassen für differenzierte Komfortniveaus definiert. Darin werden zum einen Wohnaktivitäten mit höheren Schallemissionen (wie beispielsweise privates Musizieren oder die Benutzung von Multimediaanlagen) betrachtet. Zum anderen werden

Geräusche aus benachbarten Wohneinheiten oder von außen einbezogen. Des Weiteren bietet diese ÖNORM die Möglichkeit Gebäude betreffend die Qualität des Schallschutzes zu beschreiben und einzuordnen. Dafür sind mehrere Tabellen (z.B.: Tabelle 2 – Klassifizierung des Luftschallschutzes im Gebäude zu einer anderen Nutzungseinheit oder Tabelle 3 – Klassifizierung des Trittschallschutzes zu einer anderen Nutzungseinheit) hinterlegt. Es werden die Schallschutzklassen:

- A, hoher Schallschutz
- B, erhöhter Schallschutz
- C, Basisschallschutz
- D, verringerter Schallschutz
- E, geringer Schallschutz

zur Klassifizierung genutzt. Für den Trittschallschutz wird der bewertete Standard-Trittschallpegel $L_{nT,w}$ verwendet. In den Klassen A bis C wird bei mehrschaligen Bauteilen zusätzlich die „maximale Resonanzfrequenz f_0 eines mehrschaligen Bauteils“ oder der Spektrum-Anpassungswert $C_{I,50}$ zur Einstufung benutzt. Die Klassifizierung des Schallschutzes von Decken kann somit entsprechend Tabelle 10 erfolgen:

Tabelle 10: Klassifizierung des Trittschallschutzes nach ÖNORM B 8115-5:2021

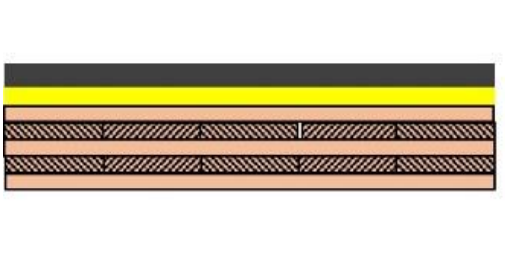
Klasse	**Kriterium**
A	$L_{nT,w} + C_{I,50} \leq 48$ dB *oder* $L_{nT,w} \leq 38$ dB und $f_0 \leq 31$ Hz
B	$L_{nT,w} + C_{I,50} \leq 53$ dB *oder* $L_{nT,w} \leq 43$ dB und $f_0 \leq 50$ Hz
C	$L_{nT,w} + C_{I,50} \leq 58$ dB *oder* $L_{nT,w} \leq 48$ dB und $f_0 \leq 80$ Hz

Die beschriebenen Kriterien gelten prinzipiell für Wand- und Deckensysteme. Der Fokus der Untersuchung im Projekt lag jedoch auf Deckensystemen. Wobei auch einzelne Wandsysteme untersucht wurden.

3.6.1 Berechnung

Eine Holzmassivdecke (HM) mit Trittschalldämmung und Estrichsystem stellt ein Zweimassenschwinger dar, dessen Masse-Feder-Masse Resonanzfrequenz sich nach ÖNORM B 8115-2:2021 berechnen lässt. Dabei entspricht die flächenbezogene Masse (in

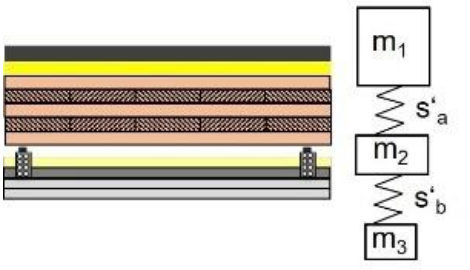
kg/m²) des Estrichs der Masse m_1 und die flächenbezogene Masse der HM-Decke der Masse m_2. Die Trittschalldämmung entspricht dabei der elastischen Zwischenschicht mit der dynamischen Steifigkeit s'_a. Sind alle Materialparameter vorhanden brauchen diese nur noch in die Gleichung (siehe Abbildung 32) eingesetzt werden, um die Resonanzfrequenz rechnerisch zu bestimmen.



$$f_0 = 160 \sqrt{s'_a \left(\frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} \right)}$$

Abbildung 32: Beispielhafte Darstellung eines Zweimassenschwingers anhand eines Massivholzdeckensystems mit Ersatzschaltbild und Gleichung zur Berechnung der Resonanzfrequenz.

Aus dem vorher angeführtem Zweimassenschwinger kann durch Anbringen einer Unterdecke ein Dreimassenschwinger aufgebaut werden. Dabei entspricht die flächenbezogene Masse der Unterdeckenbeplankung der Masse m_3. Die elastische Schicht zwischen den Massen m_2 und m_3 ist dann der Luftraum mit dem jeweiligen Abhängesystem. In den meisten Fällen wird zur Vereinfachung nur die dynamische Steifigkeit s'_b der Luft verwendet, da die Steifigkeit der Abhängung nicht bekannt ist. Sind diese Materialparameter vorhanden kann die Gleichung in Abbildung 33 zur Berechnung verwendet werden. Werden Vier- und Mehrmassensysteme zum Einsatz gebracht können diese nur noch über IT-gestützte Simulation berechnet werden. Ein Programm, das dazu genutzt werden kann, ist beispielsweise die Masse-Feder-Simulator App [65]. Diese Anwendung erlaubt die Berechnung von bis zu Sechsmassenschwingern. Der Download und die Nutzung sind kostenfrei. Zur Berechnung werden die zuvor genannten Eingangsdaten benötigt.



$$f_0 = \frac{1}{2^{3/2}\pi} \left\{ \frac{s'_a + s'_b}{m_2} + \frac{s'_a}{m_1} + \frac{s'_b}{m_3} \pm \left[\left(\frac{s'_a + s'_b}{m_2} + \frac{s'_a}{m_1} + \frac{s'_b}{m_3} \right)^2 - 4 s'_a s'_b \left(\frac{1}{m_1 m_2} + \frac{1}{m_2 m_3} + \frac{1}{m_1 m_3} \right) \right]^{1/2} \right\}^{1/2}$$

Abbildung 33: Beispielhafte Darstellung eines Dreimassenschwingers anhand eines Massivholzdeckensystems mit Ersatzschaltbild und Gleichung [41] zur Berechnung der Resonanzfrequenz.

3.6.2 Messung mittels Phasendifferenzmethode

Zur Messung der Resonanzfrequenz wurde das Verfahren aus [66] gewählt, in welchem auch ein „wall tie“, als ein nahezu unbedämpfter Zweimassenschwinger gemessen wurde. Dazu wurden zwei Betonblöcke aufgehängt und über einen Wandanker miteinander verbunden (siehe Abbildung 34, auf der linken Seite). Dieser Aufbau wurde mittels Shakers angeregt. Erregerseitig war ein Kraftsensor und empfängerseitig ein Beschleunigungssensor (BS) angebracht. Während der Anregung wurde die Übertragungsfunktion (ÜF) zwischen Kraft- und Beschleunigungssensor aufgezeichnet. Aus dieser ÜF kann der Amplituden- und die Phasenverlauf berechnet werden. Aus dieser Phasen- bzw. Amplitudeninformation kann dann die Resonanzfrequenz des Systems abgelesen werden (siehe Abbildung 34, auf der rechten Seite). Anhand Gleichung (3) (aus [66]) kann mit der bestimmten Resonanzfrequenz die dynamische Steifigkeit des Wandankers berechnet werden.

$$s_{x\,mm} = 2\pi^2 f_{0(msm)}^2 m_{av} \tag{3}$$

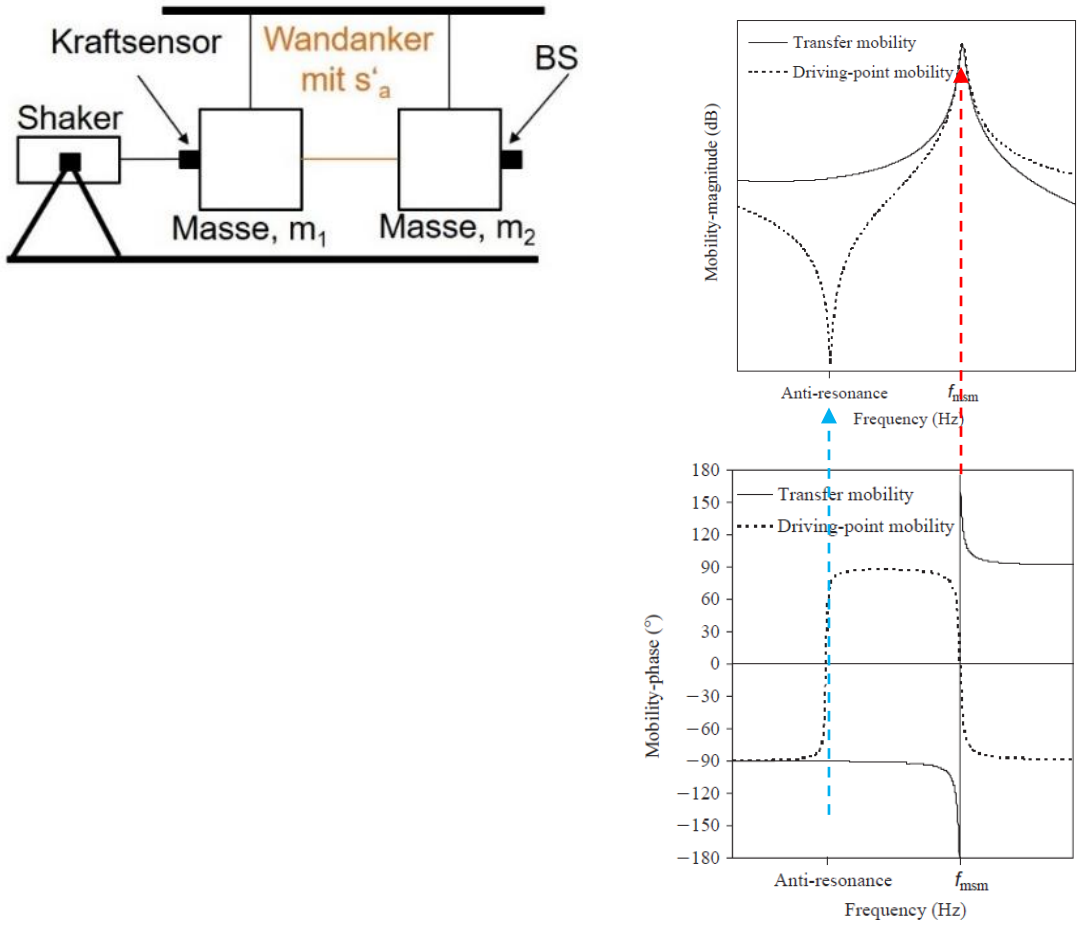


Abbildung 34: Auf der linken Seite schematische Darstellung der Wandankermessung (wall tie measurement) nach [66]. Auf der rechten Seite Ergebnisse der Wandankermessung oben Amplitudeninformation und unten Phaseninformation mit der die Resonanzfrequenz bestimmt werden kann (aus [66], Figure3.88, page364). Die Resonanzfrequenz wird mit einem rot gestrichelten Pfeil markiert und die Antiresonanz mit einem blau gestrichelten Pfeil.

Bei einer derart erzwungenen Schwingung stellen sich im Allgemeinen drei Fälle ein:

- Frequenzbereich Koppelung $f_{Anregung} < f_0$
  In diesem Bereich ist die Anregung kleiner als die Eigenschwingung und die Massen schwingen als wären sie starr miteinander verbunden (überwiegend gleichphasig).
- Frequenzbereich Gegenkoppelung $f_{Anregung} = f_0$
  In diesem Fall entspricht die Anregung der Eigenschwingung des Systems und die Massen schwingen mit größter Amplitude und gegenphasig.
- Frequenzbereich Entkoppelung $f_{Anregung} > f_0$
  In diesem Bereich ist die Amplitude kleiner als die Anregung und die Massen schwingen entkoppelt voneinander.

Der Frequenzbereich der Gegenkopplung ($f_{Anregung} = f_0$) ist der interessante Fall zur Bestimmung der Resonanzfrequenz. Zum Ablesen der Resonanzfrequenz kann einerseits ein eindimensionales System (also ein Einmassenschwinger, z. B. eine Masse an einer Feder) betrachtet werden. In dieser Situation liest man die Resonanzfrequenz bei einem Phasenversatz von 90° ab. Andererseits tritt bei einen zweidimensionalen ungedämpften System (also einem Zweimassenschwinger z. B. bei der oben angeführten Wandankermessung) ein theoretischer Phasenversatz von 180° zwischen den beiden Auslenkungen der Massen m_1 und m_2 auf [67, 68]. Die Größe des Phasenversatz bei einem bedämpften System hängt vor allem von den Parametern des Dämpfungskoeffizienten der Feder und dem Masse-Verhältnis der beiden Massen ab. Daher ist in der Regel ein Phasenversatz in der Auslenkung der beiden Messoberflächen der betrachteten Deckensystemen zwischen 90° und 180° zu beobachten. Aus diesem Grund werden die Resonanzfrequenzen der untersuchten Aufbauten nachfolgend einmal bei einem Phasenversatz von 90° und bei 180° abgelesen und mit der rechnerisch ermittelten Resonanzfrequenz verglichen.

Verwendeter Messaufbau, Material und Variationen zur Messung der Resonanzfrequenz f_0:

Für die Untersuchung wurden verkleinerte Prüföffnungen (außerhalb von den vorhandenen Prüfständen) verwendet. Gründe dafür waren, dass die ersten Plattenmoden der einzelnen Bauteilschichten (soweit möglich) der untersuchten Aufbauten außerhalb des betrachteten Frequenzbereiches lagen. Des Weiteren ist die Resonanzfrequenz größenunabhängig und aufgrund der kleinen Prüfkörperdimensionen ein schnellerer Umbau möglich ist (siehe Abbildung 35 und Abbildung 36). Da die Messserie außerhalb von Schallpegelprüfständen ausgeführt wurde (siehe Anhang 10) konnte weder das Schalldämm-Maß noch der Norm-Trittschallpegel gemessen werden.

Deckenaufbauten:

Für die Decken wurde eine Öffnung gewählt die eine Elementgröße (Breite × Länge) von (1100 × 1300) mm² zulässt. Darin wurden eine 140 mm dicke Stahlbeton- (SB), Holzmassiv- (HM) und eine 160 mm Holzrahmendecke (HR) eingebaut. Bei den Decken wurden die folgenden Schichten variiert:

- Estrichsystem: Fertigteil-Zementestrich und ein Trockenestrich inklusive Trittschalldämmung (Mineralwolle mit s‘ = 33 MN/m³)
- Trittschalldämmung: Elastomer (s‘ = 11 MN/m³); Mineralwolle (s‘ = 14 MN/m³) und EPS (s‘ = 139 MN/m³)
- Schüttung: Grunddecke ohne und mit 60 mm Splittschüttung (lose nicht gebunden)

- Abhängung: Grunddecken SB und HM mit 60 mm Direktschwingabhänger und 2 × 12,5 mm GKF Beplankung. Auf der HR kam 30 mm Holzlattung, 27 mm Federschienen und 60 mm Direktschwingabhänger mit 2 × 12,5 mm GKF Beplankung zum Einsatz.

Die zur Berechnung benötigten Materialparameter, wie z. B. Flächenmassen und dynamische Steifigkeiten der Trittschalldämmungen wurden bestimmt, um die Berechnung der jeweiligen Resonanzfrequenz vorzunehmen. Bei den Abhängungen wurde nur die dynamische Steife der Luft verwendet, da diese in der ÖNORM B 8115-4:2003 vorgegeben wird.



Abbildung 35: Links: Die Prüföffnung für Decken von unten bei der Montage einer Beplankung. Rechts: Die Prüföffnung unten mit der Unterkonstruktion für eine Unterdecke mit Direktschwingabhängern und Schrauben für Beschleunigungssensoren zur Messung der Grunddecke.

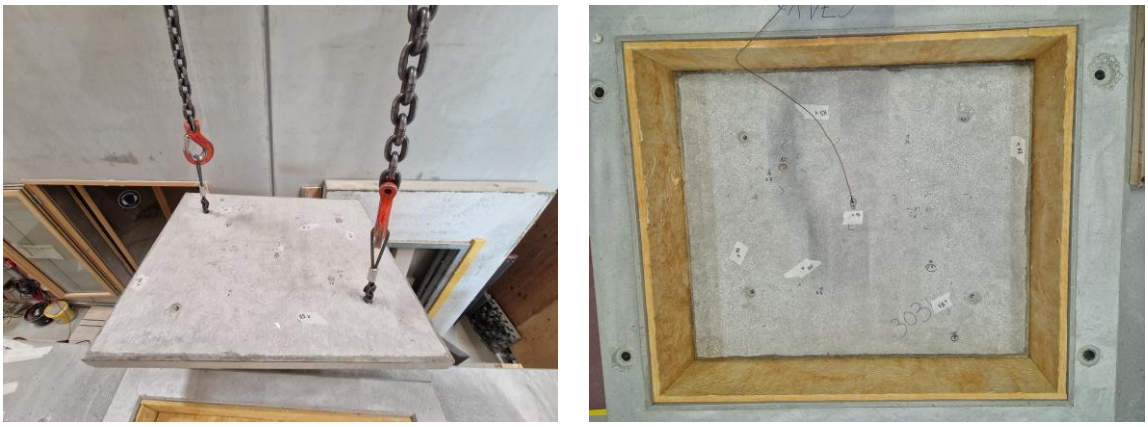


Abbildung 36: Links: Verheben des Fertigteil-Zementestrich für die verkleinerte Prüföffnung. Rechts: Die Prüföffnung von oben mit aufgelegtem Estrich und angebrachtem Referenzsensor.

Zur Bestimmung der Übertragungsfunktion wurden erregerseitig und antwortseitig Beschleunigungssensoren (BS) verwendet. Das heißt es wird die ÜF zwischen den beiden Auslenkungen erreger- und antwortseitig betrachtet. Auf der Erregerseite wurde ein BS, als Referenzsensor, eingesetzt, der über den jeweiligen Antwortsensoren angebracht war. Diese Antwort-BS waren bei den zweischaligen Systemen auf der Grunddecke montiert. Bei den

dreischaligen Systemen wurden sowohl BS auf, der Grund- und der Unterdecke befestigt (siehe Abbildung 37). Zur Bestimmung einer ÜF wurde die Decke (im Allgemeinen oben auf dem Estrich) mit einem Gummihammer (m = 500 g) an sechs Positionen angeregt. Danach wurde der Referenzsensor über dem nächsten Antwortsensor platziert und wieder angeregt, um für diese Position die ÜF zu bestimmen.

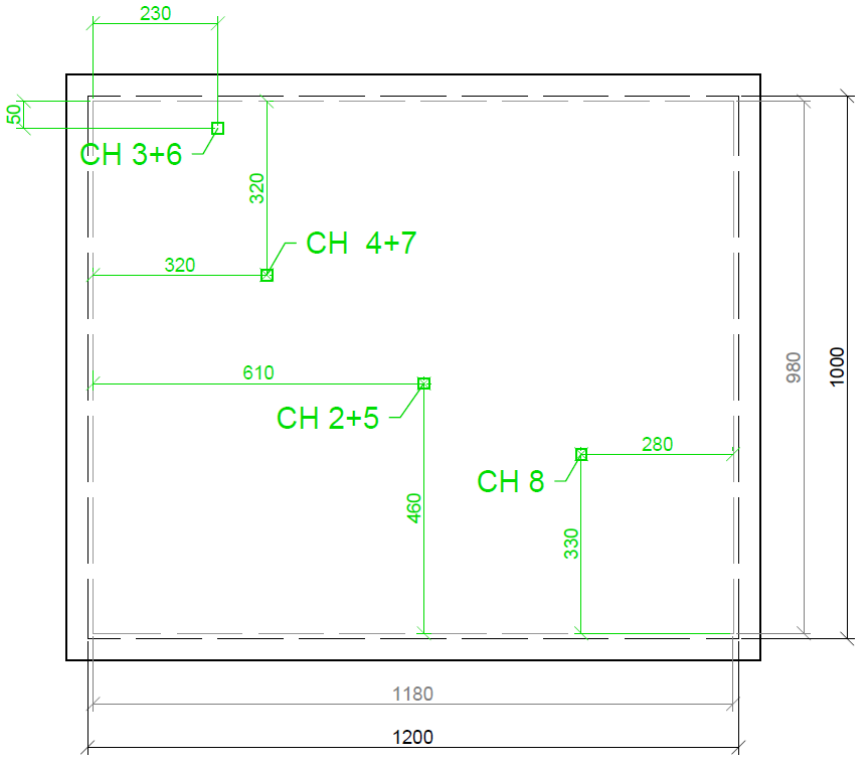


Abbildung 37: Schematische Darstellung mit der Anordnung der Beschleunigungssensoren (antwortseitig) auf der Grund- und der Unterdecke. Die BS CH2-4 waren mit der Grunddecke verbunden und die BS CH5-8 waren auf der jeweiligen Unterdecke fixiert.

Wandaufbauten:

Im Fall der Wände wurde die Fensteröffnung mit einer Elementgröße (Breite × Höhe) von (1230 × 1480) mm² verwendet. Die untersuchten Wandsysteme waren eine 100 mm Holzmassiv- (siehe Abbildung 38) und eine 240 mm Holzrahmenwand (siehe Abbildung 39). Die Variation bei den Wandsystemen war:

- Installationsebene: 30 mm Holzlattung, 27 mm Federschienen mit 12,5 mm GKF Beplankung (siehe Abbildung 40)



Abbildung 38: In der Fensterwand eingebaute Holzmassivwand: Auf der linken Seite Aufbau einer Installationsebene und auf der rechten Seite mit fertig aufgebauter Installationsebene und Beplankung.



Abbildung 39: In der Fensterwand eingebaute Holzrahmenwand: Auf der linken Seite Aufbau einer Installationsebene und auf der rechten Seite eingebrachte Schraube zur Messung der inneren Ebene.



Abbildung 40: Die zwei Arten der untersuchten Installationsebenen: Auf der linken Seite mit Vollholzlattung und auf der rechten Seite mit Federschiene.

Die Übertragungsfunktion wurde analog zu den Deckenaufbauten mit Beschleunigungssensoren bestimmt. Diese Antwort-BS waren bei den zweischaligen Systemen auf der Grundwand montiert. Bei den dreischaligen Systemen wurden sowohl BS auf der Grundwand und der Installationsebene befestigt (siehe Abbildung 41). Zur Bestimmung einer ÜF wurde die Wand (im Allgemeinen auf der Grundwand) mit einem Gummihammer (m = 500 g) an sechs Positionen angeregt. Danach wurde der Referenzsensor über dem nächsten Antwortsensor platziert und wieder angeregt, um für diese Position die ÜF zu bestimmen.

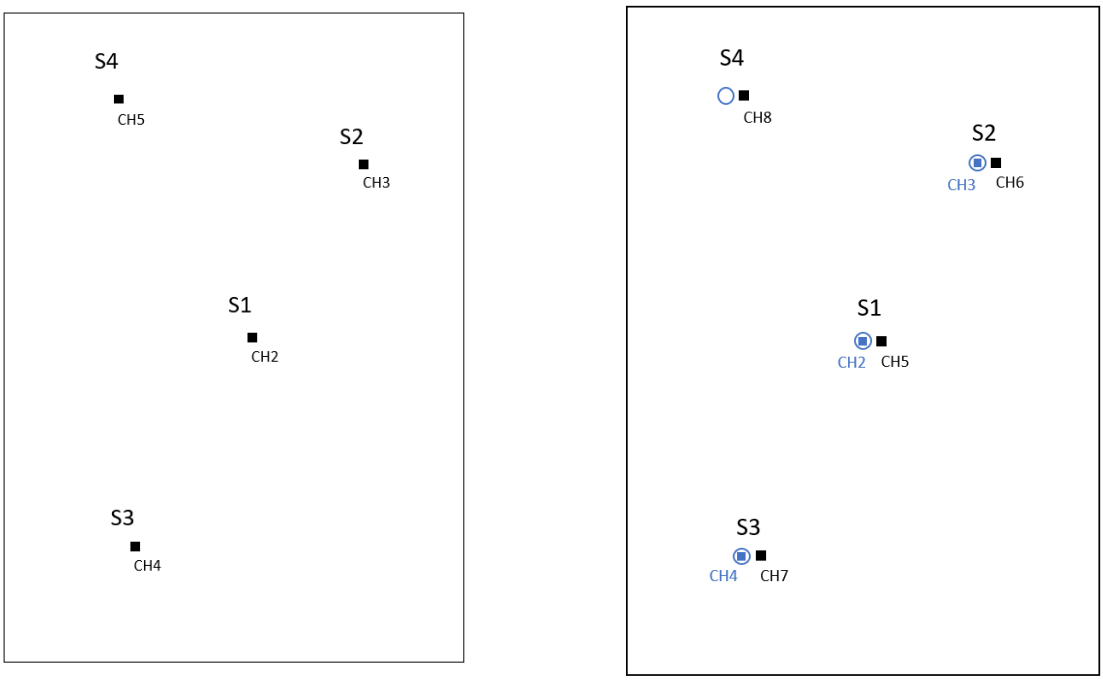


Abbildung 41: Schematische Darstellung mit der Anordnung der Beschleunigungssensoren (antwortseitig) auf der Grundwand und der Installationsebene. Auf der linken Seite das zweischalige System (Brettsperrholzwand) mit Installationsebene. Auf der rechten Seite das dreischalige System mit Installationsebene. Die BS CH2-4 (blau) waren mit der Grundwand verbunden und die BS CH5-8 (schwarz) waren auf der jeweiligen Installationsebene fixiert.

Im Rahmen anderweitiger Messungen wurde eine zweiseitig verputzte Kalksandsteinwand mit einer freistehende Vorsatzschale eingebaut. Es wurden somit weitere Resonanzfrequenzmessungen an der Kalksandsteinwand entsprechend Tabelle 11 ausgeführt. Der Aufbau der Wand erfolgte im Standard-Prüfrahmen mit einer Dimension (Höhe × Breite) von (2700 × 4000) mm²: Damit ergibt sich eine Prüffläche von 10,8 m². Von diesem Wandaufbau wurde sowohl das Schalldämm-Maß als auch die Resonanzfrequenz gemessen. Die Anordnung der Sensoren ist in Abbildung 41 angegeben.

Tabelle 11: Aufbau der untersuchten Kalksandsteinwand mit Vorsatzschale

Dicke		Material / Schicht
5,0	mm	Putz, m‘ = 3,7 kg/m²
240,0	mm	Kalksandsteinwand, m‘ = 418,1 kg/m²
5,0	mm	Putz, m‘ = 3,7 kg/m²
105,0	mm	Luftraum, ausgedämmt mit Mineralwolle, Dichte 12,8 kg/m³
50,0	mm	Metallständerwerk ausgedämmt mit Mineralwolle, Dichte 12,8 kg/m³
37,5	mm	Gipskartonplatte, 3 × 12,5 mm mit m‘ = 3 × 18,2 kg/m²
442,5	**mm**	**Gesamtdicke**

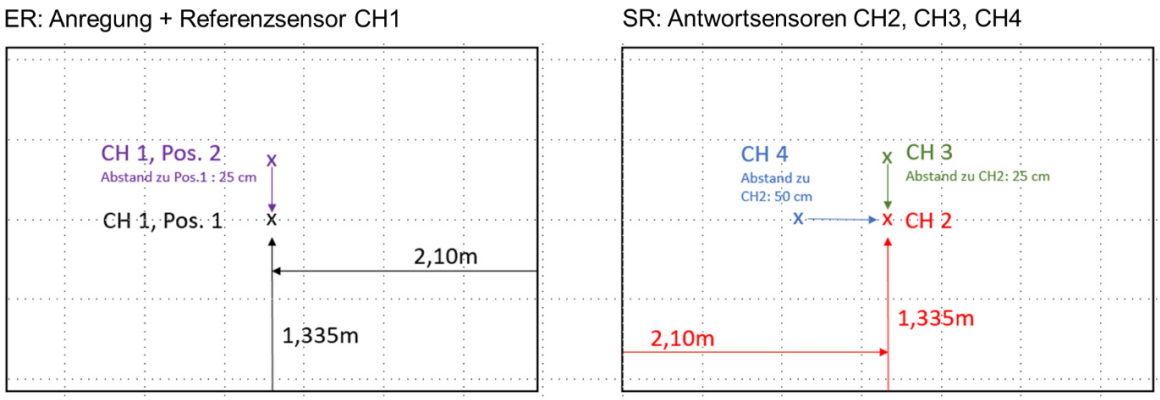


Abbildung 42: Schematische Darstellung mit der Anordnung der Beschleunigungssensoren auf der Grundwand und der Vorsatzschale (zweischaliges System). Auf der linken Seite anregeseitig im Empfangsraum (ER) mit dem Referenzsensor CH1. Auf der rechten Seite antwortseitig im Senderaum (SR) mit den Beschleunigungssensoren CH2 bis CH4.

3.6.3 Messung mittels Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden

Die Beschreibung der Methode kann Anhang 11 entnommen werden.

3.7 Vereinfachte Prognosemodelle

Aufgrund des mehrschichtigen Aufbaus von Holzbauteilen ist die Prognose der Schalldämmung dieser Bauteile eine herausfordernde Aufgabe und noch nicht abschließend gelöst. Im Zuge des Forschungsprojekts wurden vereinfachte Prognosemodelle auf ihre praktische Anwendbarkeit hin untersucht.

3.7.1 Modellauswahl

Als geeignetes vereinfachtes Prognosemodell mit ausreichendem Detailierungsgrad wurde zunächst jenes von [69] festgelegt. Dieses semiempirische Modell ermöglicht ergänzend zur Prognose des bewerteten Schalldämm-Maßes der Grundwand, die Berechnung der Änderung des bewerteten Schalldämm-Maßes durch die einzelnen Schichten, wie zusätzliche Beplankungen, Wärmedämmverbundsysteme (WDVS), Außenbekleidungen oder Installationsebenen sowohl für Holzrahmen-, als auch Holzmassivwände. Getrennte Ständer von Holzrahmenwänden werden in der Berechnung ebenfalls berücksichtigt. Als zweites Modell wurde das WDVS-Modell von [70] ausgewählt. Dieses beruht auf einem ähnlichen Prinzip, allerdings liegt der Fokus auf Holzrahmenwänden mit WDVS. Als Eingangsgröße muss im Unterschied zu [69] das bewertete Schalldämm-Maß der Grundwand ohne WDVS bekannt sein. [70] hatte das Ziel eine Verbesserung der einfachen Prognose gegenüber bestehenden Modellen, wie u. a. [69], zu erreichen. Ergänzend zu der Auswertung nach [70] wurde der WDVS-Abschnitt aus [69] separat wie das Modell von [69] angewandt. D. h., zu

einem bekannten bewerteten Schalldämm-Maß der Grundwand wird die prognostizierte Änderung des bewerteten Schalldämm-Maßes durch ein WDVS addiert. In den Ergebnissabbildungen ist diese Methode als „Rabold et al. (2006) – WDVS“ kenntlich gemacht.

3.7.2 Eingangsdaten

Für die Analyse der prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße durch das Modell in [69] wurden 45 Holzrahmen-, 31 Holzmassivaußenwände, sowie 8 Holzrahmentrennwände aus drei unterschiedlichen Projekten herangezogen. Die Holzrahmenwände wurden im Zuge des Projektes gemessen. Hierbei ist der geringe, aus Aussteifungsgründen notwendige Schraubenabstand von 50 mm der OSB-Beplankung zu erwähnen.

Die vorhandenen Daten von Holzmassivaußenwände wurden für die Auswertungen in die Datensätze „A“ und „B“ unterteilt. Für das Modell in [70] konnten aus den insegsamt drei Datensätzen wiederum nur jene Wände herangezogen werden, die WDVS aufweisen und für die das bewertete Schalldämm-Maß der Grundwand bekannt ist. Die Anzahl der Wände reduziert sich somit für das Modell nach [70] auf 17 Holzrahmen- und 11 Holzmassivaußenwände.

3.7.3 Implementierung

Um eine schnelle und einfache Auswertung der unterschiedlichen Wände zu ermöglichen, wurde für die Prognosemodelle jeweils ein Python Skript geschrieben. Dieses greift auf eine Excel-Datei zu, in der die Wandaufbauten nach einem einheitlichen Schema abgebildet sind. Vor der finalen Analyse der Ergebnisse wurden einerseits die in [69] angeführte Beispielrechnung eines Wandaufbaus durch das Python Skript ausgewertet und andererseits einzelne Wände sowohl per Hand als auch per Skript ermittelt. Dadurch konnte die Funktionsfähigkeit der Python Skripte verifiziert und programmatische Fehler ausgeschlossen werden.

4 Ergebnisse und Diskussion

Nachfolgend werden exemplarische Ergebnisse zu den durchgeführten Untersuchungen diskutiert. Weitere Projektergebnisse können den Projektpublikationen, aufgeführt in Abschnitt 4.9, entnommen werden. Zusätzlich sind in den Berichten im Anhang tiefergehende Informationen zu finden.

4.1 Außenwände

4.1.1 Holzrahmenbauweise

4.1.1.1 Eigenmoden und Resonanzen

Abbildung 43 zeigt das Schalldämm-Maß R einer offenen Holzrahmenkonstruktion mit einer einseitig aufgeschraubten 12 mm dicken OSB (Bezeichnung in der Grafik: „OSB on studs“). Zusätzlich aufgetragen sind die Schalldämm-Maße von beidseitig geschlossenen, voll gedämmten Holzrahmenbauwänden mit unterschiedlicher Gefachtiefe t. Bei etwa 2500 Hz ist bei allen Varianten der Koinzidenzeinbruch zu erkennen. Der Frequenzbereich der ersten Eigenmode $f_{1,1}$ des OSB ist grau dargestellt. Die errechneten und eingezeichneten MFM-Resonanzen f_0 der geschlossenen Holzrahmenwände fallen in den Frequenzbereich der ersten Eigenmode $f_{1,1}$ des OSB. Aufgrund der sich überschneidenden Effekte, die auch in [71] diskutiert werden, ist die MFM-Resonanz im Kurvenverlauf des Schalldämm-Maßes nicht immer nachweisbar.

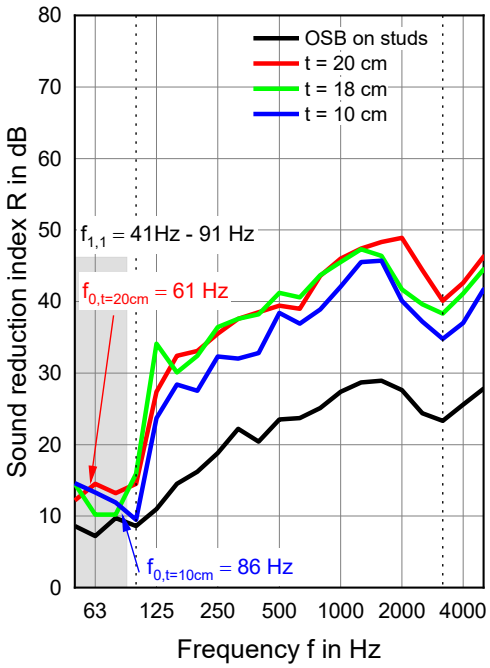


Abbildung 43: Einfluss der Gefachtiefe t auf die Schalldämmung von Holzrahmenwänden ohne Fassade (Achsabstand der Steher e = 62,5 cm) und Darstellung des ersten Eigenfrequenzbereichs $f_{1,1}$ der OSB und der MFM-Resonanzen f_0 für unterschiedliche Gefachtiefen

Abbildung 44 zeigt das Schalldämm-Maß der geschlossenen Holzrahmenkonstruktionen mit einer Gefachtiefe t = 10 cm und unterschiedlichen Steher-Achsabständen e. Ebenfalls in die Grafik eingezeichnet sind die MFM-Resonanz bei gegebener Gefachtiefe (f_0 = 86 Hz) sowie die Frequenzbereiche der ersten Eigenmoden $f_{1,1}$ bei den unterschiedlichen Achsabständen. Bei allen Varianten tritt im Bereich der errechneten Eigenmode $f_{1,1}$ ein Einbruch in der Schalldämmung auf. Im Gegensatz dazu ist der Einbruch durch die MFM-Resonanz f_0 (der bei 86 Hz zu erwarten wäre) für e = 20 cm nicht und für e = 31,3 cm ggf. im 63 Hz Terzband nachweisbar. Bei e = 62,5 cm liegt f_0 im Frequenzbereich von $f_{1,1}$. Dennoch ist ein typischer Resonanzeinbruch im 100 Hz Terzband sichtbar. Die erhöhte Körperschallübertragung durch eine höhere Anzahl an Stehern bei den Varianten mit e < 62,5 cm senkt zudem das Schalldämm-Maß im mittleren Frequenzbereich bis zur Koinzidenzfrequenz der Bekleidung ab.
Ein geringer Achsabstand zwischen den Stehern führt jedoch auch zu einer erhöhten Schalldämmung im unteren Frequenzbereich (< 100 Hz), wie Abbildung 44 zeigt. Bei der Wand mit sehr geringem Steherabstand (e = 20 cm) verschwindet der Resonanzeinbruch durch f_0. Dies bestätigt die Ergebnisse in [71].

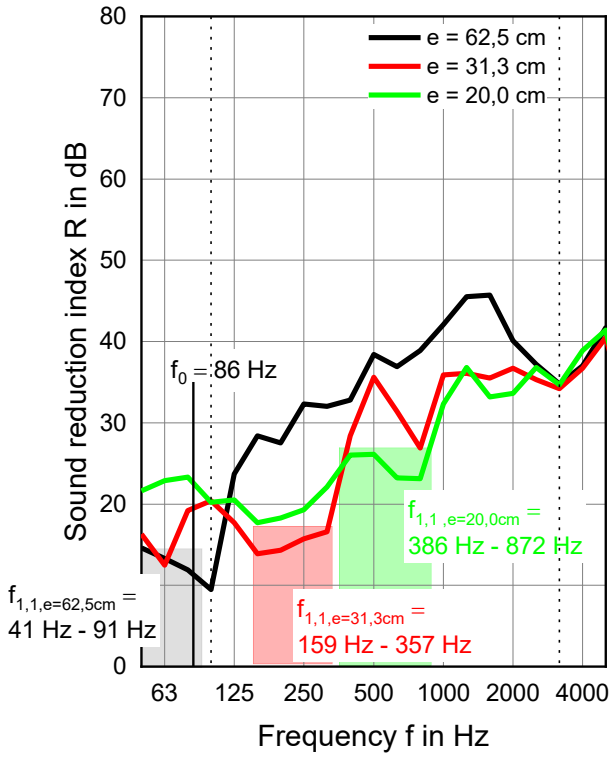


Abbildung 44: Einfluss des Achsabstandes e der Steher bei vollgedämmten Holzrahmenwänden ohne Fassade (OSB-Steher-OSB, Gefachtiefen t = 10 cm) und Darstellung des Frequenzbereichs der ersten Eigenfrequenz $f_{1,1}$ des OSB sowie der MFM-Resonanzen f_0 des Wandaufbaus

Das WDVS an sich kann ebenfalls als MFM-System mit entsprechender Resonanzfrequenz betrachtet werden. Abbildung 45 zeigt die Schalldämm-Maße aller untersuchten WDVS, welche auf eine innenseitig offene Holzrahmenwand ohne Gefachdämmung aufgebracht sind. Zusätzlich ist das Schalldämm-Maß der einseitig, mit OSB beplankten Wand ohne WDVS

dargestellt. Die berechneten Resonanzfrequenzen stimmen gut mit den Einbrüchen in den gemessenen Schalldämmkurven überein. Wie in der Grafik ersichtlich, senkt der Resonanzeffekt durch f_0 das Schalldämm-Maß im betreffenden Frequenzbereich unter die Werte der reinen OSB. Je geringer die dynamische Steifigkeit des WDVS-Dämmstoffs, desto früher (in Bezug auf die Frequenz) wird der bauakustische Vorteil des zweischaligen WDVS genutzt und das Schalldämm-Maß steigt an.

Die höhere Schalldämmung des MW-Systems unter $f_{0,MW}$ im Vergleich zu den EPS-Systemen resultiert aus dem dickeren Putz und dem etwas schwereren Dämmmaterial. Ein Koinzidenzeffekt ist bei 2500 Hz beim elastifizierten EPS- und bei 3150 Hz beim Standard-EPS-WDVS sichtbar. Beim MW-System ist ein Koinzidenzeffekt nicht eindeutig erkennbar. Der deutliche Abfall zwischen 630 Hz und 800 Hz bedarf weiterer Untersuchungen zur Klärung.

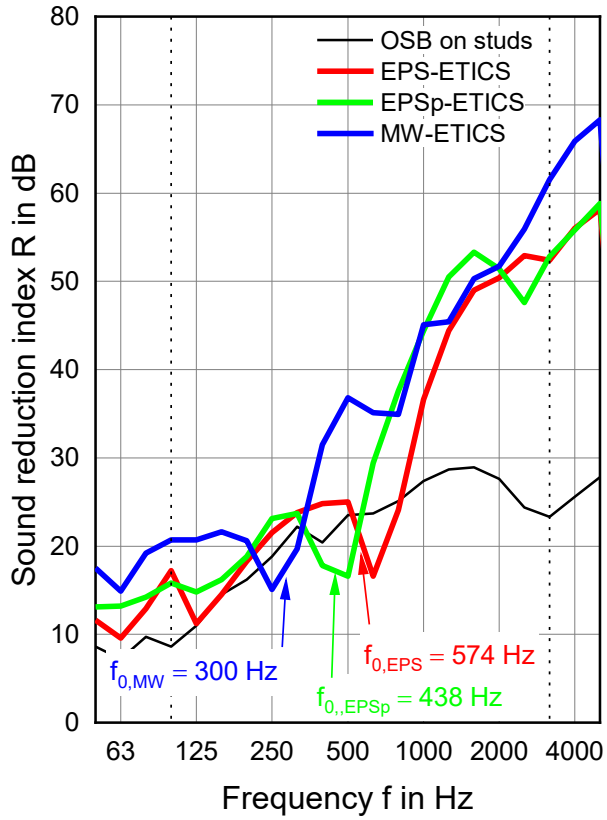


Abbildung 45: Schalldämm-Maße von WDVS aus verschiedenen Dämmstoffen (Dicke t = 100 mm) auf innenseitig offenen Holzrahmenwänden ohne Gefachdämmung mit entsprechenden m-s-m-Resonanzen sowie der reinen OSB auf Stehern

4.1.1.2 Einfluss von WDVS-Dämmstoff und Beplankungen

Abbildung 46 zeigt das Schalldämm-Maß aller untersuchten Wände mit 100 mm WDVS sowie der Grundwand ohne WDVS. Die entsprechenden Einzahlangaben R_w | $R_w + C_{50\ 5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ sind in der Legende des Diagramms angegeben.

Die Kurvenverläufe ähneln in einigen Punkten den Ergebnissen in Abbildung 45. Zunächst fallen die Schalldämm-Maße im Bereich der MFM-Resonanzen der WDVS unter die Werte der

Grundwand. Des Weiteren kommt es zu Verschiebungen der MFM-Resonanz, welche primär auf die unterschiedliche dynamische Steifigkeit der WDVS-Dämmstoffe zurückzuführen sind. Außerdem zeigt sich ein Einbruch bei 630 Hz bei der Wand mit MW-WDVS. Dieser ist auch in der Kurve der Grundwand zu beobachten. Der Grund hierfür ist noch unklar.

Unter Berücksichtigung möglicher Messunsicherheiten unterscheiden sich die Einzahlkennwerte der Wände mit WDVS nur geringfügig. Es gibt jedoch einen Trend zu höheren Einzahlkennwerten mit Faser-WDVS im Vergleich zu Schaum-WDVS, insbesondere bei den R_w-Werten.

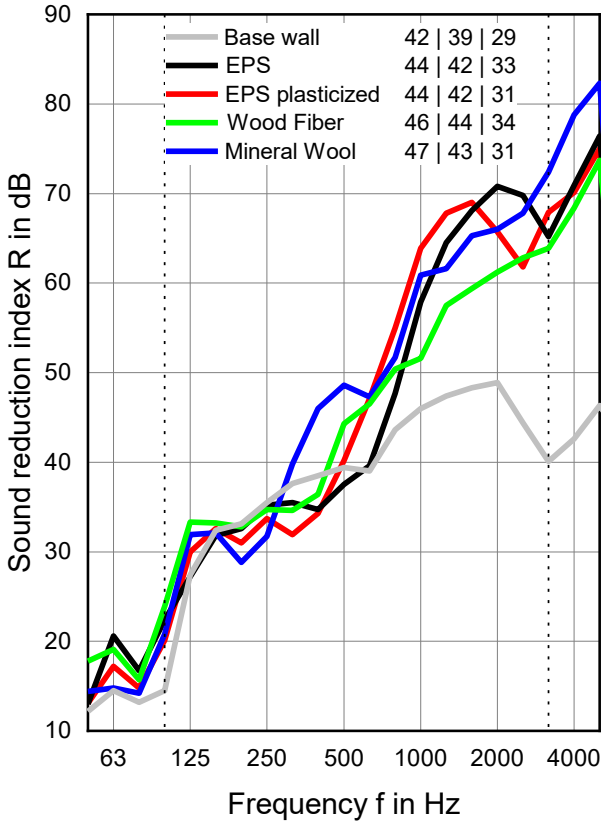


Abbildung 46: Einfluss verschiedener WDVS-Dämmstoffe sowie die Schalldämmung der Grundwand ohne WDVS. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

Anhand von Abbildung 47 wird ersichtlich, wie sich die geänderte Dicke des Holzfaser-WDVS-Dämmstoffes auswirkt. Die Grafik verdeutlicht, dass bei einer dünneren WDVS-Dämmung (d. h. höhere dynamische Steifigkeit des Dämmstoffs) der Einbruch aufgrund der MFM-Resonanz höherfrequent auftritt als bei einem dickeren WDVS-Dämmstoff desselben Materials. In Kombination mit dem Einbruch aufgrund der Verschraubung um 200 Hz entsteht ein relativ breiter Einbruch in der Schalldämmung. Der untere Frequenzbereich wird durch die dünnere, und somit auch etwas leichtere, WDVS-Dämmung nur gering beeinflusst. Der Gewichtsunterschied ist zu gering, um hier einen deutlichen Effekt zu erzeugen.

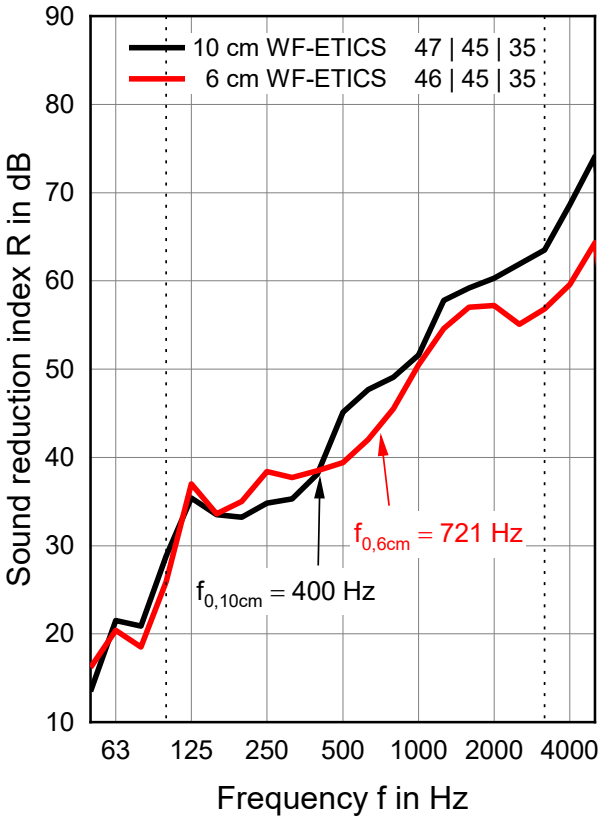


Abbildung 47: Einfluss einer veränderten WDVS-Dicke (10 cm vs. 6 cm Holzfaser-WDVS an der Grundwand mit t = 24 cm) mit entsprechenden MFM-Resonanzen f_0 des WDVS. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

Abbildung 48 und Abbildung 49 verdeutlichen den Einfluss von zusätzlichen innenseitigen Beplankungen an den Wänden mit MW- und EPS-WDVS. Erwartungsgemäß nimmt die Schalldämmung mit zunehmendem Gewicht der Beplankungen, meist über den gesamten Frequenzbereich, zu. Die Verwendung von Gipsfaserplatten anstelle von OSB oder Gipskartonplatten wirkt sich ebenfalls positiv aus, insbesondere wenn eine 18 mm Gipsfaserplatte anstelle einer 12,5 mm OSB verwendet wird.

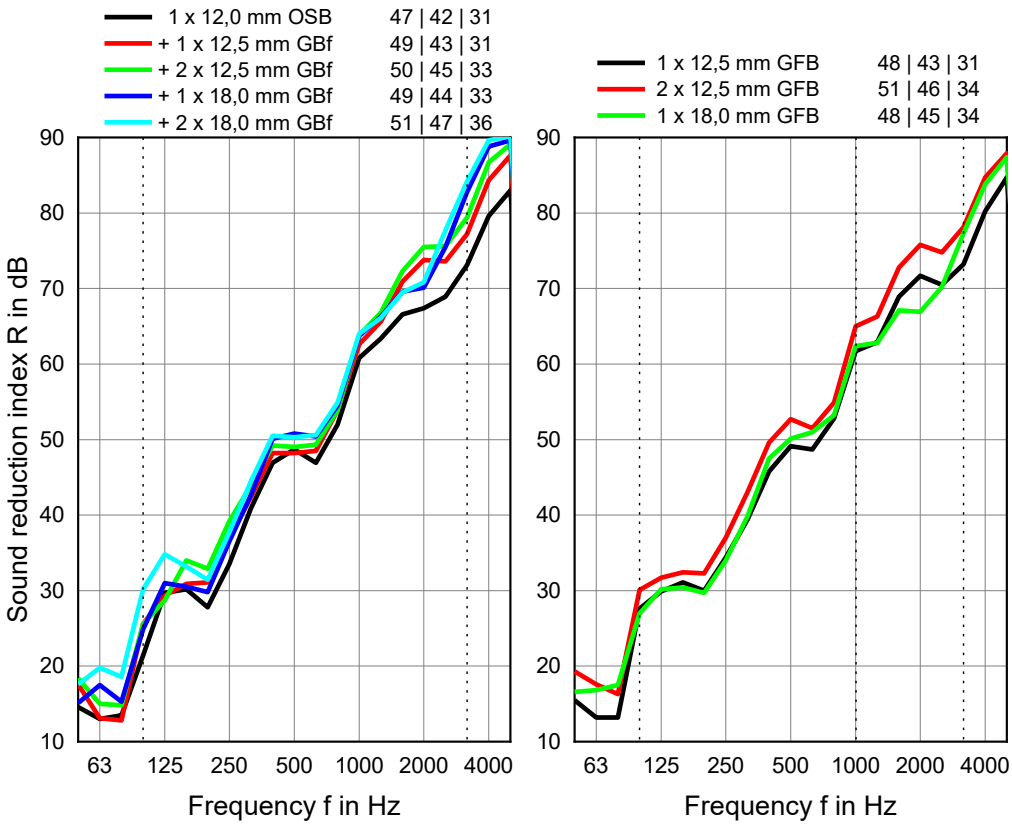


Abbildung 48: Einfluss verschiedener innenseitiger Beplankungen auf einer Holzrahmenwand mit MW-WDVS, links: Gipskartonfeuerschutzplatten (GBf) auf OSB, rechts, Gipsfaserplatten (GFB). Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

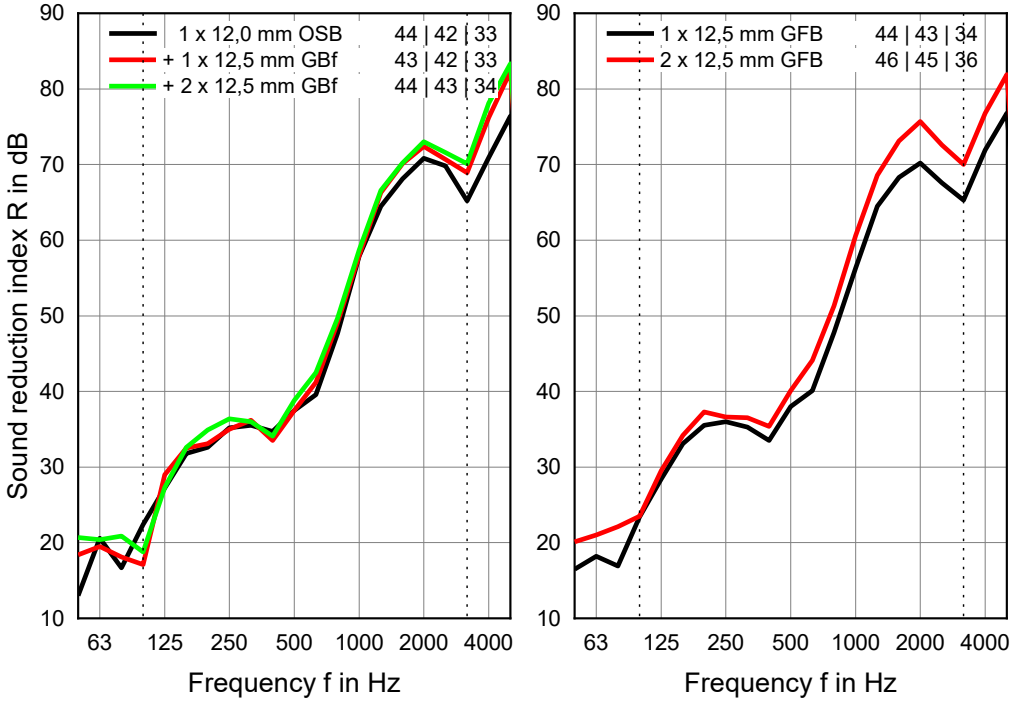


Abbildung 49: Einfluss verschiedener innenseitige Beplankungen auf einer Holzrahmenwand mit EPS-WDVS, links: Gipskartonfeuerschutzplatten (GBf) auf OSB, rechts, Gipsfaserplatten (GFB). Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

4.1.1.3 Einfluss der Gefachtiefe

Abbildung 50 zeigt den Einfluss der Gefachtiefe für die Außenwände mit MW- bzw. WF-WDVS. Die Gefache waren dabei stets voll gedämmt. Die Abbildung verdeutlicht, dass ein tieferes Gefach eine niedrigere MFM-Resonanz und damit einen früheren Anstieg des Schalldämm-Maßes zur Folge hat.

Bei der Wand mit MW-WDVS führt eine Änderung der Gefachtiefe von 16 cm auf 24 cm zu einer Erhöhung um 10 dB bei 100 Hz und einer Erhöhung des $R_w + C_{tr,50\ 5000}$ Wertes um 2 dB. Bemerkenswert ist auch eine Erhöhung um 5 dB bei 500 Hz.

Bei der Wand mit WF-WDVS ist der Effekt eines um 4 cm tieferen Gefachs (von 20 cm auf 24 cm) lediglich unter 25 Hz wesentlich und führt zu einem um 5 dB erhöhten Schalldämm-Maß bei 100 Hz und 80 Hz. Die Einzahlkennwerte erhöhen sich jeweils um 1 dB.

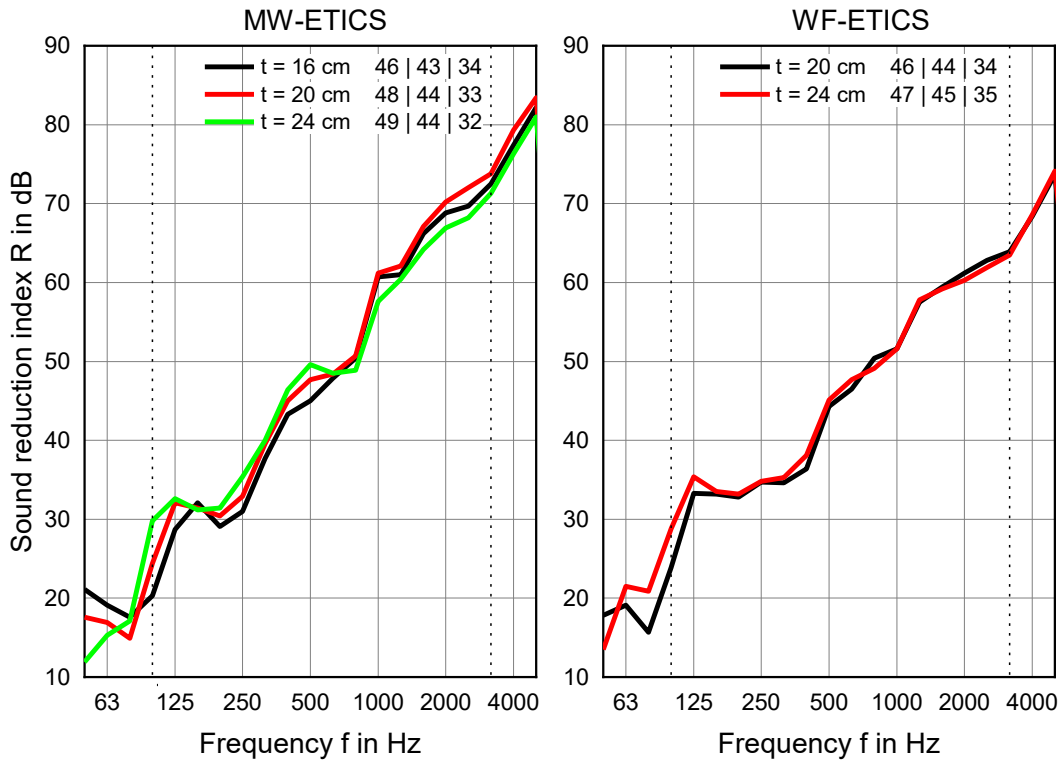


Abbildung 50: Einfluss der Gefachtiefe auf das Schalldämm-Maß der vollgedämmten Holzrahmenwände mit 10 cm Mineralfaser- (MW, links) und 10 cm Holzfaser-WDVS (WF, rechts). Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

4.1.1.4 Einfluss des Steherabstandes

Abbildung 51 zeigt, wie ein veränderter Ständerabstand bei einer Holzrahmenwand mit MW-WDVS das Schalldämm-Maß beeinflusst. Die erste Eigenfrequenz $f_{1,1}$ der steiferen Wand (e = 31,5 cm) und die MFM-Resonanz des WDVS liegen beide bei etwa 250 Hz. Im unteren Frequenzbereich (< 100 Hz) ist das Schalldämm-Maß der steiferen Wand höher als der flexibleren Wand (e = 61,5 cm) und weist einen Einbruch bei 50 Hz statt bei 80 Hz auf. Dies entspricht im Wesentlichen dem Verhalten der Grundwände in Abbildung 44.

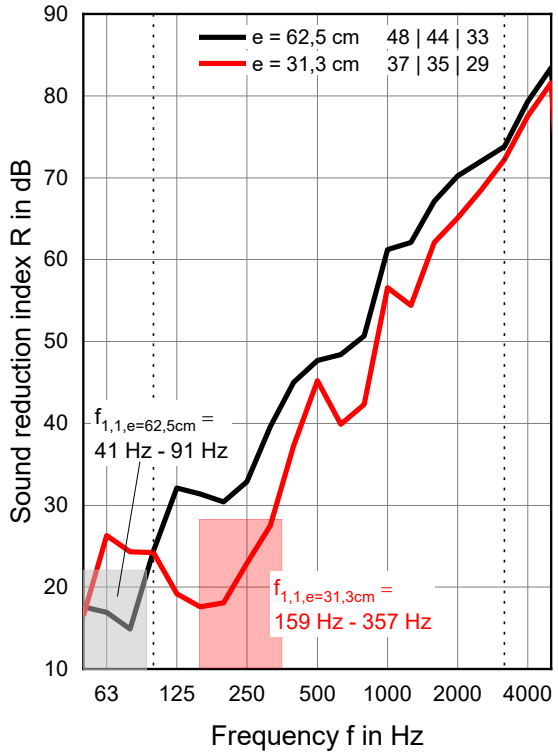


Abbildung 51: Einfluss des Steherachsmaßes e bei Holzrahmenwänden mit MW-WDVS (Gefachtiefe der Grundwand t = 20 cm) sowie Frequenzbereiche der ersten Eigenfrequenzen $f_{1,1}$ der OSB. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

4.1.1.5 Einfluss einer Installationsebene

Die nachfolgenden Grafiken verdeutlichen die Schalldämmung einer Holzrahmenwand mit MW-WDVS mit und ohne zusätzlicher innenseitiger Installationsebenen aus:

- 60 mm vertikalen Latten (Abbildung 52, links)
- 27 mm Federschienen (Abbildung 52, rechts)
- vorgesetzte Metallprofilen mit 100 mm Beplankungsabstand (Abbildung 53)

Die Diagramme verdeutlichen prinzipiell, dass die Unterkonstruktion der Installationsebene möglichst von der Grundwand entkoppelt sein sollte.

Innenseitige Beplankungen auf einer Unterkonstruktion aus 60 mm Latten sind im Vergleich zu einer Unterkonstruktion aus 27 mm Federschiene weitaus weniger effizient. Die akustische Wirkung des 3 mm Schaumstoffbandes unterhalb der Federschiene ist dabei vernachlässigbar. Die beste Schalldämmung kann mit einer vollständig entkoppelten, Vorsatzschale erreicht werden (plus 9 dB bis 20 dB in den Einzahlkennwerten). Je schwerer die Gipsplatten, desto größer sind die akustischen Verbesserungen. Bei schweren Beplankungen kann die MFM-Resonanz der Installationsebene in niedrigere Frequenzen verschoben werden (siehe Abbildung 52 rechts und Abbildung 53 bei etwa 63 Hz).

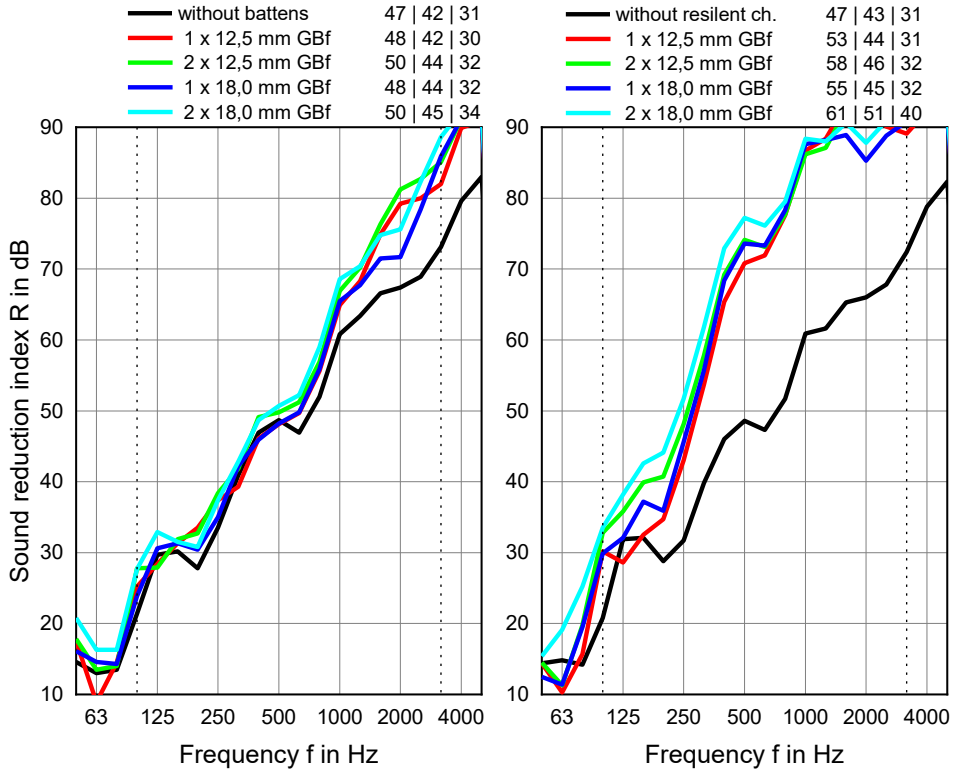


Abbildung 52: Einfluss von Gipskartonfeuerschutzplatten (GBf) auf 60 mm Latten (links) und auf 27 mm Federschienen (rechts) an einer Holzrahmenwand mit MW-WDVS. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

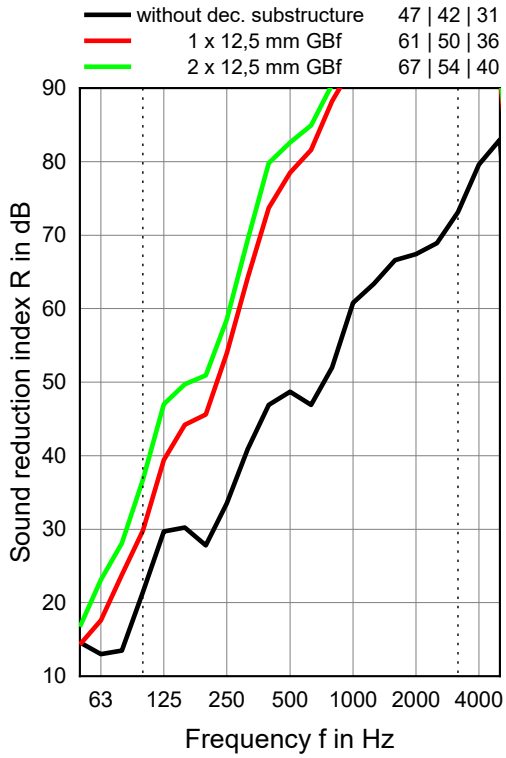


Abbildung 53: Einfluss von Gipskartonfeuerschutzplatten (GBf) auf entkoppelte CW75-Profile mit einem Beplankungsabstand zur Grundwand von 100 mm. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

4.1.1.6 Einfluss der Holzschalung

Abbildung 54 zeigt das bauakustische Verhalten der Wände mit einer offenen (links) und geschlossener (rechts) Holzschalung als Fassade im Vergleich zur Wand mit MW-WDVS sowie der Grundwand. In beiden Diagrammen sind Varianten aufgeführt, bei denen die Konterlattung einmal direkt auf den Stehern der Grundwand und einmal zwischen den Stehern, auf der außenseitigen OSB, montiert wurde. Wird die Konterlattung bei einer geschlossenen Schalung direkt auf die Steher montiert, so fällt die Schalldämmung der Wand mit Fassade deutlich unter die Werte der Grundwand ohne Fassade. Der Koinzidenzeinbruch der OSB wird dann jedoch nahezu maskiert. Der Einbruch durch die geschlossene Fassade wird hingegen vermieden, wenn die Konterlattung zwischen den Stehern montiert wird. Bei der offenen Fassade werden die Werte der Grundwand bei beiden Konterlattungsvarianten über einen weiten Frequenzbereich unterschritten.

Bemerkenswert sind die Verbesserungen im Frequenzbereich ≤ 100 Hz, bei beiden Schalungsvarianten, wenn die Konterlattung zwischen den Stehern montiert wird. Dies kann ggf. auf die geänderte Steifigkeit der Schalung, durch die weicheren Einspannbedingung der Konterlattung, zurückgeführt werden. Diesbezüglich sind jedoch noch weitere Untersuchungen notwendig.

Abbildung 54 verdeutlicht auch, dass die Schalldämmung der Wand mit MW-WDVS oberhalb von ca. 250 Hz im Vergleich zu den Wänden mit Holzfassade deutlich höher ist. Wird jedoch die Konterlattung der Schalung zwischen den Stehern der Grundwand montiert, weisen die Wände mit Holzschalung unter 250 Hz ähnliche oder sogar höhere Schalldämm-Maße auf als die Wand mit MW-WDVS.

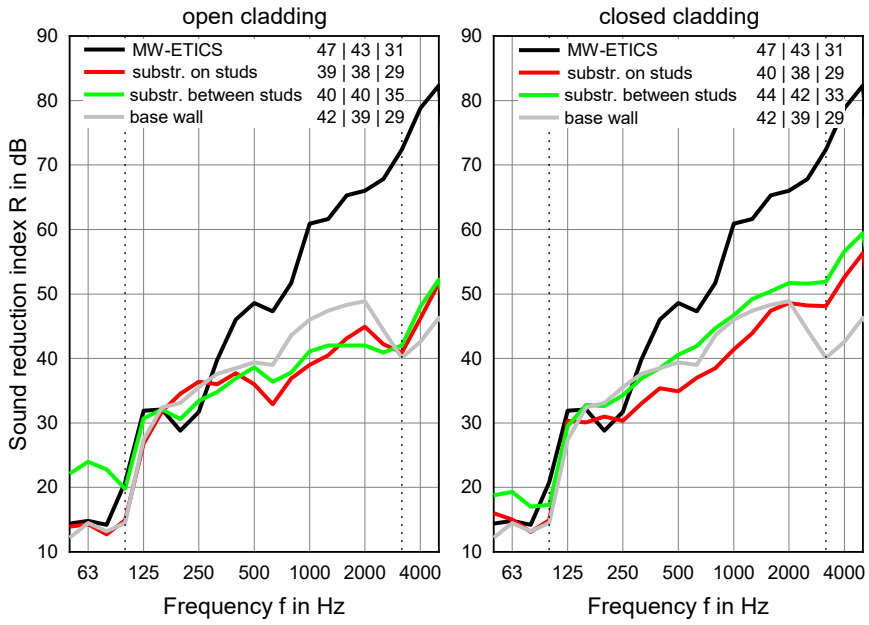


Abbildung 54: Einfluss einer offenen (links) und geschlossenen (rechts) Holzschalung mit vertikalen Konterlatten, welche auf oder zwischen den Stehern der Grundwand montiert sind, sowie Darstellung der Schalldämmung einer Holzrahmenwand mit MW-WDVS und der Grundwand ohne Fassade. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

Die Schalldämmung der Wand mit Holzfassade kann durch eine zusätzliche innenseitige Beplankung weiter verbessert werden, wie Abbildung 55 zeigt. Die Grafik verdeutlicht, dass die Schalldämmung einer Wand mit geschlossener Holzfassade (Konterlattung zwischen den Stehern montiert) und zusätzlicher 2 × 12,5 mm innenseitiger Gipskartonbeplankung unter 200 Hz in einigen Terzbändern um mehrere dB höher ausfällt als bei einer vergleichbaren Wand mit MW-WDVS.

Anzumerken ist hierbei, dass bei der hinterlüfteten Holzfassade die Belüftungsöffnungen an der Ober- und Unterseite während der Messung geschlossen waren, was in der Realität nicht der Fall ist. In [72] war der Einfluss einer offenen oder geschlossenen Lüftungsöffnungen bei einer hinterlüfteten Fassade auf einer Stahlbetonwand nicht signifikant, für Holzrahmenbauwände wird der Einfluss aktuell im Projekt „Coole Hülle“ der Holzforschung Austria untersucht.

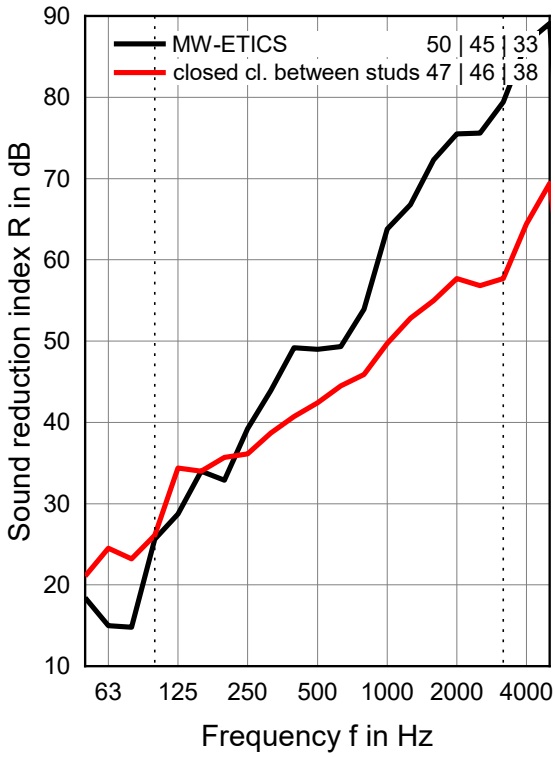


Abbildung 55: Vergleich der Wände mit MW-WDVS und geschlossener Holzschalung (Konterlattung zwischen den Stehern montiert). Beide Wände sind innenseitig mit zusätzlichen 2 × 12,5 mm Gipskartonplatten versehen. Einzahlkennwerte in der Legende: R_w | $R_w + C_{50\text{-}5000}$ | $R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$ in dB

4.1.1.7 Einfluss Dämmstoff

Abbildung 56 zeigt den Einfluss des Gefachdämmstoffs bei einer Holzrahmenaußenwand mit Mineralwolle WDVS. Wie zu erkennen ist, bestehen zwischen einer Dämmung mit Steinwolleplatten und einer Dämmung mit eingeblasener Glaswolle mit vergleichbarer Rohdichte nur sehr geringe Unterschiede im Schalldämm-Maß. Wird der Dämmstoff jedoch mit einer zu hohen Dichte eingebracht, wie es bei der Zellulosedämmung der Fall war, führt dies zu einer Reduktion der Schalldämmung zwischen 100 Hz und 315 Hz.

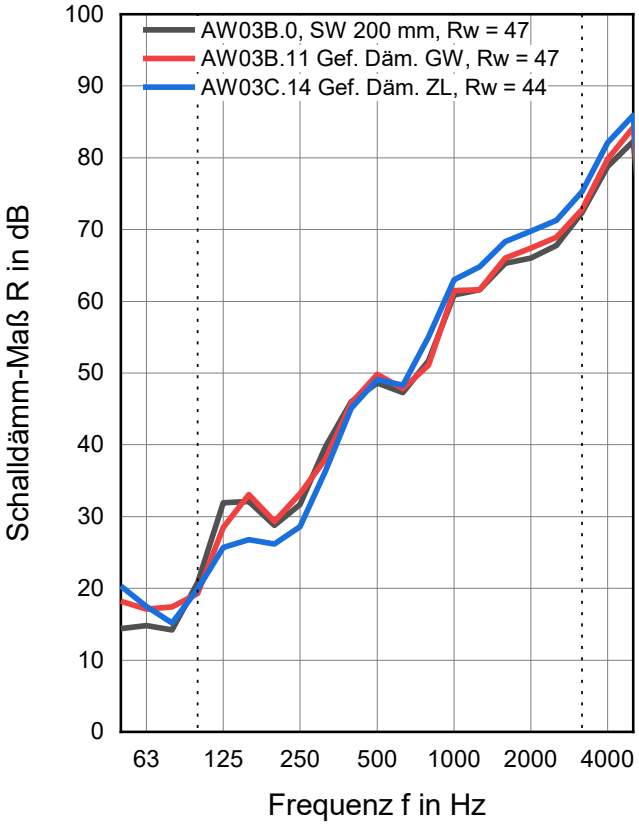


Abbildung 56: Einfluss des Gefachdämmstoffs, schwarz (AW03B.0): Steinwolleplatten mit ρ = 33 kg/m³, rot (AW03B.11): Glaswolle eingeblasen mit ρ = 35 kg/m³, blau (AW03C.14): Zellulose eingeblasen mit ρ = 73 kg/m³

4.1.2 Holzmassivbauweise

Basierend auf der 100 mm Brettsperrholzplatte mit vertikaler Lattung aus KVH 58/158, dazwischen montierter 160 mm dicker „Mineralwolle leicht“ und Windbremse wurde eine erste Messung durchgeführt, welche ein bewertetes Schalldämm-Maß R_w von 46 dB ergab, was Abbildung 57 entnommen werden kann. Naturgemäß ist die Konstruktion in dieser Form nicht in der Praxis einsetzbar, lässt aber Potenzial erkennen.

Im nächsten Schritt wurde eine horizontale Stülpschalung auf Traglattung bzw. Hinterlüftung hergestellt und für diesen Aufbau ein bewertetes Schalldämm-Maß Rw von 38 dB ermittelt.

Um die Wirkung einer Konterlattung zu untersuchen, wurde die Außenschalung und die Lattung im Bereich der Hinterlüftung auf eine horizontale Konterlattung (im Abstand von ca. 65 cm) montiert. Dadurch ergab sich ein teilweise auf 56 mm erweiterter Hinterlüftungsraum zwischen der Windbremse und der Außenfassade. Dies verbesserte das bewertete Schalldämm-Maß Rw auf 42 dB, jedoch mit einem deutlich erkennbaren Einbruch der Schalldämmung bei 80 Hz.

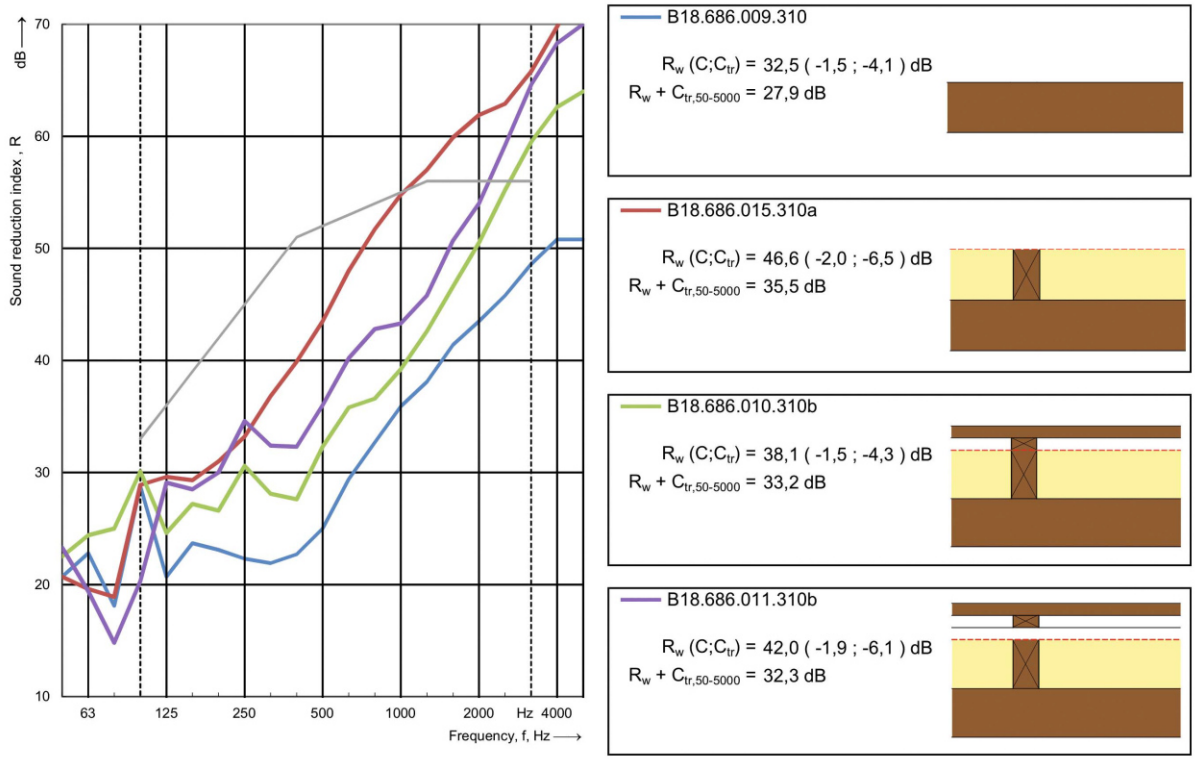


Abbildung 57: Schalldämmung von BSP-Aufbauten ausgehend von der rohen Platte bis zum hinterlüfteten Außenwandbauteil mit Konterlattung unter Verwendung leichter Mineralwolle (gelb).

4.1.2.1 Einfluss Konterlattung

Die Ergebnisse in Abbildung 58 machen deutlich, dass das bewertete Schalldämm-Maß mit hinterlüfteter Fassade merkbar gemindert wird, wenn durch eine eher biegesteife Befestigung der Lattung an der BSP und einer ebenfalls biegesteifen Befestigung der Außenschalung an der Lattung ein verstärkter Eintrag an Schallenergie aus der zum Schwingen angeregten Schalung in die BSP erfolgt. Der Effekt zeigt sich im gesamten Frequenzbereich bereits ab 100 Hz.

Für die Praxis bedeutet das, bei solchen Konstruktionen eher mit Konterlattung zu arbeiten, sofern keine expliziten Anforderungen an die Schalldämmung unter 100 Hz vorliegen. Bezieht man auch den Bereich von 50 Hz bis 100 Hz in die Betrachtung mit ein, ist der Einbruch der Konstruktion mit Konterlattung bei 80 Hz bemerkenswert, der bei einer Direktbefestigung nicht in Erscheinung tritt. Die genaue Ursache dieses Effekts wird noch zu untersuchen sein.

Angemerkt werden soll hier noch der Vollständigkeit halber, dass die baugesetzlich mindesterforderliche Schalldämmung R_w von opaken Außenbauteilen für Wohn- und Bürogebäude in Österreich 43 dB beträgt. Dies wird bei dem Aufbau mit hinterlüfteter Fassade auf Konterlattung bei bauüblichen Anschlüssen bzw. Befestigungen der BSP an den umliegenden Bauteilen noch zu erreichen sein, gegebenenfalls wird man innen noch eine Gipskartonplatte anordnen müssen.

Bei Verwendung schwererer Mineralwolle bei diesem Aufbau, verbessern sich die Ergebnisse um rund 1 dB.

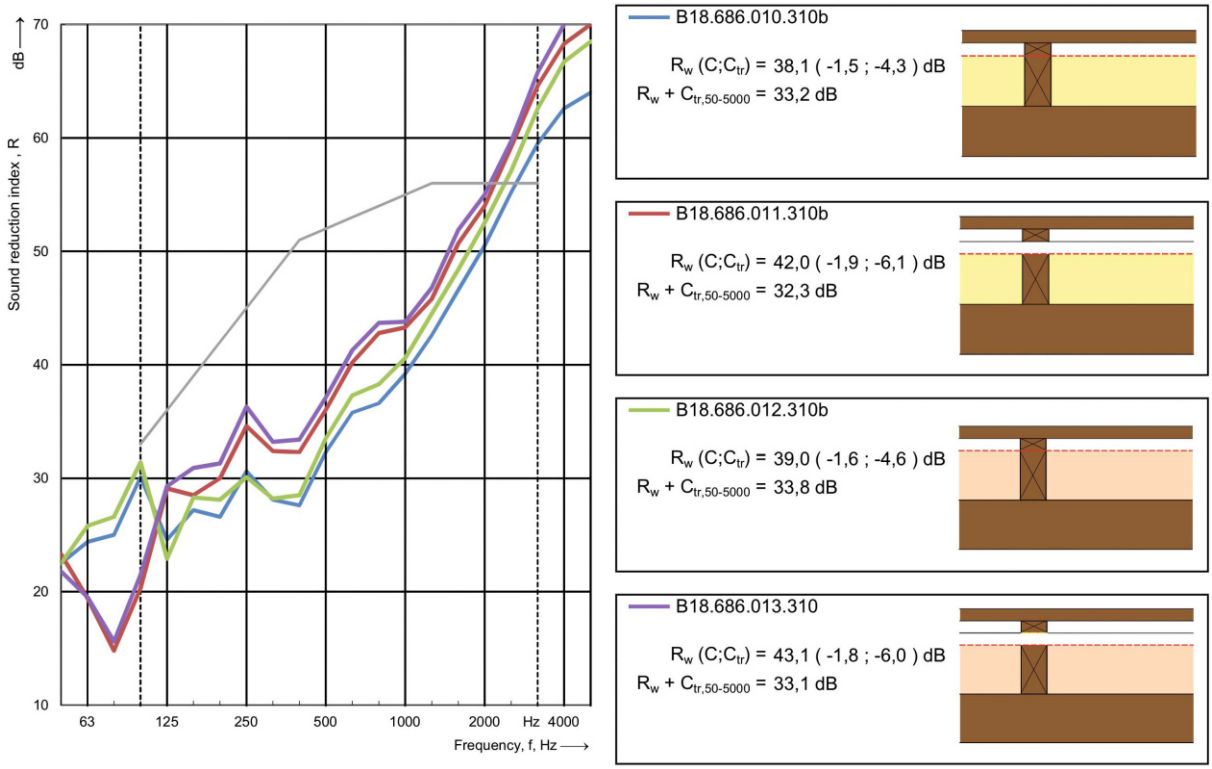


Abbildung 58: Schalldämmung von BSP-Aufbauten mit hinterlüfteter Fassade ohne und mit Konterlattung – Auswirkung der Verwendung schwererer Mineralwolle (rötlich).

4.1.2.2 Einfluss Vorsatzschale

Häufig werden raumseitig Vorsatzschalen eingesetzt. Diese stellen zusammen mit der BSP aus schalltechnischer Sicht ein weiteres Masse-Feder-Masse-System dar. Im Falle einer Direktmontage auf der BSP wird zum Teil die Übertragung der Schwingungsenergie der Vorsatzschale in die BSP-Platte und vice versa ermöglicht.

Abbildung 59 verdeutlicht, dass, ausgehend von der BSP-Wand mit hinterlüfteter Außenfassade, die Vorsatzschale das bewertete Schalldämm-Maß von 38 dB um rund 8 dB verbessert, bei doppelter Beplankung um weitere 1,5 dB. Auch hier hat die Verbesserung des bewerteten Schalldämm-Maßes eine Reduktion der Schalldämmung im tieffrequenten Bereich zur Folge – ein Einbruch der Schalldämmung bei 80 Hz ist zu erkennen. Dennoch verbessert sich insgesamt das bewertete Schalldämm-Maß mit Spektrum-Anpassungswert $C_{tr50-5000}$ leicht von 33 dB auf 35 bzw. 36 dB.

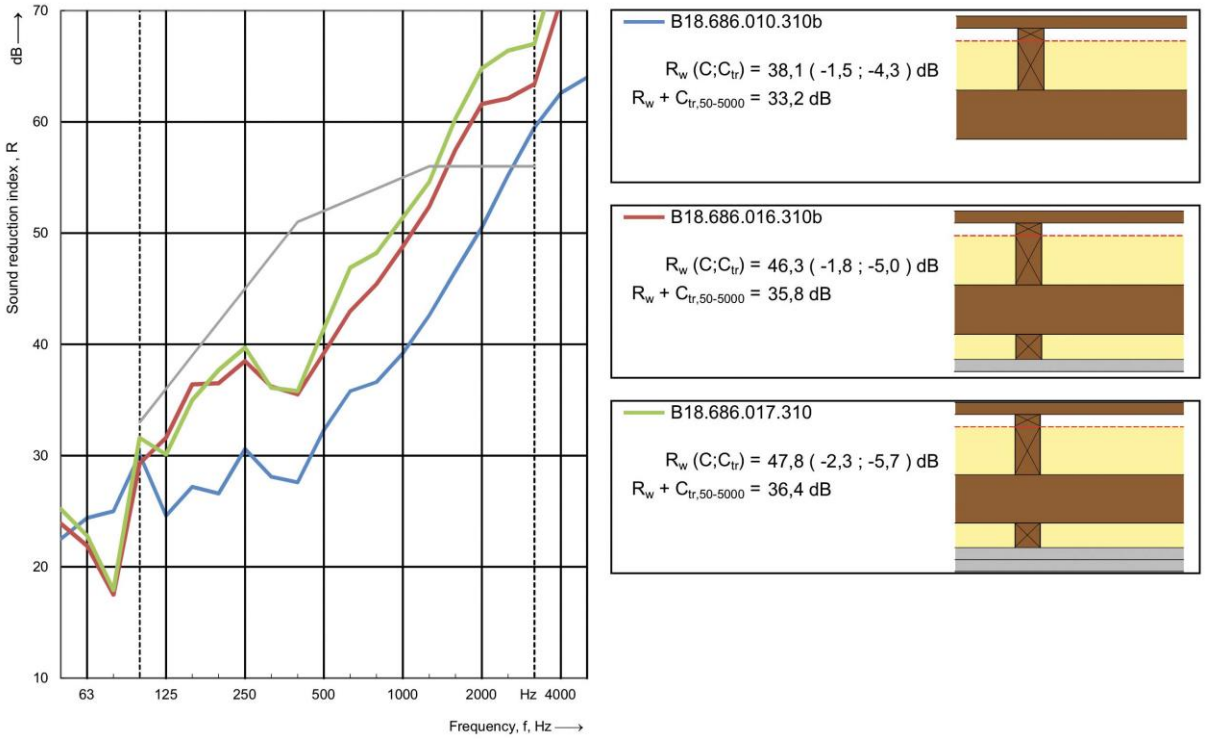


Abbildung 59: Auswirkung der Anordnung einer Vorsatzschale innen, einfach- und doppelt beplankt hinsichtlich der Schalldämmung.

4.1.2.3 Einfluss Schwingbügel

Die Verwendung von Schwingbügeln reduzieren ungünstige Schwingungsübertragung, zum einen durch die federnde Wirkung des Schwingbügels, zum anderen durch die geringere einspannende Wirkung der Verschraubung des Schwingbügels. Abbildung 60 zeigt die Wirkung bei Montage von 5 Schwingbügeln je Latte im Vergleich zur Montage ohne Schwingbügel. Das Schalldämm-Maß R_w verbessert sich um mehr als 2 dB bei der Einfachbeplankung und um deutlich mehr als 6 dB bei der doppelten Beplankung. Auch im Bereich unter 100 Hz wird eine Verbesserung erzielt, bei gleichzeitig etwas reduzierter Schalldämmung im Bereich von 100 Hz bis 200 Hz. Der Anstieg der Schalldämmung erfolgt hier bis 500 Hz günstigerweise etwa parallel zur Bezugskurve. Auch der beobachtete Einbruch um 400 Hz kann bei Verwendung der Schwingbügel völlig eliminiert werden.

Unter Berücksichtigung dieser Ergebnisse erscheint auch Verwendung bzw. Entwicklung eines geeigneten Schwingbügels für die hinterlüftete Fassade vielversprechend!

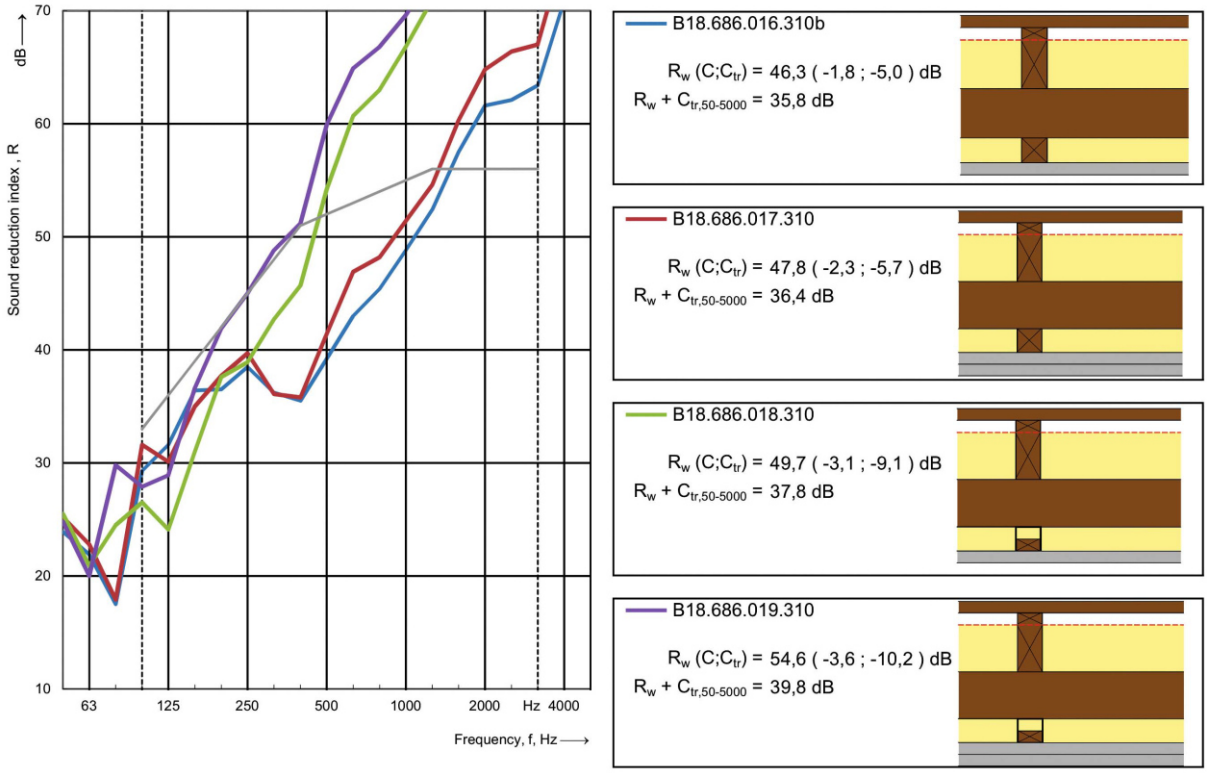


Abbildung 60: Wirkung einer Montage der Vorsatzschale (ein- und zweifachbeplankt) auf Schwingbügeln im Vergleich zur Direktmontage der Lattung.

4.1.2.4 Einfluss Putzträgerplatte

Abbildung 61 zeigt, wie sich die Verwendung einer Putzträgerplatte mit Putz anstelle einer Holzschalung für die hinterlüftete Fassade schalltechnisch auswirkt. Die Holzfaserplatte Typ GUTEX Thermowall GF40 weist eine Nut-Spund-Verbindung auf und wurde für die Messungen mit einer ca. 3 mm dicken „Baumit“ Dickschicht-Klebespachtel samt Textilglasgitter beschichtet. Die akustische Wirkung der geringeren Steifigkeit und auch die schallabsorbierende Wirkung der Holzfaserplatte wirken sich jedenfalls günstig im Frequenzbereich ab 250 Hz und darüber aus.

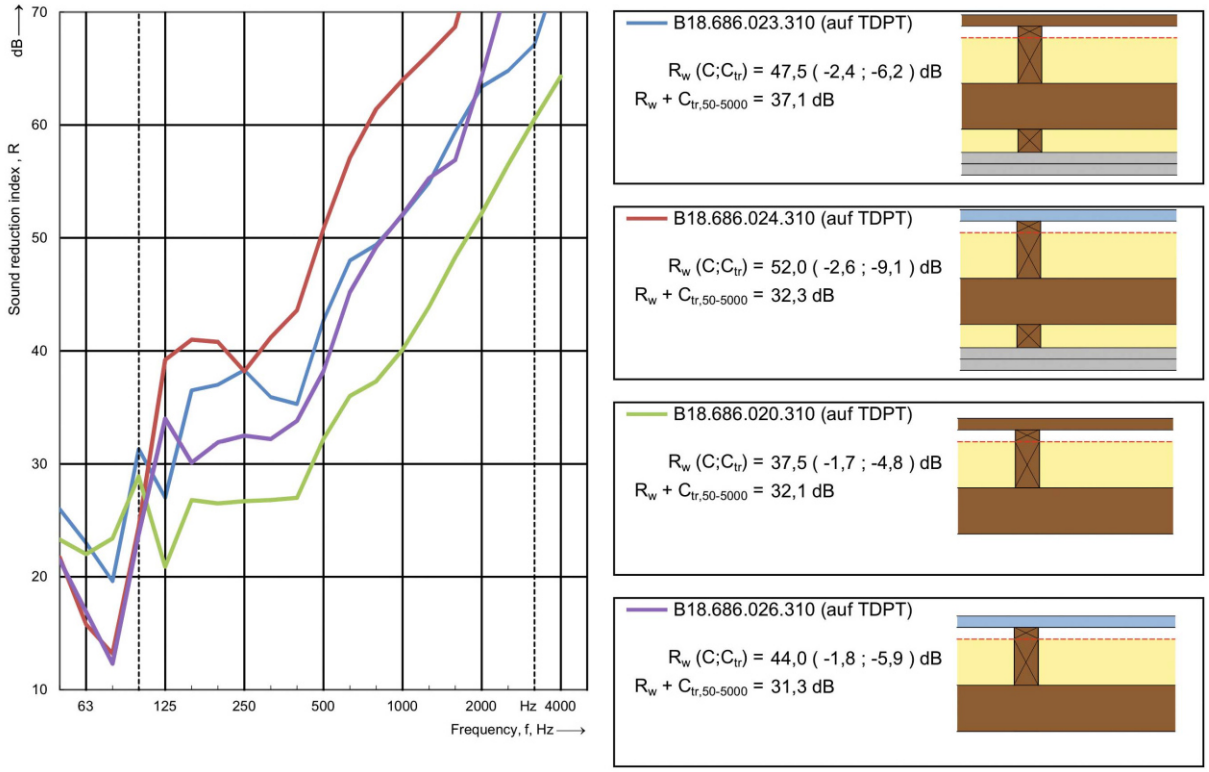


Abbildung 61: Wirkung einer hinterlüfteten Fassade aus Holz bzw. Putzträgerplatte mit und ohne innenliegender, direkt montierter und doppelt beplankter Vorsatzschale.

4.2 Trennwände

4.2.1 Holzrahmenbauweise

Nachfolgend werden folgende Einflussfaktoren auf die Schalldämmung von Trennwänden in Holzrahmenbauweise diskutiert:

- Gefachtiefe einer Einfachständerwand
- Steherabstand einer Einfachständerwand
- Beplankung in der Trennwandfuge
- Getrennte Steher bei einer Einfachständerwand
- Sandplatten auf getrennten Stehern

4.2.1.1 Einfluss der Gefachtiefe bei einer Einfachständerwand

In Abbildung 62 ist der Einfluss des engen Schraubenabstandes (50 mm) deutlich zu erkennen. Bei allen Varianten kommt es ab etwa 160 Hz zu einem Einbruch der Schalldämmung entsprechend den Untersuchungen in Abbildung 1 und Abbildung 2. Wie ebenfalls zu erkennen ist, kommt es durch die größere Gefachtiefe zu einer Parallelverschiebung des Kurvenverlaufs und somit zu einem Zugewinn an Schalldämmung nahezu über den gesamten Frequenzbereich. Im tiefen Frequenzbereich zeigt sich die reduzierte MFM-Resonanzfrequenz aufgrund der größeren Gefachtiefe durch einen Versatz

der Resonanzeinbrüche. Es ist auch ersichtlich, dass sich bei Erhöhung der Beplankungsmassen (+ GKF) die Lage der Einbrüche nicht verändert. Dies ist auf die Überlagerung der MFM-Resonanzfrequenz mit den ersten Eigenfrequenzen der schallabstrahlenden Platte zurückzuführen [71]. Bei den OSB beplankten Varianten in Abbildung 62 liegt die erste Eigenfrequenz der Platte im Bereich zwischen 45 Hz und 99 Hz.

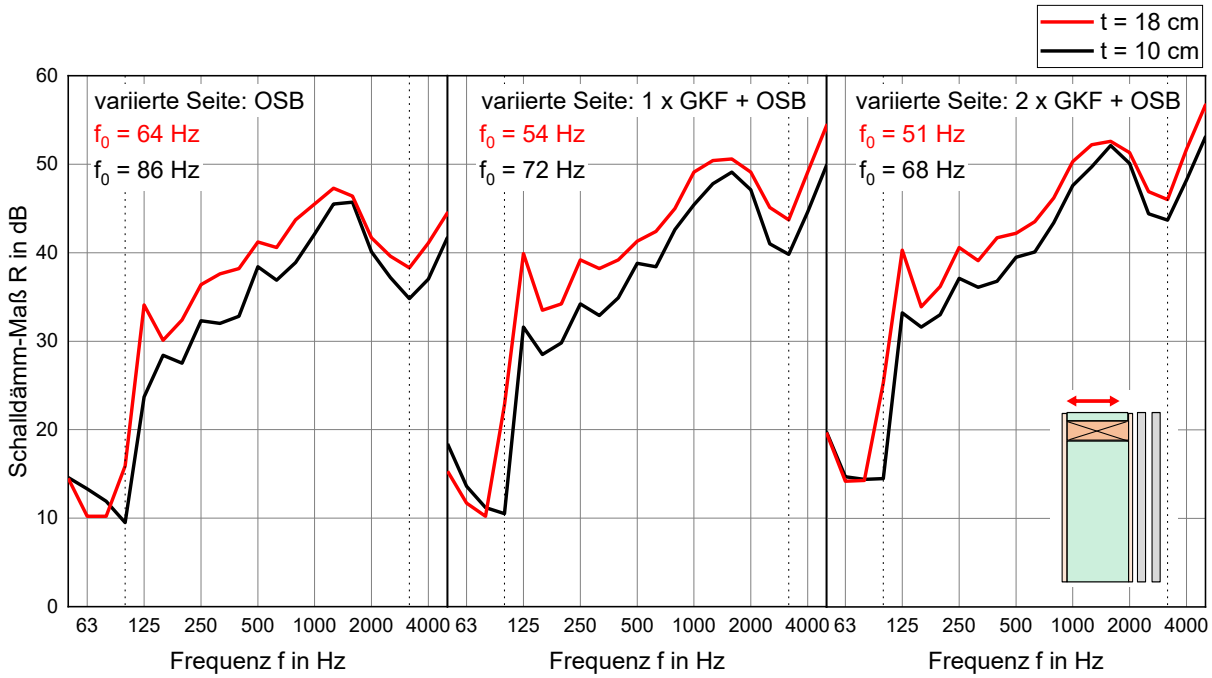


Abbildung 62: Einfluss der Gefachtiefe bei einer Einfachständerwand mit durchgehendem Ständer bei Variation der Beplankung auf einer Seite. Die andere Seite war stehts mit 12 mm OSB beplankt. t: Gefachtiefe; f_0: Masse-Feder-Masse-Resonanzfrequenz

4.2.1.2 Einfluss des Steherabstands bei einer Einfachständerwand

Abbildung 63 verdeutlicht, dass bei Verringerung des Steherabstandes die tieffrequente Schalldämmung der Wand ansteigt. Bei der lediglich mit OSB beplankten Variante (Grafik ganz links) korrelieren die Einbrüche in der Schalldämmung gut mit den berechneten Frequenzbereichen der ersten Eigenfrequenz. Der Einbruch aufgrund der MFM-Resonanz f_0 ist hingegen nicht ersichtlich, auch nicht bei den anderen Beplankungsvarianten.

Bei einer zusätzlichen GKF-Beplankung auf der OSB ändert sich die schallabstrahlende Platte. Wird jedoch zur Berechnung von $f_{1,1}$ nur die GKF-Steifigkeit verwendet, führt dies zu einem Eigenfrequenzbereich ($f_{1,1}$ = 32 Hz – 71 Hz) in dem keine Einbrüche in den Schalldämm-Maßen in Abbildung 63 zu sehen sind. Die Kombination mit der OSB zeigt offenbar einen Einfluss auf die Lage der ersten Eigenfrequenz. Diese Annahme wird durch den abgeflachten Kurvenverlauf der GKF-Varianten mit e = 20 cm im Bereich um 500 Hz – der erste Eigenfrequenzbereich der OSB-Beplankung – unterstützt.

Die Grafiken zeigen außerdem, dass die Tiefe der vorhandenen Eigenfrequenzeinbrüche bei allen Varianten durch die zusätzliche GKF-Beplankung reduziert wird.

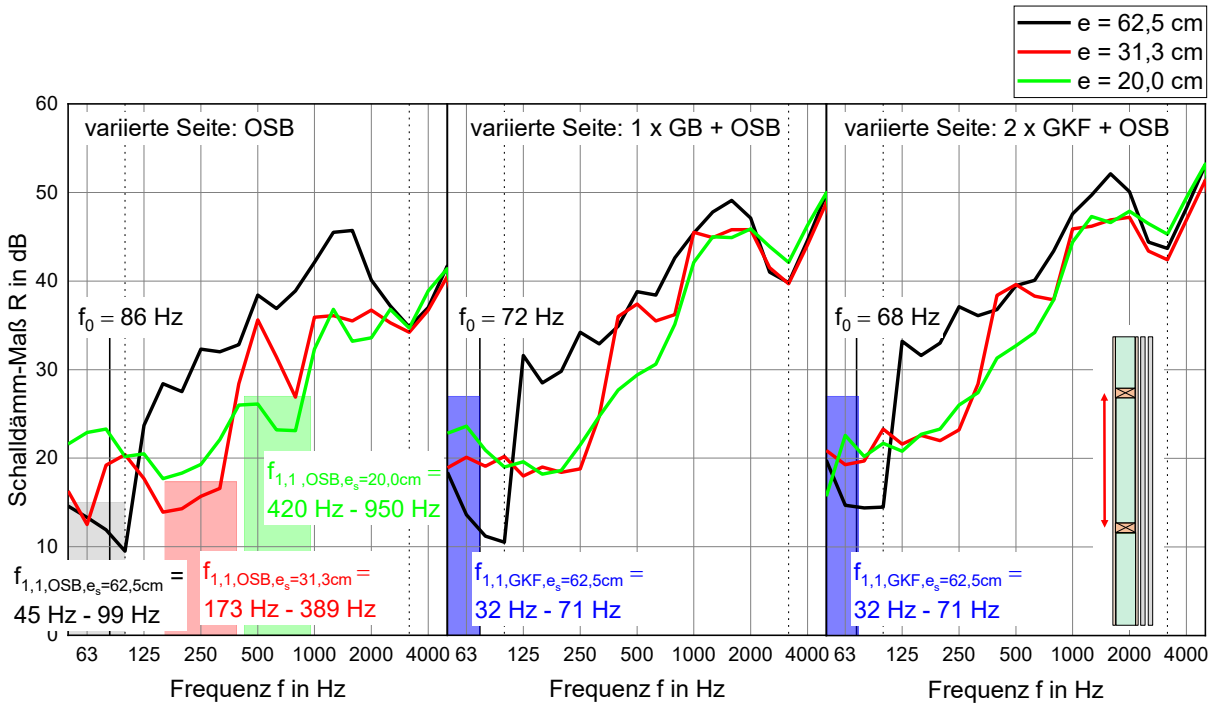


Abbildung 63: Einfluss des Steherabstandes bei einer Einfachständerwand mit durchgehendem Steher bei Variation der Beplankung auf einer Seite. Die andere Seite war stehts mit 12 mm OSB beplankt. e: Steherabstand; e_s: Schraubenabstand; f_0: Masse-Feder-Masse-Resonanzfrequenz; $f_{1,1}$: Erste Eigenfrequenz

4.2.1.3 Einfluss Beplankung in der Trennwandfuge

Anhand von Abbildung 64 wird ersichtlich, dass durch das Entfernen der OSB in der Trennwandfuge vor allem die tieffrequente Schalldämmung beeinflusst wird. Bei der so modifizierten Wand ist ein scharfer Einbruch im 63 Hz Terzband zu erkennen. Auf die vereinfacht errechnete MFM-Resonanz ist dies nicht zurückzuführen, diese liegt bei 30 Hz. Der Einbruch könnte u. a. auch auf eine reduzierte Torsionssteifigkeit des Stehers durch die fehlende innere OSB und somit einer verringerten Einspannung der äußeren Beplankungen zurückzuführen sein. Bei einer einfach aufgelegten Lagersituation der Beplankungen liegt die erste Eigenfrequenz der OSB bei 45 Hz und der GKF bei 32 Hz. Real herrscht jedoch eine gewisse Einspannung der Beplankungen vor, weshalb $f_{1,1}$ höher liegt. Eventuell im 63 Hz Terzband, wo der scharfe Einbruch zu erkennen ist.

Des Weiteren ist in der Grafik der Einfluss der Verschraubung auch bei Doppelwänden deutlich zu erkennen. Die Grafik zeigt außerdem, dass bei einer fehlenden inneren OSB der Verschraubungseinfluss etwas stärker zutage tritt. Dies unterstützt die These des geänderten Schwingungsverhaltens der äußeren Beplankung durch die fehlende innere OSB.

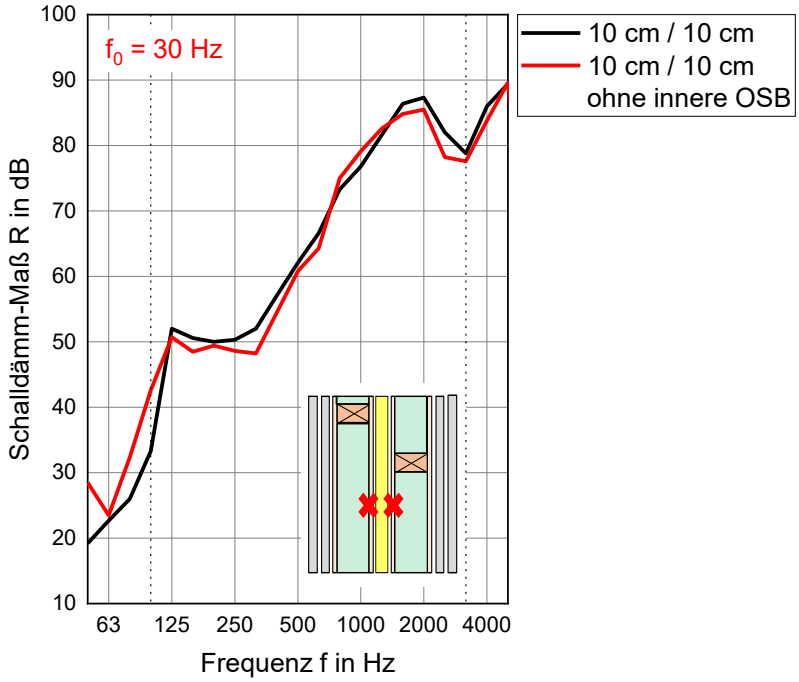


Abbildung 64: Einfluss der OSB-Beplankung in der Trennwandfuge einer Doppelständerwand mit doppelter GKF-Beplankung. f_0: Masse-Feder-Masse-Resonanzfrequenz

4.2.1.4 Einfluss getrennte Steher einer Einfachständerwand

Wie anhand von Abbildung 65 zu erkennen ist, wird die Schalldämmung der Wand durch getrennte Steher vor allem unterhalb von 125 Hz und oberhalb von 400 Hz deutlich verbessert. Im Frequenzbereich dazwischen wird der Einbruch aufgrund der Verschraubung durch die getrennten Steher zwar abgeschwächt, ist aber nach wie vor deutlich vorhanden.

Wird nur der Frequenzbereich unter 125 Hz betrachtet, so zeigt sich bei der Variante mit OSB-Beplankung und getrennten Stehern (d. h. nur einseitiger Beplankung der Steher) ein scharfer Einbruch im 63 Hz Terzband. Dies entspricht dem Verhalten der Doppelständerwandvariante mit fehlender innerer Beplankung in Abbildung 64.

Während sich der tieffrequente Kurvenverlauf bei den Varianten mit getrennten Stehern durch die zusätzlichen Beplankungen (und somit auch geänderten MFM-Resonanzen) deutlich ändert, bleibt dieser bei den Varianten mit durchgehenden Stehern sehr ähnlich. Es zeigt sich bei den Varianten mit durchgehenden Stehern stets der breitbandige Einbruch aufgrund der ersten Eigenfrequenzen. Diese Unterschiede können ggf. wieder auf die verschiedenen Torsionssteifigkeiten der einseitig/zweiseitig belankten Steher und somit unterschiedlichen Freiheitsgrade der Beplankung zurückgeführt werden.

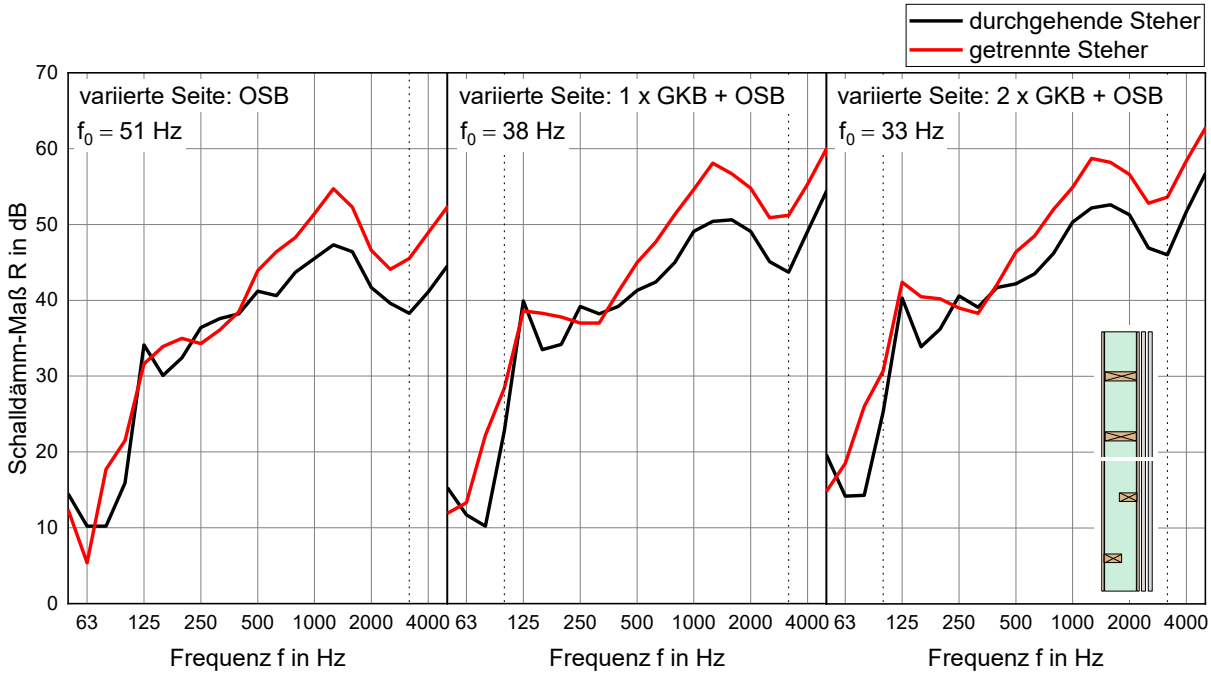


Abbildung 65: Einfluss des Ständertyps einer Einfachständerwand bei Variation der Beplankung auf einer Seite. Die andere Seite war stehts mit 12 mm OSB beplankt. f_0: Masse-Feder-Masse-Resonanzfrequenz

4.2.1.5 Einfluss Sandplatten auf getrennten Stehern

Abbildung 66 verdeutlicht, dass durch den Einsatz von Sandplatten auf getrennten Stehern deutlich höhere Schalldämm-Maße erreicht werden als bei Verwendung einer zweiten GKF-Beplankung (Unterschied der flächenbezogenen Masse je Seite 7,05 kg/m²). Die Verbesserungen erstrecken sich nahezu über den gesamten Frequenzbereich, wobei vor allem die Zugewinne im tiefen Frequenzbereich beachtlich und relevant sind. Die Grafik zeigt außerdem, dass der Einfluss der engen Verschraubungen der OSB auch bei einer Sandplattenbeplankung die Schalldämmung zwischen 125 Hz und 400 Hz stark reduziert.

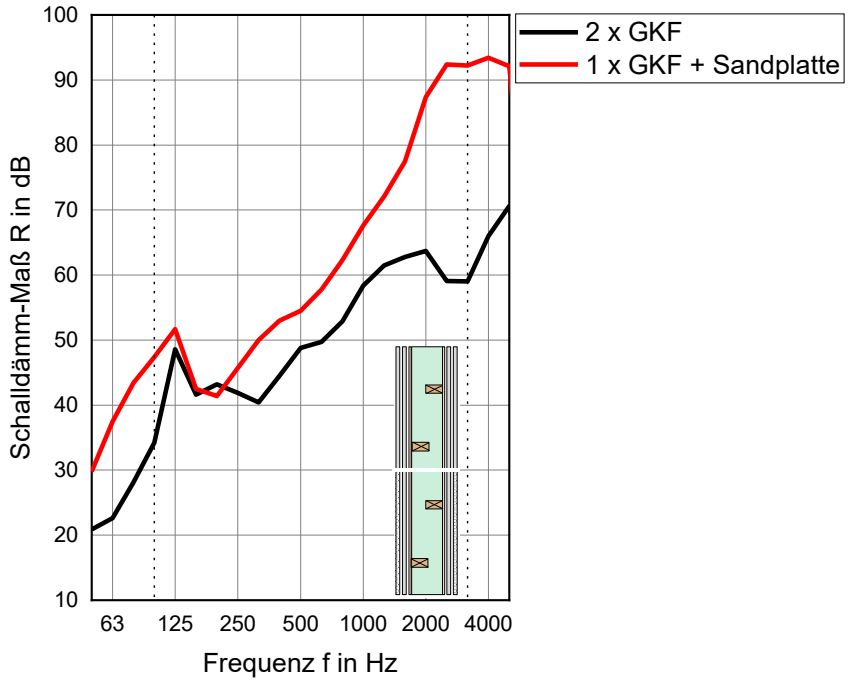


Abbildung 66: Vergleich einer doppelten GKF-Beplankung (m'_{GKF} = 10,45 kg/m²) mit einer Sandplattenbeplankung ($m'_{Sandpl.}$ = 17,5 kg/m²) auf einer Trennwand mit getrennten Ständern

4.2.2 Holzmassivbauweise

4.2.2.1 Einfluss BSP-Dicke

Abbildung 67 zeigt am Beispiel von unbeplankten Wandschalen mit 60 mm mit leichter Dämmung (Trennwandklemmfilz, ca. 15 kg/m^3) gefülltem Zwischenraum, dass dickere Platten das Ergebnis deutlich weniger beeinflussen als z.B. ein asymmetrischer Aufbau, der über den gesamten Frequenzbereich Vorteile bringt.

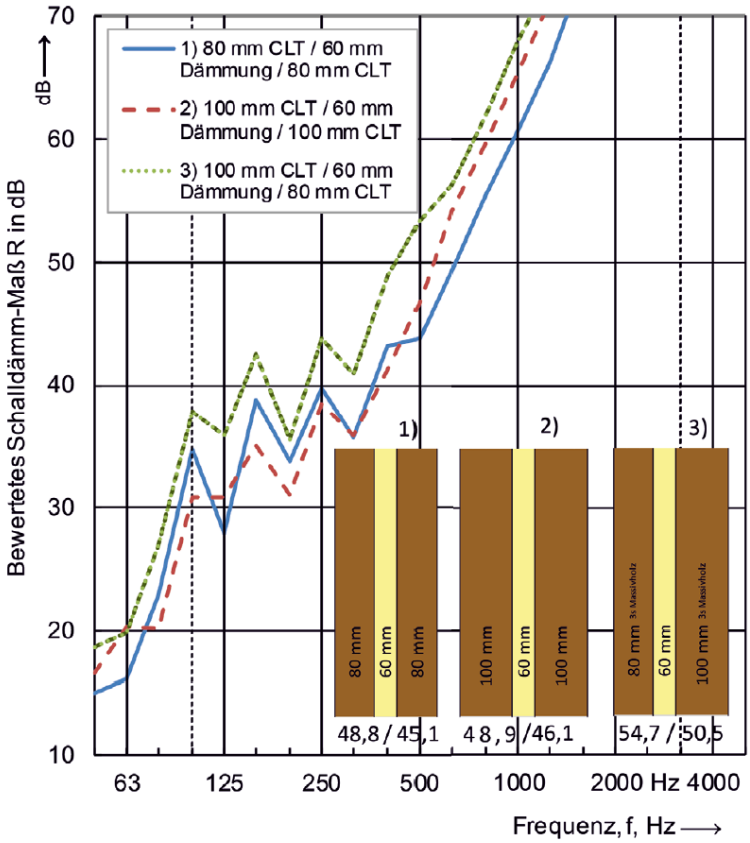


Abbildung 67: Bauakustischer Einfluss verschiedener Dicken-Modifikationen an zweischaligen Massivholz-Trennwänden. Trennwandfuge 60 mm (voll ausgedämmt);
Ergebnisse R_w / $R_w + C_{50\text{-}3150}$ in dB
1 (blau) 80 mm CLT, 60 mm Dämmung, 80 mm CLT: 48,8 / 45,1 dB
2 (rot) 100 mm CLT, 60 mm Dämmung, 100 mm CLT: 48,9 / 46,1 dB
3 (grün) 100 mm CLT, 60 mm Dämmung, 80 mm CLT: 54,7 / 50,5 dB

4.2.2.2 Einfluss Plattenabstand

Für diese zweischaligen Trennwandkonstruktionen lässt sich ebenfalls eine Resonanzfrequenz abschätzen. Im vorliegenden Fall der oben dargestellten Wände ergeben sich nach der vereinfachten Abschätzung nach ÖNORM B 8115-4:2003 eine Resonanzfrequenz bei der Wand mit 2 x 80 mm CLT von rund 51 Hz, bei 2 x 100 mm von rund 45 Hz und bei der Kombination der verschiedenen Plattendicken 48 Hz. Bei Verdoppelung des Abstandes der Platten auf 120 mm sinken diese abgeschätzten Resonanzfrequenzen deutlich auf 36/32/34 Hz, was auf ein entsprechend günstigeres Verhalten im tieffrequenten Bereich hinweist. Bekanntermaßen kommt die günstigere Wirkung einer zweischalige Konstruktion gegenüber einer einschaligen erst rund ab dem ca. 1,4 fachen der Resonanzfrequenz beginnt. Bei den oben angeführte Resonanzfrequenzen bedeutet dies, dass sich das zweischalige System, ab etwa 50 Hz beginnend, zunehmend günstiger verhält als eine gleich schwere einzelne Wandscheibe. Im Bereich der Resonanzfrequenz selbst jedoch kann eine zwei- und mehrschalige Konstruktion dämpfungsabhängig deutlich ungünstiger wirken. Insgesamt steigt aber auch die Schalldämmung mit größerem Abstand, wie Abbildung 68 erkennen lässt.

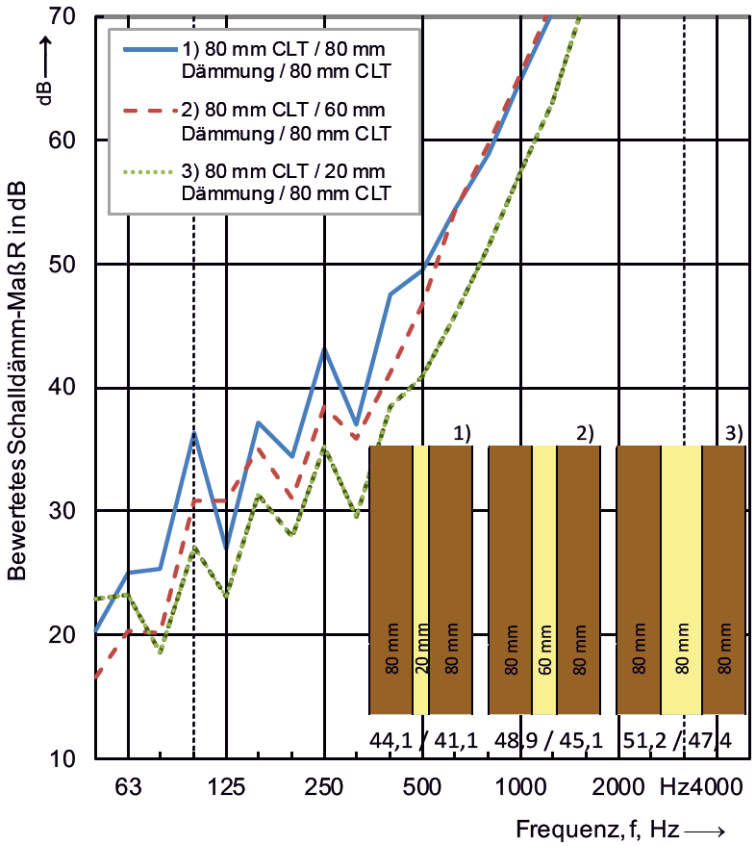


Abbildung 68: Auswirkung der Variation des Abstands der Wandschalen.
Ergebnisse R_w / $R_w + C_{50\text{-}3150}$ in dB
1 (grün) 80 mm CLT, 20 mm Dämmung, 80 mm CLT: 44,1 / 41,1 dB
2 (rot) 80 mm CLT, 60 mm Dämmung, 80 mm CLT: 48,9 / 45,1 dB
3 (blau) 80 mm CLT, 80 mm Dämmung, 80 mm CLT: 51,2 / 47,4 dB

4.2.2.3 Einfluss Direktbeplankung

Es zeigt sich, dass sichtbare Holzoberflächen bei entsprechendem Schalenabstand eine gute Schalldämmung bieten können. Für die Planung ist dabei aber auch immer auf die Schalllängsleitung der gewählten Gebäudestruktur zu achten. Verzichtet man auf sichtbare Brettsperrholz-Oberflächen, kann durch zusätzliche Beplankungen mit schwereren, biegeweichen Platten, wie Gipskarton, Gipsfaser oder dgl., die Schalldämmung bei den untersuchten Varianten weiter erhöht werden, wie Abbildung 69 zeigt.

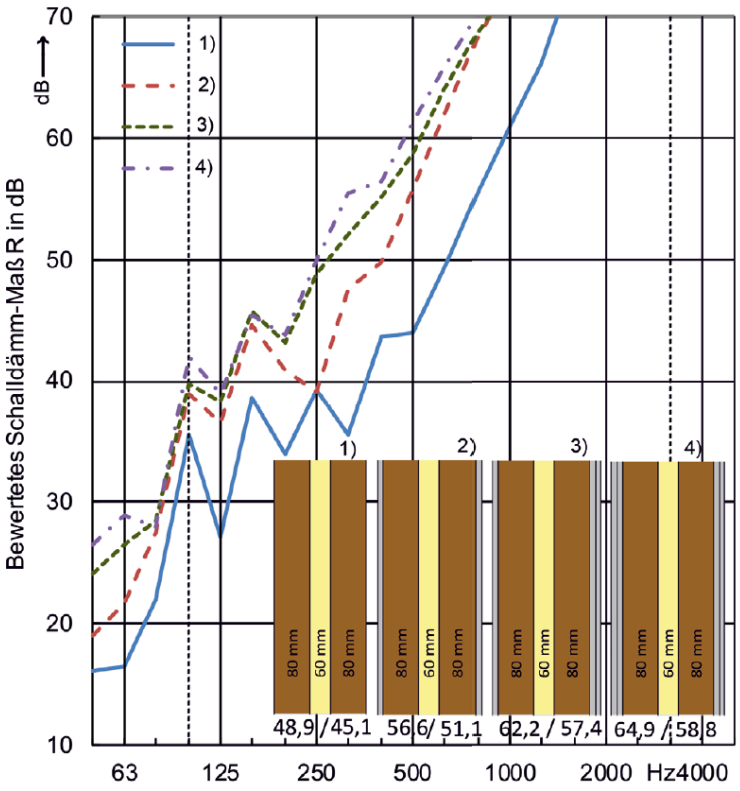


Abbildung 69: Wirkung zusätzlicher Beplankungen (Gipskartonplatten GKB 12,5 mm mit 8,5 kg/m²).
Ergebnisse: $_{Rw}$ / Rw + $C_{50\text{-}3150}$ in dB:
1 (blau) 80 mm CLT, 60 mm Dämmung, 80 mm CLT: 48,9 / 45,1 dB
2 (rot) wie oben, Oberflächen mit 12,5 mm GKB (8,5 kg/m2) direkt beplankt: 56,6 / 51,1 dB
3 (grün) wie oben, jedoch an einer Oberfläche 2x GKB: 62,2/ 57,4 dB
4 (violett) wie oben, aber beide Oberflächen 2 x GKB: 64,9/ 58,8 dB

4.2.2.4 Einfluss Vorsatzschale

Ein gänzlich anderes Verhalten zeigen die Doppelwände bei Anordnung von Vorsatzschalen. Werden die jeweiligen Beplankungen über eine Lattung auf die Brettsperrholzwand verschraubt, führt dies zu einer deutlichen Reduktion der Schalldämmung im tieffrequenten Bereich. Wie bereits erwähnt, handelt es sich hier um einen Vier-Massen-Schwinger, bei dem noch dazu ein direkter Austausch von Schwingungsenergie zwischen Vorsatzschale und Brettsperrholz über die starr verbundene Lattung vorliegt. Führt man dennoch eine Abschätzung für Zweimassenschwinger durch, erhält man für eine einfache Beplankung eine Resonanzfrequenz von rund 90 Hz. Die Wirkung der Vorsatzschale beginnt erst über ca. 100 Hz und darüber, dafür hier mit extremer Wirkung, mit gesamt bis zu über 15 dB Anstieg der Schalldämmung innerhalb eines Terzbandes. Das bedeutet, dass es zu einem sehr hohen Schallschutz für Nutzungen wie Sprache kommt, aber nur eine geringe Dämmung tieffrequenter Geräusche unterhalb des Terzbandes von 100 Hz erzielt wird. Für die Anwendung z.B. als Wohnungstrennwand sollte man, auch wenn die geforderte Einzahlangabe, das bewertete Schalldämm-Maß R_w eine ausreichende Schalldämmung andeutet, dennoch unbedingt darauf achten, derartige massive Differenzen in der Schalldämmung zwischen einzelnen Terzbändern zu vermeiden. Dies führt zu einer Art

„Bandpass-Filterwirkung“, bei der dann tieffrequente Geräuschanteile zwischen den Nutzungseinheiten besonders herausstechen. Unsymmetrische Anordnungen z.B. der Vorsatzschalen und auch höheres Gewicht der Vorsatzschalen (und dadurch tiefere Abstimmung) können hier kleine Verbesserungen bringen, wie auch in Abbildung 70 zu erkennen ist.

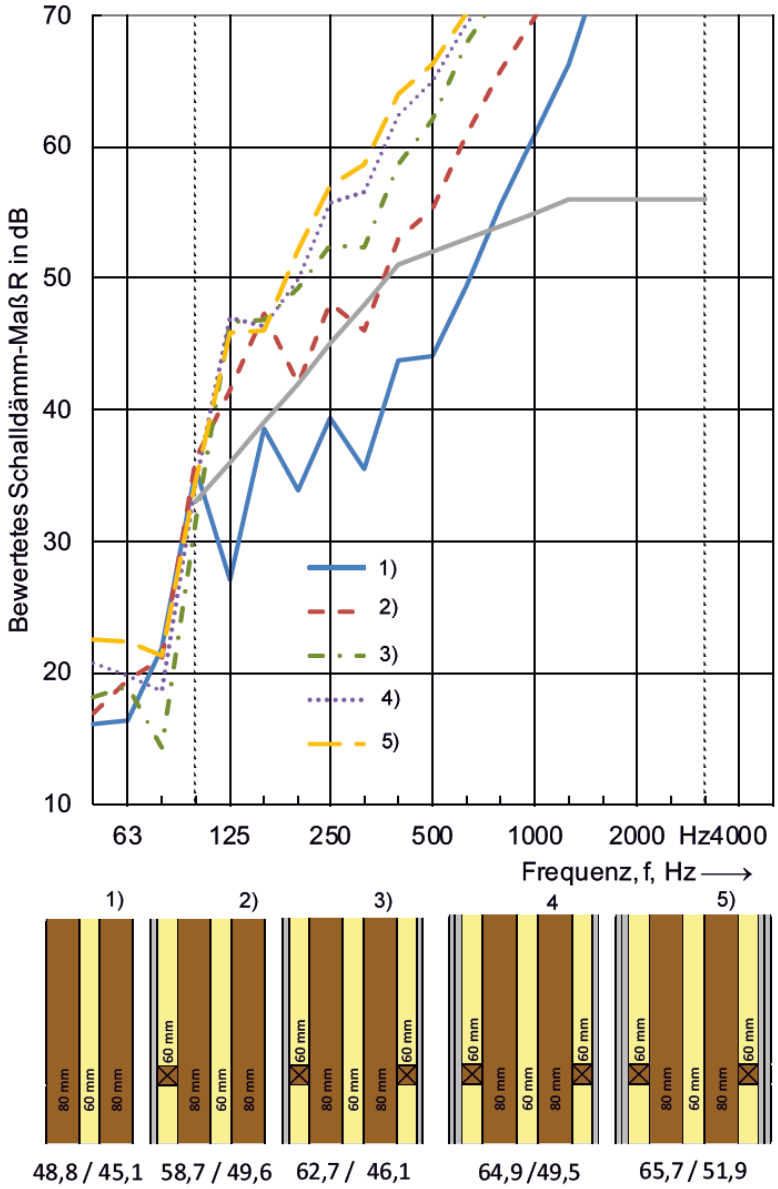


Abbildung 70: BSP Doppelwand mit einer Variation der Vorsatzschalen aus GKB 12,5 mm mit 8,5 kg/m² auf 6 cm dicker, direkt verschraubter Lattung (58 mm x 58 mm, Achsabstand 62,5 cm, alle 50 cm verschraubt). Ergebnisse R_w / R_w + $C_{50\text{-}3150}$ in dB.
1 (blau) 80 mm BSP 60 mm Dämmung, 80 mm BSP: 48,8/ 44,9 dB
2 (rot) wie oben, zusätzlich einseitig Vorsatzschale (VS) mit 1 x GKB: 58,7/ 49,6 dB
3 (grün) wie oben, jedoch VS beideitig: 62,7/ 46,1 dB
4 (violett) wie oben, an einer Seite 2x GKB: 64,9/ 49,5 dB
5 (gelb) wie oben, jedoch beidseitig 2 x GKB: 65,7/ 51,9 dB

Mit freistehenden Vorsatzschalen kann die Übertragung von Körperschallenergie zwischen der Massivholzwand und der Vorsatzschale weitgehend unterbunden werden. Weist die Vorsatzschale, wie in Abbildung 71, z.B. 100 mm Abstand auf, so ergibt sich bei der vereinfachten Betrachtung als Zweimassenschwinger eine Resonanzfrequenz um 70 Hz. Eine Resonanz zeichnet sich auch augenscheinlich im 63 Hz Terzband deutlich ab. Die Schalldämmung der tiefer abgestimmten Vorsatzschalen steigt darüber von einem Wert von rund 21 dB bei den tiefen Frequenzen extrem an, auf einen Wert bis über 60 dB innerhalb einer Oktave bei der beidseitigen Vorsatzschale. Tieffrequente Geräusche würden hier besonders deutlich hervortreten, mittel- und hochfrequente Geräusche aber extrem gut gedämmt werden.

Kann man auf Konstruktionen mit Vorsatzschalen zum Beispiel für die Dämmung der Schall-Längsleitung nicht verzichten, sollte man jedenfalls möglichst schwere, biegeweiche Schalen mit dem größtmöglichen Abstand wählen und auf jeden Fall einen zu geringen Abstand der Doppelmassivholzwand vermeiden, um Koinzidenz- bzw. Resonanzüberlagerungen im 63 Hz Terzband jedenfalls zu verhindern.

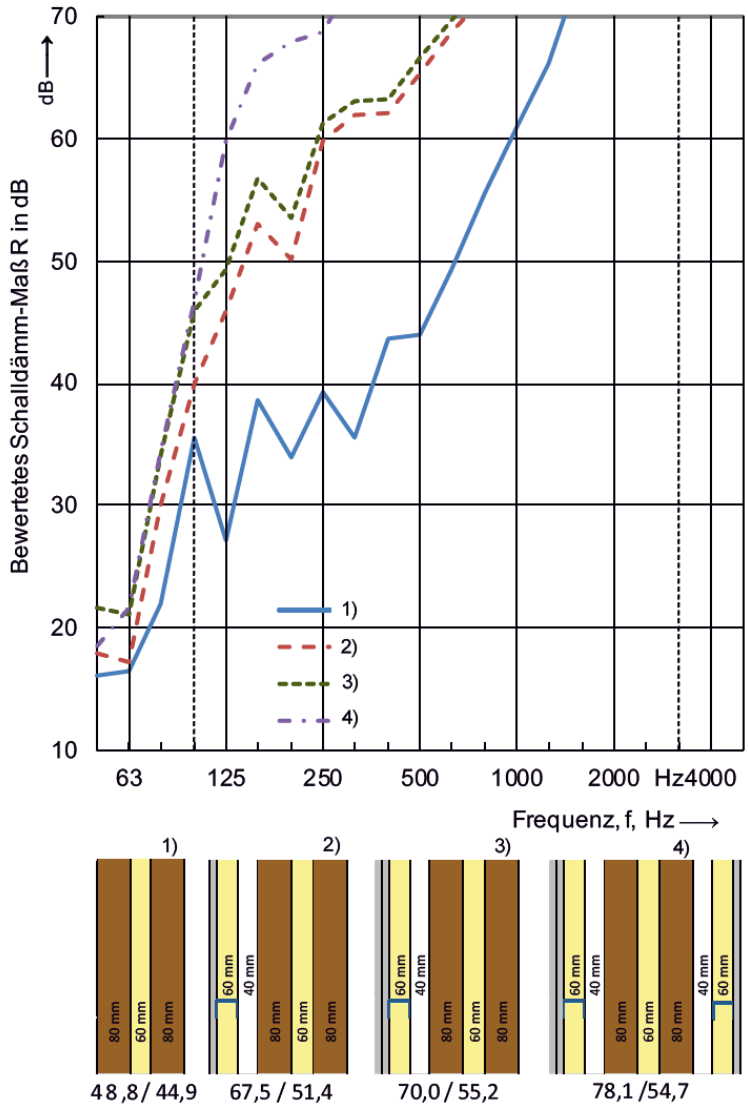


Abbildung 71: BSP-Doppelwand mit Variation freistehender Vorsatzschalen (VS) (jeweile 1x oder 2x GKB 12,5 mm mit 8,5 kg/m² mit 100 mm Abstand, gefüllt mit Trennwandklemmfilz 15 kg/m²).
Ergebnisse R_w / $R_w + C_{50-3150}$ in dB
1 (blau) BSP 80 mm, Dämmung 60 mm, BSP 80 mm: 48,8 | 44,9 dB
2 (rot) wie oben, einseitig VS mit 100 mm Abstand: 67,5 | 51,4 dB
3 (grün) wie oben, jedoch bbeidseitig VS: 70 | 55,2 dB
4 (violett) wie oben, an einer Seite 2x GKB: 78,1 |54,7 dB

In Hinblick auf den tiefen Frequenzbereich wirkt sich ein asymmetrischer Aufbau z.B. durch Kombination von Vorsatzschale und direkter Beplankung günstiger aus, wie Abbildung 72 zeigt.

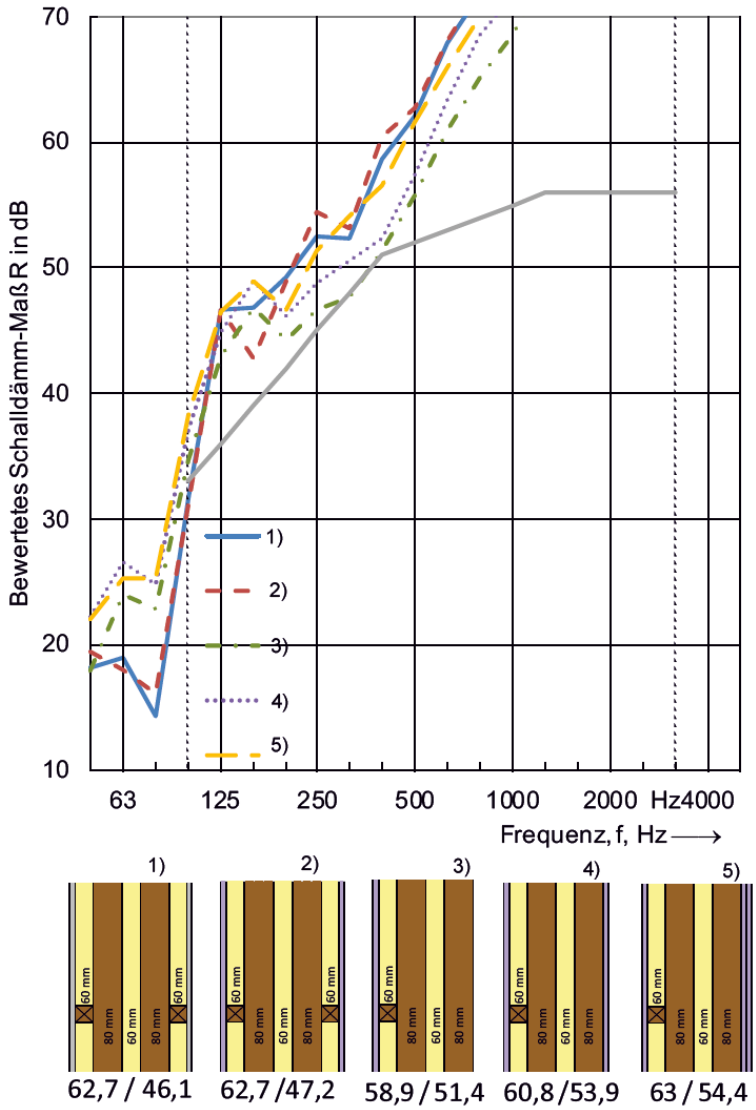


Abbildung 72: Günstige Wirkung asymmetrischer Aufbauten im Frequenzbereich unter 100 Hz. Ergebnisse R_w / R_w + $C_{50\text{-}3150}$ in dB Vorsatzschale: jeweils mit Lattung 58 mm x 58 mm mit Achsabstand 62,5 cm, verschraubt im Abstand 50 cm; Beplankung aus Gipskartonplatte GKB 12,5 mm 8,5 kg/m² (grau dargestellt) bzw. GKF 12,5 mm 10 kg/m² (blau dargestellt), wie in der Darstellung jeweils einfach oder doppelt beplankt.
1 (blau) Doppelwand BSP 80 mm, 60 mm Abstand, VS mit GKB beidseitig:62,7 | 46,1 dB
2 (rot) wie oben, jedoch VS beidseitig mit GKF: 62,7 / 47,2 dB
3 (grau) wie oben, VS mit GKF nur einseitig: 58,9 / 51,4 dB
4 (violett) wie oben, jedoch mit GKF direkt beplankt: 60,8 /| 53,9 dB
5 (gelb) wie oben, jedoch mit 2 x GKF direkt beplankt: 63,0 / 55,4 dB

4.3 Trenndecken

4.3.1 Holzrahmenbauweise

Nachfolgend werden einige wesentliche Effekte durch die verschiedenen Schichtvariationen vom Estrich bis zur Beplankung der Unterdecke von Trenndecken in Holzrahmenbauweise betrachtet.

4.3.1.1 Masse auf den Balken

Abbildung 73 zeigt den deutlichen Effekt eines schwereren Estrichs auf die Trittschalldämmung der auf fünf Meter gespannten Balkendecken. Ein schwerer Zementestrich (ZE-Estrich) führt sowohl bei der Decke ohne Schüttung und mit einem Balkenachsmaß e = 62,5 cm (links) als auch bei der Decke mit Schüttung und e = 30 cm (rechts) zu deutlich geringeren Norm-Trittschallpegeln, quasi über den gesamten Frequenzbereich. Die rechte Grafik verdeutlicht zusätzlich den Unterschied zwischen einem dünnen Calciumsulfatestrich (CA-Estrich) und einem dickeren ZE-Estrich. Der CA-Estrich weist bei 1000 Hz einen deutlichen Einbruch in der Trittschalldämmung auf, was aufgrund der hohen Energieübertragung der Balkendecken im tiefen Frequenzbereich jedoch von eher untergeordneter Bedeutung ist.

Bei der auf vier Meter gespannten Decke war der Effekt durch einen schwereren ZE-Estrich (150 kg/m² vs. 190 kg/m²) geringer ausgeprägt, aber auch dort zeigten sich Verbesserungen durch den schwereren ZE-Estrich ($\Delta L_{n,w}$ = -1 dB; $\Delta(L_{n,w} + C_{I,50\text{-}2500})$ = -2 dB).

Der Einfluss der Spannweite variierte je nach Estrich-Gewicht und betrug bei einer Vergrößerung der Spannweite von vier auf fünf Meter $\Delta L_{n,w}$ = ±1 dB und $\Delta(L_{n,w} + C_{I,50\text{-}2500})$ = 0 dB/-2 dB. Ein konsistenter Effekt durch den Spannweitenunterschied von 1 m konnte nicht festgestellt werden. Alle nachfolgend aufgeführten Messungen wurden deshalb mit einer Spannweite von fünf Meter durchgeführt.

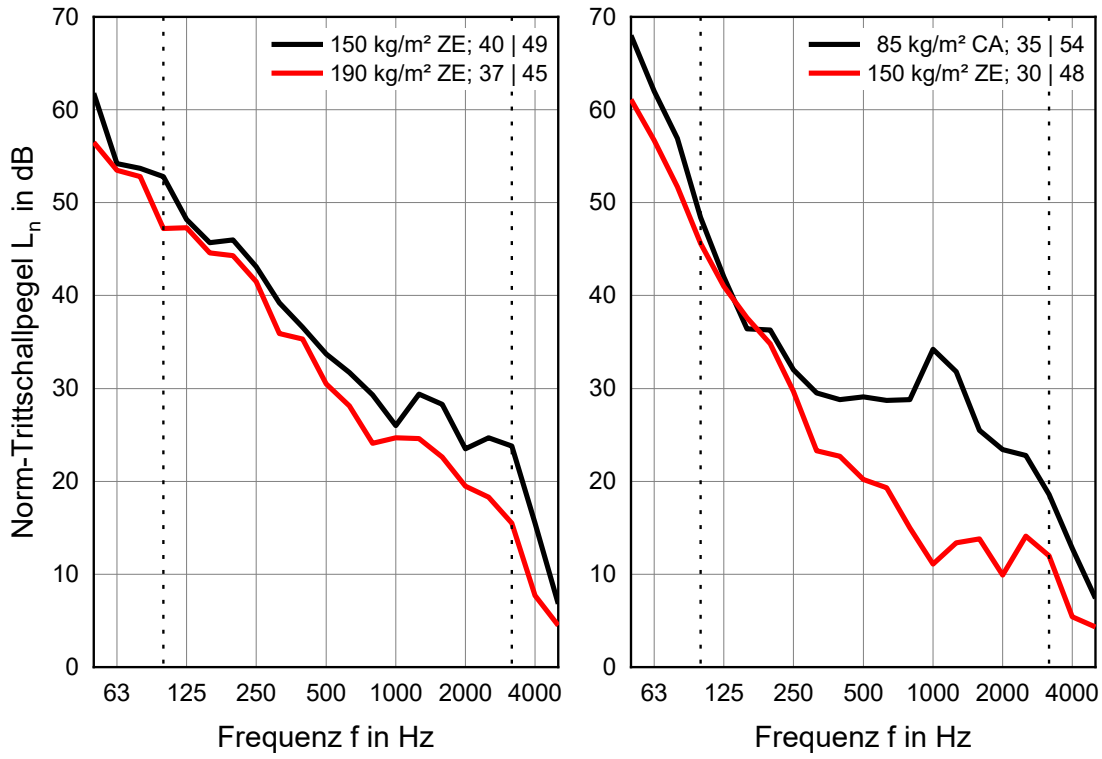


Abbildung 73: Einfluss des Gewichts und Estrich-Typs; links: Decke ohne Schüttung, e = 62,5 cm; rechts: Decke mit Schüttung, e = 30 cm, jeweils mit DAe und 2 × 12,5 mm GKF, Spannweite 5 m, ZE: Zementestrich; CA: Calciumsulfatestrich; Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w} + C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

Anhand von Abbildung 74 wird ersichtlich, wie sich die Schüttung auf die Trittschalldämmung der Balkendecke auswirkt. Wie zu erkennen ist, verbessert sich diese beim Einsatz der Schüttung deutlich. Die Verbesserung muss jedoch nicht immer derart deutlich ausfallen, wie in [73] bei einer Balkendecke mit Federschiene gezeigt wird. Der Einsatz von entkoppelten Direktabhängern bei Unterdecken begünstigt demnach die positive Wirkung der Schüttung.

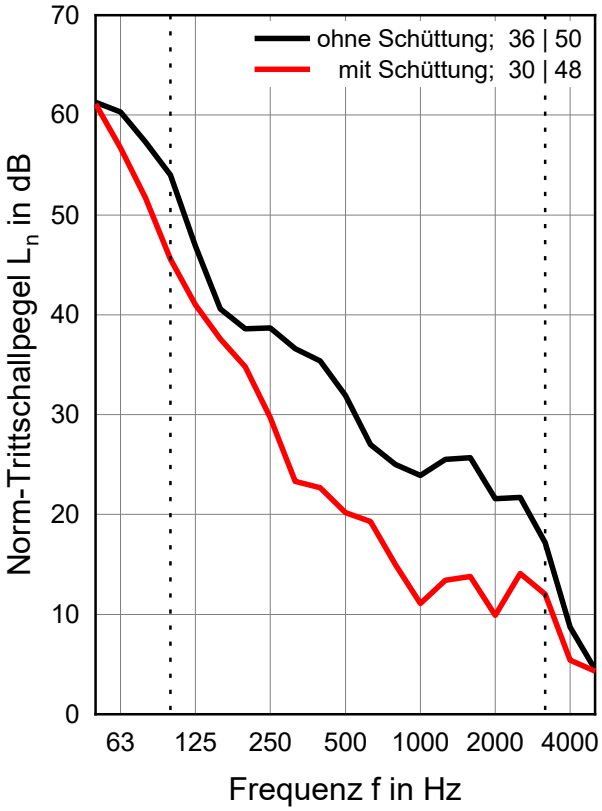


Abbildung 74: Einfluss der Schüttung, Decke mit 150 kg/m² ZE, e = 30 cm, mit DAe und 2 × 12,5 mm GKF, Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w}$ + $C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

4.3.1.2 Einfluss des Balkenachsmaßes

Abbildung 75 verdeutlicht den Einfluss des Balkenachsmaßes auf die Trittschalldämmung einer Balkendecke ohne Schüttung. Wie zu erkennen ist, wird durch ein kleineres Balkenachsmaß (Reduktion von 62,5 cm auf 30 cm) die Trittschalldämmung der Decke mit entkoppelten Direktabhängern im Frequenzbereich über 100 Hz verbessert, darunter jedoch verschlechtert ($\Delta L_{n,w}$ = -4 dB, $\Delta(L_{n,w} + C_{I,50\text{-}2500})$ = +1 dB). In älteren Untersuchungen an einer Balkendecke mit Lattung als Unterdeckenkonstruktion [74] wurde mit einem kleineren Balkenachsmaß (Reduktion von 62,5 cm auf 31,3 cm) unter 250 Hz hingegen eine Verbesserung erreicht, über 250 Hz geringfügige Verschlechterungen ($\Delta L_{n,w}$ = -1 dB, $\Delta(L_{n,w} + C_{I,50\text{-}2500})$ = -2 dB). Bei Untersuchungen für das Holzbau Handbuch 3/3/1 [75] an einer Decke mit entkoppelten Direktabhängern, wurde bei einer Reduktion des Balkenachsmaßes von 83,3 cm auf 62,5 cm keine Veränderung unter 100 Hz beobachtet. Über 100 Hz zeigte das engere Balkenachsmaß wiederum geringe Vorteile ($\Delta L_{n,w}$ = -2 dB, $\Delta(L_{n,w} + C_{I,50\text{-}2500})$ = 0 dB).

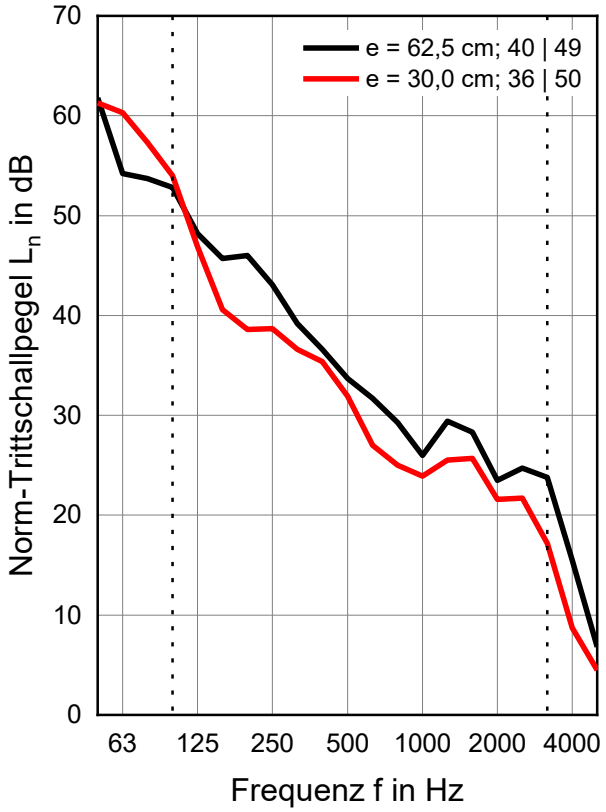


Abbildung 75: Einfluss des Balkenachsmaßes e, Decke mit 150 kg/m² ZE, ohne Schüttung, mit DAe und 2 × 12,5 mm GKF, Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w}$ + $C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

Eine abschließende Erklärung für die Veränderungen bei einem reduzierten Balkenachsmaß liegt noch nicht vor. Möglich ist, dass durch einen höheren Balkenanteil u. a. die Resonanzfrequenz f_0 des Estrichaufbaus in tiefere Frequenzen verschoben wird, zumindest bei Decken ohne Schüttung. Aktuell werden die Balkenlagen bei der Berechnung von f_0 in der Regel nicht berücksichtigt, was bei größeren Balkenachsmaßen auch sinnvoll ist. Bei kleineren Balkenachsmaßen nimmt der Einfluss der Balken jedoch zu. Werden beispielsweise beim hier untersuchten Estrichaufbau drei Balken im Einzugsbereich von 1 m berücksichtigt (e = 30 cm), errechnete sich f_0 zu 91 Hz, werden die Balken nicht berücksichtigt, liegt f_0 bei 150 Hz. Ab welchem Balkenachsmaß die Balkenlage die Resonanzfrequenz des Estrichaufbaus wesentlich beeinflusst und somit berücksichtigt werden muss, ist jedoch noch nicht geklärt. Des Weiteren konnte noch nicht quantifiziert werden, inwieweit die geänderte Eigenfrequenz der Decke und der diesbezügliche Zusammenhang mit der Unterdecke für die unterschiedlichen Norm-Trittschallpegel verantwortlich sind.

Die vorhandenen Messdaten deuten jedenfalls darauf hin, dass eine Reduktion des Balkenachsmaßes, zumindest bei Decken ohne Schüttung, die Trittschalldämmung im tiefen Frequenzbereich negativ beeinflussen kann. Die Entkopplung der Unterdecke scheint hier einen maßgeblichen Einfluss zu haben.

4.3.1.3 Masse der Untersicht unter den Balken

Abbildung 76 zeigt wie sich die Unterkonstruktion der abgehängten Decke auf die Trittschalldämmung auswirkt. Wie zu erkennen ist, führt eine Unterkonstruktion mit entkoppelten Direktabhängern zu einer deutlich besseren Trittschalldämmung im Frequenzbereich über 500 Hz. Im maßgeblichen Frequenzbereich unter 250 Hz sind hingegen kaum Unterschiede zu erkennen. Lediglich im 50 Hz Terzband zeigt der entkoppelte Direktabhänger wieder Vorteile gegenüber der Federschiene. Dies kann ggf. auf die reduzierte Federeigenschaft von Federschienen zurückgeführt werden, wie sie von [76] beschrieben wird.

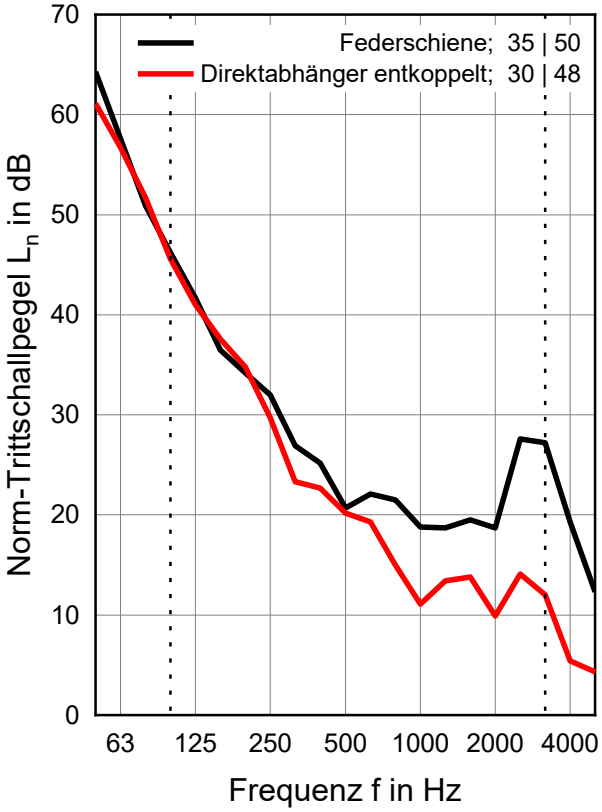


Abbildung 76: Einfluss der Abhängung auf den Trittschallpegel, Decke mit 150 kg/m² ZE, mit Schüttung, e = 30 cm, 2 × 12,5 mm GKF, Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w}$ + $C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

Einen größeren Einfluss als die gezeigten Abhängesysteme hat die Anzahl der verwendeten Beplankungslagen. Abb. 5 zeigt dies für die Federschienen-Variante (links) und der Variante mit entkoppelten Direktabhängern (rechts). Bei beiden Abhängesystemen wird die Trittschalldämmung durch eine zweite Beplankungslage sehr deutlich über den gesamten Frequenzbereich verbessert. Dies zeigt sich auch in den Einzahlkennwerten, wie in den Grafiken ersichtlich.

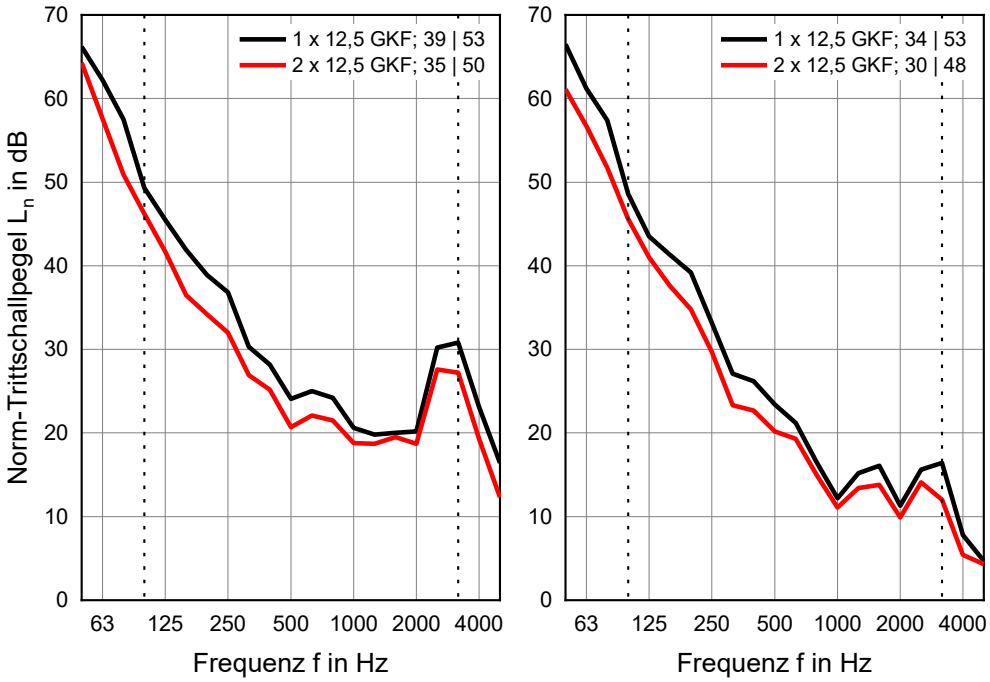


Abbildung 77: Einfluss der Beplankungslagen der Unterdecke auf den Trittschallpegel, links: Unterdecke mit Federschienen, rechts: Unterdecke mit entkoppelten Direktabhängern, Decke mit 150 kg/m² ZE, mit Schüttung, e = 30 cm, Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w}$ + $C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

Wird die Anzahl der Beplankungslagen weiter erhöht und ein elastisch, d. h. im hier untersuchten Fall über eine Elastomer, entkoppeltes Abhängesystem verwendet, ist eine weitere Steigerung der Trittschalldämmung möglich. Um den Empfehlungen des Herstellers zu entsprechen (optimaler Arbeitsbereich des Abhängers bei 60 % bis 80 % Auslastung), waren bei unserer Balkendecke drei Beplankungslagen GKF (etwa 12 kg/Abhänger) notwendig. Die resultierende Eigenfrequenz der Unterdecke liegt nach Herstellerangaben dadurch bei 9 Hz und somit etwas unter den Empfehlungen im Holzbau Handbuch 3/3/1 [77] (Eigenfrequenz zwischen 12 Hz und 25 Hz).

Abbildung 78 verdeutlicht, welche Norm-Trittschallpegel beim Einsatz solcher elastisch entkoppelter Direktabhänger erreicht werden. Wie zu erkennen ist, werden die Trittschallpegel ab 63 Hz aufwärts im Vergleich zu der Variante mit einfach entkoppelten Direktabhängern und weniger Beplankungslagen nochmals sehr deutlich reduziert. Die Abhängehöhen waren hierbei stets 60 mm. Es zeigt sich bei der elastisch entkoppelten Variante allerdings wieder ein Anstieg des Norm-Trittschallpegels im 50 Hz Terzband, wodurch sich die tieffrequente Schalldämmung und somit der $L_{n,w}$ + $C_{I,50}$-Wert verschlechtert. Die Ursache für diesen Anstieg konnte nicht genau ausgemacht werden, eventuell kommt hier die Masse-Feder-Masse-Resonanz des Estrichs ($f_0 \leq 65$ Hz) zum Tragen.

Anhand von Abbildung 78 wird auch deutlich, dass durch den sehr steilen Abfall des Norm-Trittschallpegels mit zunehmender Frequenz der $C_{I,50}$-Wert sehr hoch wird

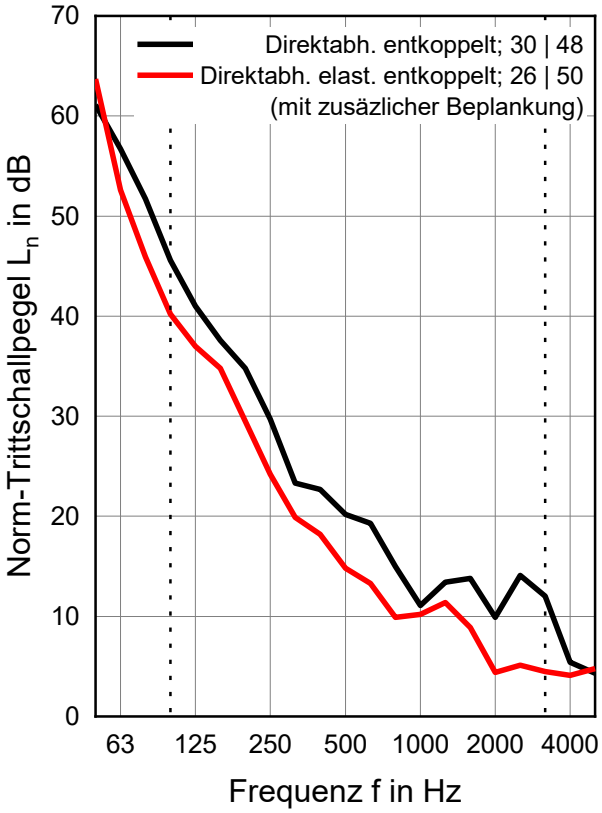


Abbildung 78: Trittschallpegel mit einem einfach entkoppelten Unterdeckensystems im Vergleich zu einem schwereren, elastisch entkoppelten Unterdeckensystem. Einfach entkoppelt: 2 × 12,5 mm GKF; elastisch entkoppelt: 2 × 15 mm GKF + 1 × 12,5 mm GKF, Decke mit 150 kg/m² ZE, mit Schüttung, e = 30 cm, Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w}$ + $C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

Soll aus statischen Gründen, Aufgrund von Einblasdämmstoffen oder aus Gründen der Vorfertigung eine OSB-Beplankung unterseitig direkt auf die Deckenbalken aufgebracht werden, so verschlechtert dies die Trittschalldämmung der Decke sehr deutlich, wie Abbildung 79 zeigt. Auch wenn im Weiteren eine Unterdecke auf Federschienen angebracht wird, zeigt die Decke nahezu über den gesamten Frequenzbereich eine deutlich geringere Schalldämmung als dieselbe Decke ohne unterseitige OSB. Der Einsatz einer solchen unterseitigen Direktbeplankung sollte möglichst vermieden werden, bzw. wären hier Optimierungsmaßnahmen zu entwickeln.

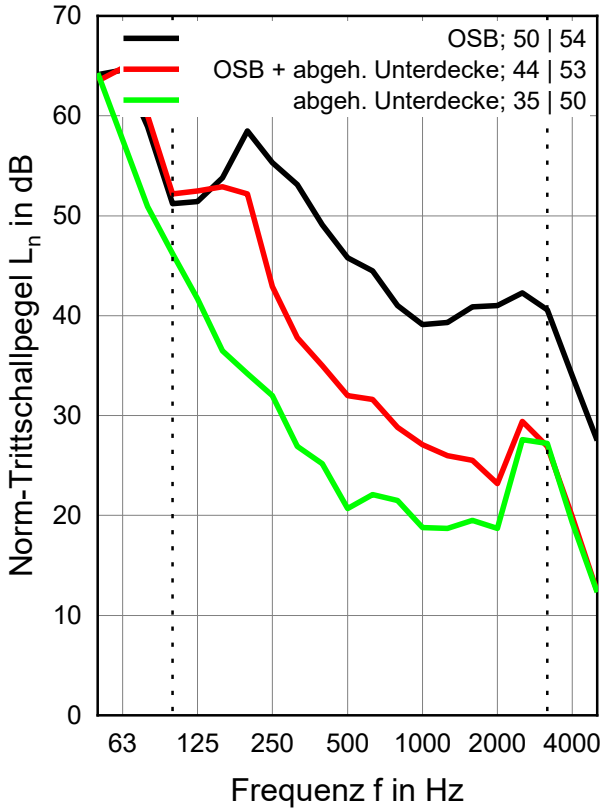


Abbildung 79: Vergleich der Norm-Trittschallpegel bei einer unterseitigen OSB-Direktbeplankung ohne und mit abgehängter Unterdecke sowie bei einer abgehängten Unterdecke ohne direkt beplankter OSB. Decke mit 150 kg/m² ZE, mit Schüttung, e = 30 cm, Unterdecke mit FS mit 2 × 12,5 mm GKF, Einzahlkennwerte $L_{n,w}$ | $L_{n,w}$ + $C_{I,50\text{-}2500}$ in dB in der Legende

4.3.2 Holzmassivbauweise

4.3.2.1 Einfluss Untersicht

Am Beispiel einer 160 mm dicken BSP Decke mit 60 mm Schüttung, 30 mm TDPS Trittschalldämmung und einem 60 mm dicken Estrich wird die Auswirkung der Ausführung der Untersicht in Abbildung 80 dargestellt.

Mit Sicht-Decke zeigt sich das erwartbare Verhalten von Aufbauten einer auf den Masse-Feder-Masse-Effekt aufgebauten Fußbodenkonstruktion. Die Resonanzfrequenz dieses Aufbaus liegt unter der Annahme, dass die dynamische Steifigkeit an der Obergrenze der Herstellerangabe (≤ 10 MN/m3) liegt, rechnerisch bei ca. 57 Hz. Der höchste erkennbare Normtrittschallpegel mit über 64 dB tritt in diesem Bereich auf. Die Wirkung des schwimmenden Estrichs wäre ab etwa 70 Hz zu erwarten, und zeichnet sich im Terzbandverlauf sogar etwas günstiger ab – die Rohdecke allein weist bis 100 Hz einen Normtrittschallpegel von etwas über 67 dB auf. Es ist also davon auszugehen, dass die tatsächlich wirksame dynamische Steifigkeit etwas niedriger liegt. Darüberhinaus können auch die Wirkung der losen Schüttung (hier wird gerade im tieffrequenten Bereich Energie durch

Dämpfung abgebaut) und auch die luftschallabsorbierende Wirkung der Trittschalldämmung noch etwas zur Reduktion des Trittschallpegels beitragen.

Bei der Montage einer direkten Beplankung (mittels einer 12,5 mm dicken GKF) trat der unerwartete Effekt auf, dass sich die Trittschalldämmung um 1 dB erhöhte, wobei davon besonders die Terzbänder zwischen 250 Hz und 1250 Hz betroffen waren, gleichzeitig aber sogar eine leichte Verbesserung im tiefen Frequenzbereich zu beobachtet war. Auch eine Änderung der Verschraubung (des Schraubenbildes bzw. der Anzahl der Schrauben) erbrachte hier keine Verbesserung.

Eine Abhängung mit 30 mm Abstand mittels Hutschienenmontage ergab deutliche Verbesserungen ab 200 Hz, der tieffrequente Bereich wurde jedoch angehoben. Die Resonanzfrequenz der Unterdecke liegt rechnerisch bei etwa 100 Hz, was auch dem Kurvenverlauf entsprechen würde, wenn man von einer wirksamen Dämpfung ausgeht. Eine Überraschung erbrachte das Ergebnis mit einer 70 mm Abhängung: diese erbrachte eine erkennbare Verschlechterung im tieffrequenten Bereich. Die Resonanzfrequenz mit 70 mm Abhängung errechnet sich zu etwa 70 Hz, was sich hier deutlich abzeichnet. Erklären ließe sich das damit, dass hier auch der schwimmende Estrich auf eine Resonanzfrequenz um etwa 70 Hz abgestimmt wurde – und somit eine Resonanzübertragung stattfinden kann.

Es zeigt sich hier, wie wichtig es ist, nicht nur auf die Abhängehöhe der Unterdecke zu achten, sondern auch darauf, dass eine Abstimmfrequenz gewählt wird, die möglichst nicht mit der Estrich-Resonanzfrequenz oben übereinstimmt, ansonsten hat dies negative Auswirkungen besonders auf den tieffrequenten Bereich.

Tauscht man den Zementestrich gegen einem Trockenestrich, wird das noch deutlicher: Die höher liegende Resonanzfrequenz des Trockenestrichelements führt zu einem deutlichen Anstieg des Trittschallpegels bei 80 und 100 Hz, und auch zu dem oben bereits beschriebenen - für die subjektive Wahrnehmung sehr ungünstigen - „Sprung“ der Werte zwischen benachbarten Terzbändern.

Für die Verwendung eines Trockenestrichs wäre jedenfalls eine deutlich tiefere Abstimmung der Unterdecke sinnvoll, eventuell auch in Kombination mit einer doppelten Beplankung der Unterdecke (die dann jedenfalls seitlich elastisch von den Wänden getrennt sein muß). Dies ist auch deutlich bei der Luftschalldämmung zu erkennen, wie auch die Wirkung der abgehängten Decken oberhalb von 200 Hz, wo aber ohnehin bereits eine gute Schalldämmung vorliegt.

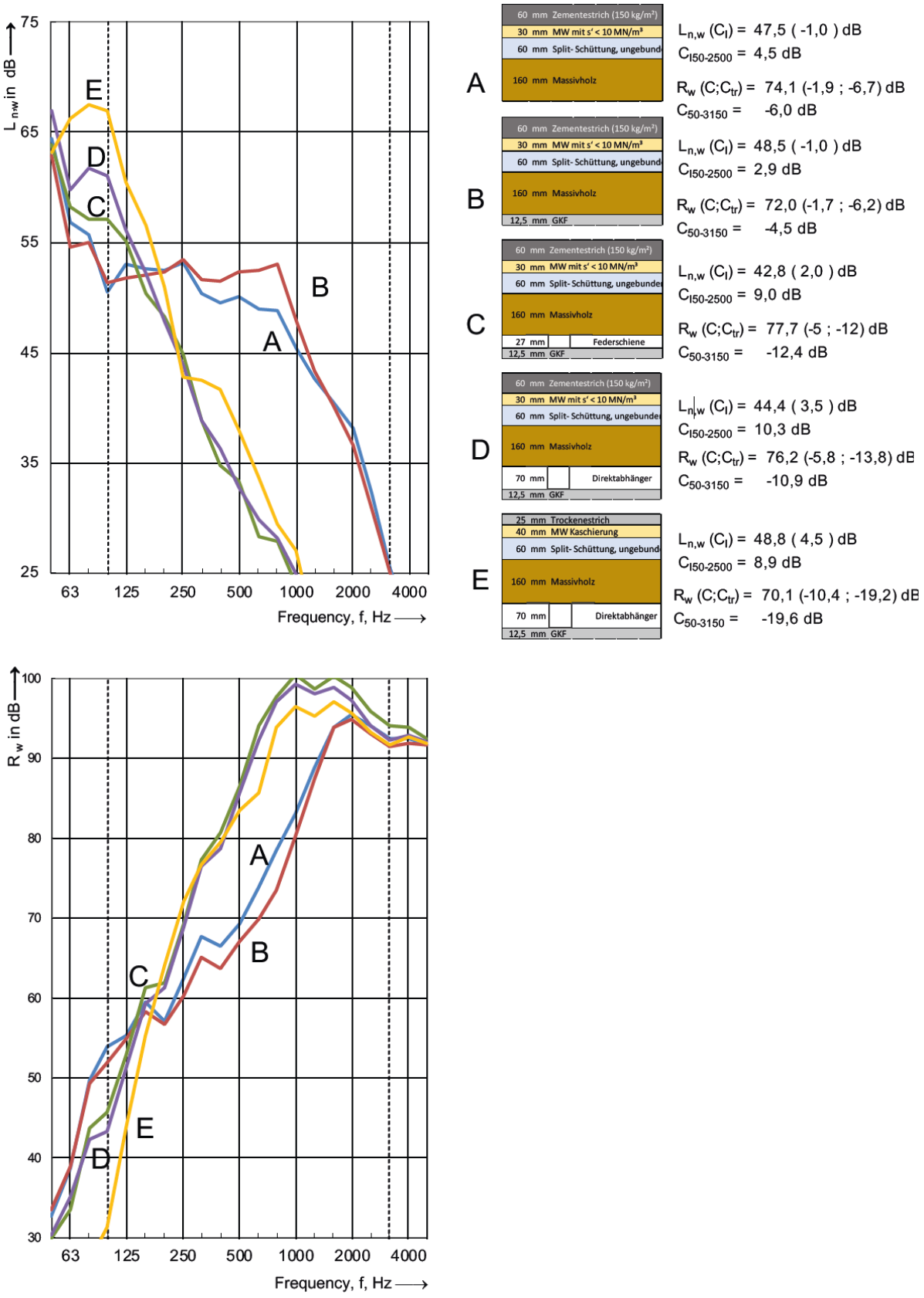


Abbildung 80: Wirkung der Untersicht in Kombination einer Brettsperrholzdecke 160 mm mit schwimmendem Estrich. Oben Normtrittschallpegel Ln , unten Schalldämm-Maß R

4.3.2.2 Einfluss Schüttung

Eine oft gestellte Frage betrifft die Wirkung gebundener Schüttungen im Vergleich zu nicht gebundenen Schüttungen. Die Schüttung wird in der Praxis häufig zum Ausgleich der Unebenheiten verwendet, die durch Installationen auf der Rohdecke entstehen, um eine ebene Basis für die Trittschalldämmung herzustellen und Höhenunterschiede auszugleichen. In der Bauakustik erhöht sie aber auch das Gewicht der Rohdecke, was sich günstig für die Schalldämmung auswirkt und auch eine tiefere Abstimmung zusammen mit dem schwimmenden Estrich erleichtert. Die lose Schüttung hat den Vorteil, dass sie zusätzlich dämpfend wirkt. Ideal wäre hier Sand, da Sand aber leicht über Fugen und Löcher verrieselt, aber auch bei lokaler Belastung nachgibt, ist er als lose Schüttung nicht geeignet. Darüber hinaus hat Sand den Nachteil, dass er im Falle einer unplanmäßigen Befeuchtung schwer trocknet, was gerade im Holzbau das Schadensrisiko erhöht, wenn Feuchtigkeit lange am Holz anliegt. Man verwendet daher am besten gewaschenen, trockenen Splitt 4/6, der sich als ausreichend standfest und leicht einbringbar bewährt hat. Erfahrungsgemäß können zementgebundene gebundene Schüttungen unter 8 cm zu einer Verschlechterung der Trittschalldämmung führen, was mit dem modalen Eigenleben der dünnen „Schüttungsplatte“ und der durch die Bindung verminderte Dämpfungswirkung zusammenhängen dürfte. Daher wurde hier für die gebundene Variante eine Dicke von 100 mm gewählt, wobei einmal eine Zementbindung und zum anderen eine elastische Bindung untersucht wurde. Am Beispiel eines Aufbaues mit 160 mm BSP und 70 mm abgehängter Untersicht zeigt sich in Abbildung 81, dass das höhere Gewicht, aber auch die durch das höhere Gewicht geänderte Abstimmung eine sehr günstige Wirkung im Frequenzbereich unter 250 Hz aufweist. Die Untersuchung einer elastisch gebundenen Schüttung mit 100 mm Dicke erbrachte ein leicht vorteilhaftes Verhalten bei tiefen Frequenzen, wobei der Peak bei 100 Hz davon unberührt blieb. Bei 100 mm Dicke des elastisch gebundenen Splitts wurde auch dieser Peak abgesenkt, und der Verlauf nur noch von der 100 mm dicken, zementgebundenen Schüttung übertroffen: Dabei soll angemerkt werden, dass die elastisch gebundene Schüttung ein Flächengewicht von 161 kg/m^2 erreichte, und die zementgebundene 176 kg/m^2, also etwas leichter war. Im höheren Frequenzbereich zeigte die Variante mit Zementbindung höhere Pegel als die Variante mit elastischer Bindung. Ohne die bauakustisch kaschierende Wirkung der Unterdecke wären die mittel- und hochfrequenten Trittschallpegel durch die zementgebundenen Schüttung vermutlich nochmals einiges höher als bei der Variante mit elastischer Bindung. Die versuchsweise Anordnung einer doppelten Beplankung der abgehängten Decke führte wiederum zu einer Verschlechterung im tiefen Frequenzbereich – auch hier ist wieder zu beachten, dass die Resonanzfrequenzen der Systeme Estrich und Unterdecke für ein günstiges Systemverhalten jedenfalls unterscheiden sollten. Im Bereich über 100 Hz, brachte die doppelte Beplankung eine deutliche Verbesserung, dennoch würde dies subjektiv bei entsprechender Belastung (Trampeln, Kinderspringen, Fersengehen) erfahrungsgemäß ungünstiger bewertet werden.

In Bezug auf die Luftschalldämmung zeigen alle Aufbauten eine ähnliche Charakteristik, wobei im tieffrequenten jeweils die dickeren Schüttungen, aber auch die doppelte Beplankung der Unterdecke Vorteile zeigen.

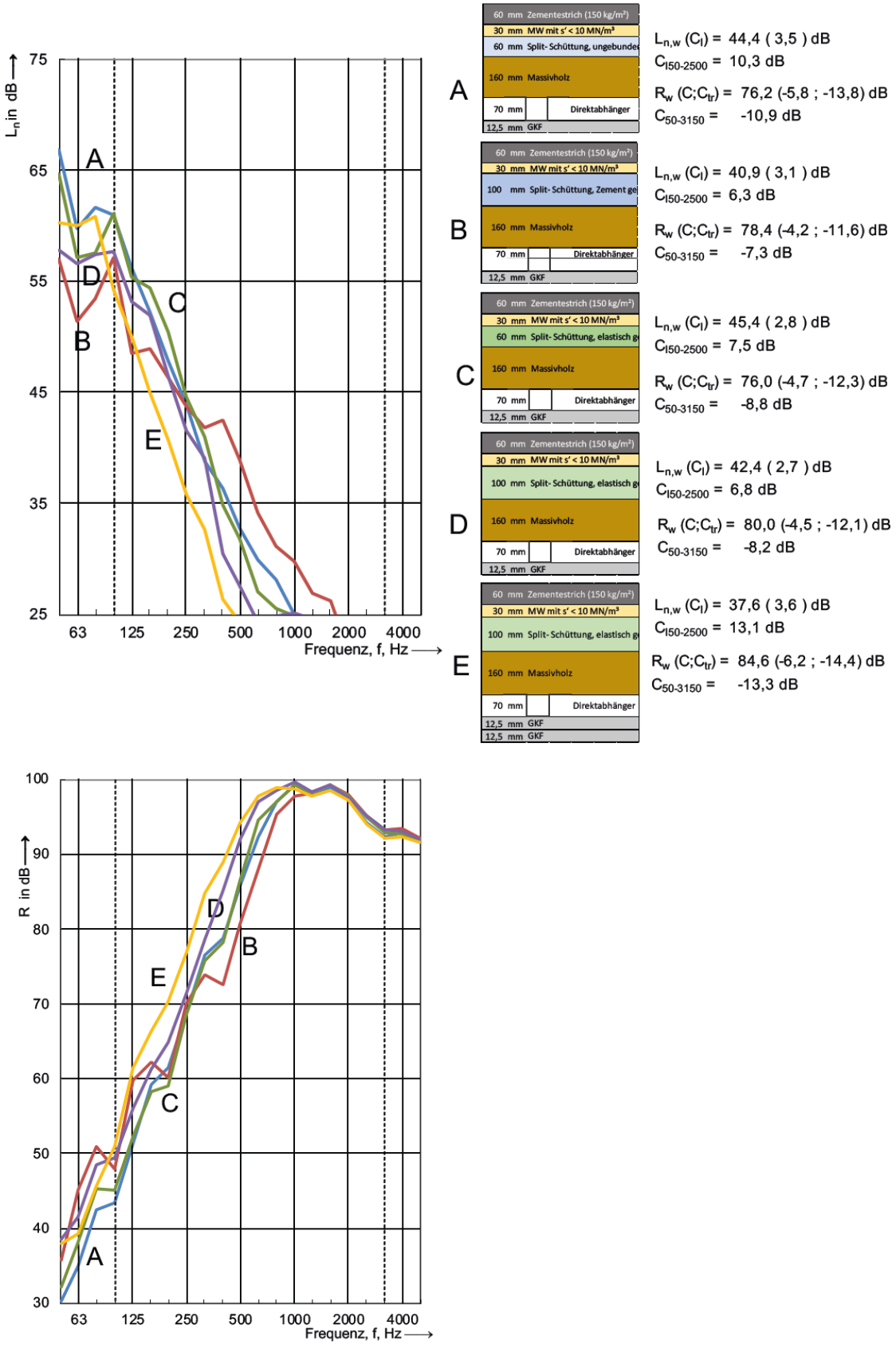


Abbildung 81: Wirkung von Schüttungen in Kombination einer Brettsperrholzdecke 160 mm mit schwimmendem Estrich. Oben Normtrittschallpegel L_n , unten Schalldämm-Maß R.

4.3.2.3 Einfluss BSP-Dicke

Sehr häufig wird auch die Frage gestellt, wie sich die Plattendicke der Brettsperrholzdecke auf den Aufbau auswirkt. An zwei verschiedenen Plattendicken wurde dieser Einfluß untersucht.

Wie Abbildung 82 zeigt, liegt der bewertete Normtrittschallpegel der Rohdecke 160 mm bzw 200 mm bei 86,5 bzw. 85,2 dB, wobei die höchsten Pegel im mittleren Frequenzbereich auftreten. Mit 6 cm Splittschüttung, 30 mm TDPS und dem schwimmenden Estrich verbessern sich diese Werte deutlich auf 47,5 dB bzw. 46,9 dB. Für die Luftschalldämmung der Rohdecken ergab sich ein R_w von 86,5 dB bzw. 85,2 dB mit ähnlicher Charakteristik. Zusammen mit dem Fußbodenaufbau wurde schließlich ein R_w von 74,1 dB bzw. 73,7 dB gemessen, mit noch weiter verringerten Unterschieden im Kurvenverlauf, beide Varianten starteten mit beachtlichen 34 dB bei 50 Hz.

Insbesondere bei bestimmten Brettlagen kann es durch die Koinzidenzgrenzfrequenzen einer Brettsperrholzplatte zu mehr oder weniger ausgeprägten Spitzen kommen, wodurch bei gleicher Dicke Differenzen auftreten können, die auch von der Resonanzfrequenz des Fußbodenaufbaues oder einer abgehängten Decke verstärkt werden können.

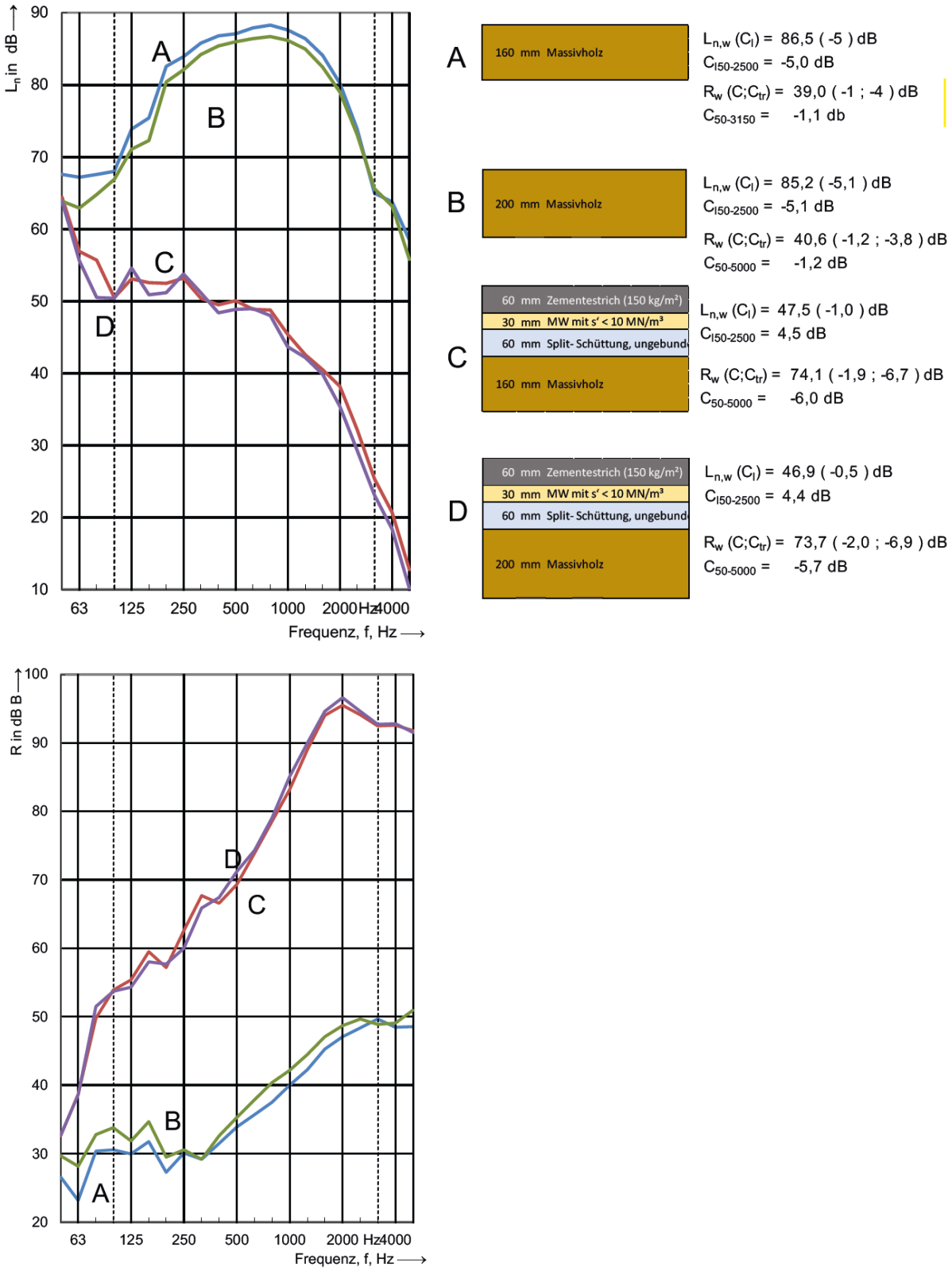


Abbildung 82: Wirkung der Dicke der Brettsperrholzdecke am Beispiel einer 160 mm und 200 mm dicken Brettsperrholzdecke. Oben Normtrittschallpegel L_n, unten: Schalldämm-Maß R

4.4 Flankenübertragung

4.4.1 Knoten in Holzrahmenbauweise

In den folgenden Grafiken werden jeweils die frequenzabhängigen Norm-Flankentrittschallpegel $L_{n,f,ij,lab}$ verglichen. Die bewerteten Norm-Flankentrittschallpegel $L_{n,f,ij,lab,w}$ sind jeweils in den Legenden angegeben.

Hinweis: Die in den Grafiken dargestellten Norm-Flankentrittschallpegel müssen für die Planung nach EN ISO 12354-2:2017 um die tatsächliche Geometrie der Flanke korrigiert werden. Rechenbeispiele zur Umlegung der Labormesswerte in Bausituationen sind in [48] angeführt.

4.4.1.1 Einfluss der Auflast

Abbildung 83 zeigt den Einfluss der Auflast und der Verschraubung auf einen nicht entkoppelten (links) und einen, mit Elastomer auf dem unteren Deckenlager, entkoppelten Stoß (rechts). Bei Ausführung eines nicht entkoppelten Stoßes kommt es bei fehlender Auflast durch die gewählte Verschraubung zu einer Verschlechterung des Norm-Flankentrittschallpegels. Wird eine Auflast von rund 30 kN/m auf den Stoß aufgebracht, so zeigt sich eine weitere Erhöhung der Trittschallübertragung im mittel- und hochfrequenten Bereich. Tieffrequent wird die Trittschallübertragung durch die stärkere Einspannung hingegen verringert. Im Gegensatz zur unbelasteten Variante kommt es im belasteten Fall durch die Verschraubung zu keiner Änderung des Norm-Flankentrittschallpegels. Wird die Flanke durch das Einlegen eines Elastomers verbessert, erhöht die Verschraubung die flankierende Übertragung auch unter Auflast deutlich. Bei entkoppelten Stößen wirkt die Verschraubung somit stets als deutliche Körperschallbrücke.

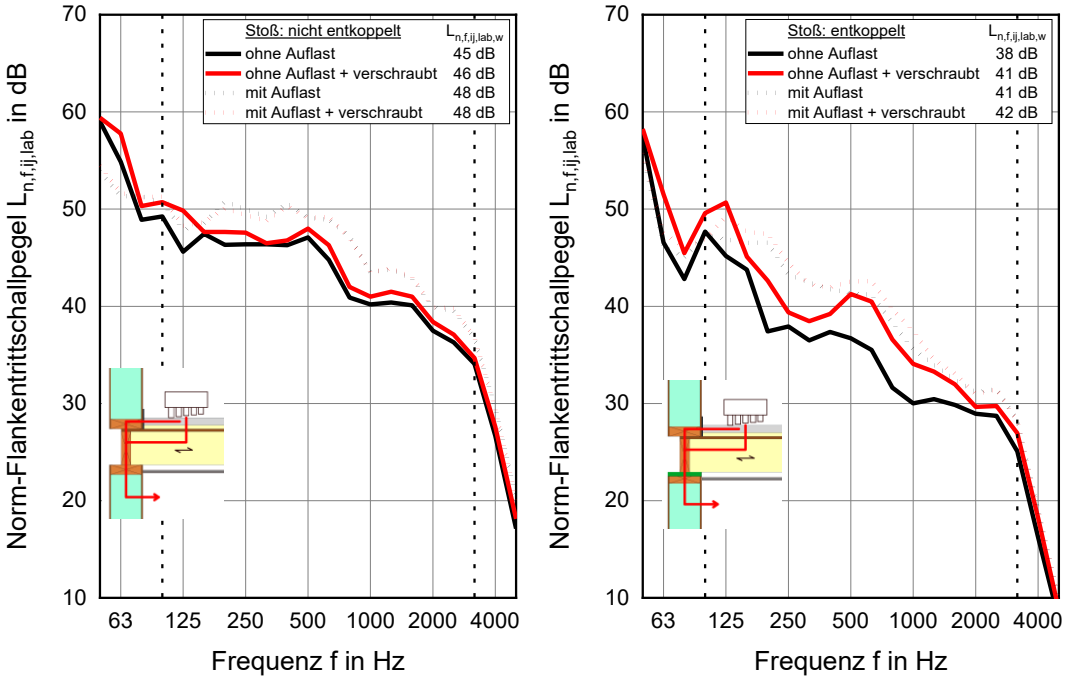


Abbildung 83: Einfluss einer Auflast (gepunktet) sowie der Verschraubung (rot) der Flanke bei Ausführung eines nicht entkoppelten (links) und eines entkoppelten Stoßes (rechts).

4.4.1.2 Verbesserungsmaßnahmen

Eine einfache Möglichkeit die Trittschall-Flankenübertragung im Holzrahmenbau zu verringern sind zusätzliche Direktbeplankungen der Wände. Nachfolgend werden die Varianten mit zusätzlich einfach und zweifach angebrachter 12,5 mm Gipskartonplatten der Grundkonfiguration mit reiner OSB-Beplankung gegenübergestellt (Abbildung 84 links). Die Beplankungen wurden sende- und empfangsraumseitig gleich ausgeführt. Das Anbringen einer Lage Gipskartonplatten bringt über den gesamten Frequenzverlauf eine Verbesserung. Eine weitere Lage führt zu einer weiteren Reduktion bis 2000 Hz. Hochfrequent ab 2000 Hz ist zwischen der einfachen und zweifachen Zusatzbeplankung kein Unterschied zu erkennen. Bei den Einzahlkennwerten kommt es mit einer Lage zu einer Verbesserung von 4 dB, eine zweite Lage sorgt für zusätzliche 3 dB Verbesserung.

Zur Reduktion der Flankenübertragung kann auch der Deckenaufbau an sich und/oder dessen Lagerung modifiziert werden. Zum einen verringert ein besserer Fußbodenaufbau den Eintrag über den Übertragungsweg Df. Zum anderen kann eine elastische Zwischenschicht am Deckenauflager die Übertragung über die Flanke verringern. In Abbildung 84 rechts ist zu sehen, dass das Einbringen einer Schüttung oder des gewählten Elastomers im Stoß jeweils zu ähnlichen Verbesserungen im Norm-Flankentrittschallpegel führen. Der bewertete Einzahlwert der Ausgangsvariante wird von 48 dB (nicht entkoppelt) auf 42 dB (entkoppelt) bzw. 41 dB (mit Schüttung) reduziert.

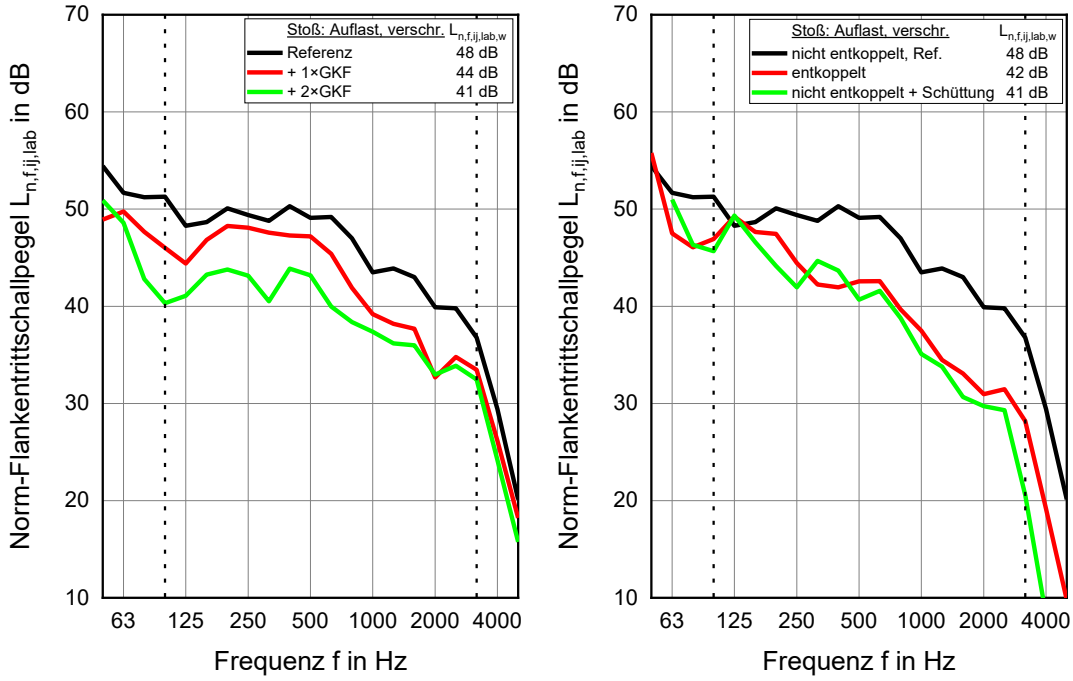


Abbildung 84: Links: Einfluss von ein (rot) oder zwei (grün) Lagen 12,5 mm Gipskartonplatten (GKF) auf den flankierenden Wänden. Rechts: Einfluss durch eine lose Schüttung (grün) oder ein Elastomer im Stoß (rot). Die Stöße waren jeweils belastet und verschraubt.

4.4.1.3 Einfluss Verbindungsmittel bei entkoppelter Lagerung

Verbindungsmittel haben besonders bei Stößen mit elastischen Zwischenschichten einen Einfluss auf die Flankenübertragung (vgl. Abbildung 83). Die Verbindungsmittel stellen in einem solchen Fall in der Regel die einzig starre Verbindung zwischen angeregtem und abstrahlendem Bauteil dar. Je nach Ausführung limitiert diese das Verbesserungspotential der elastischen Zwischenschicht. In Abbildung 85 sind Messungen mit elastischer Zwischenschicht und unterschiedlichen Verbindungsmitteln dargestellt. Die Messung ohne elastische Zwischenschicht und Standardverschraubung stellt dabei die Referenz dar. Das Potential des hier gewählten Elastomers zeigt die Messung ohne Verbindungsmittel, wodurch der Einzahlwert von 48 dB auf 41 dB gesenkt wird. Die gewählte Standardverschraubung sorgt tief- und mittelfrequent für eine geringfügige Verschlechterung. Im Hochbau sind aus statischen Gründen oft zusätzlich außenliegende, geschossübergreifende Zugverankerungen notwendig (Abbildung 85, rechts). Diese führten ergänzend zu der Verschraubung zu einer weiteren Erhöhung des Einzahlwertes auf 44 dB, was schließlich einen um 4 dB geringeren Einzahlwert im Vergleich Ausgangsvariante bedeutet.

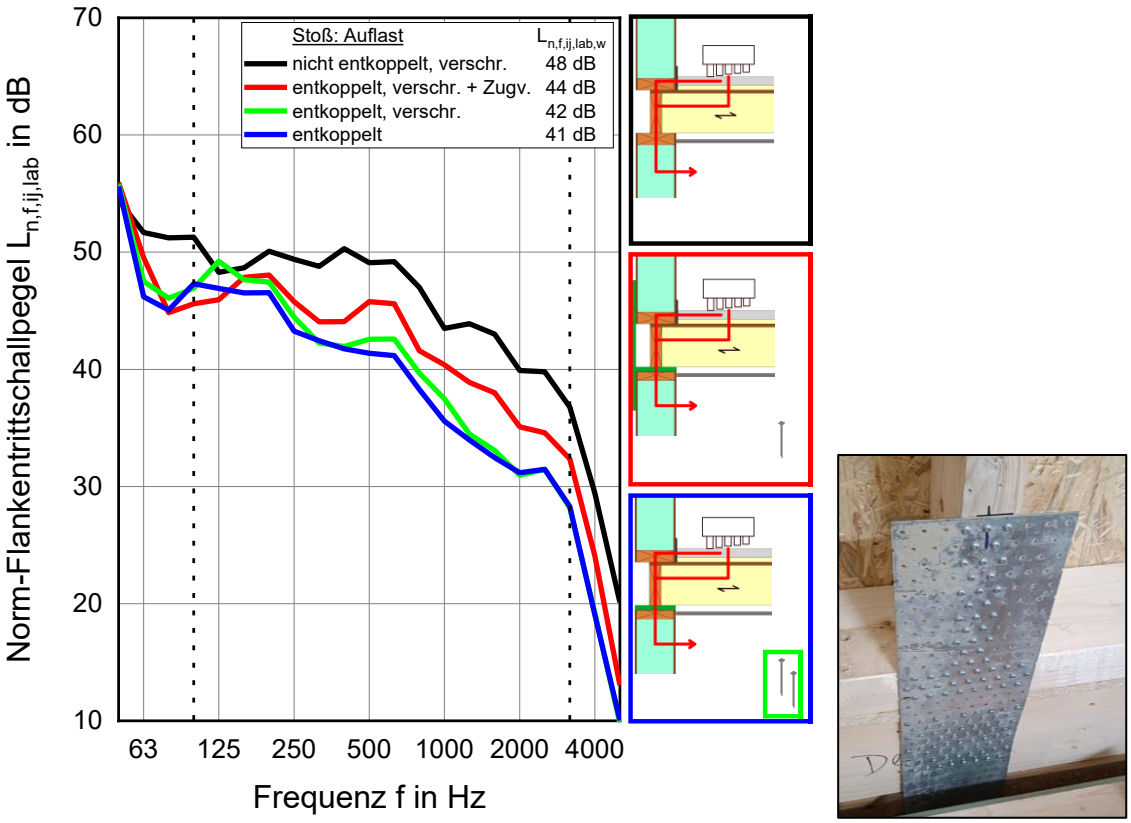


Abbildung 85: Links: Einfluss von Verbindungsmitteln auf den Norm-Flankentrittschallpegel mit elastischer Zwischenschicht im Stoß. Rechts: Untersuchte außenliegende und geschossübergreifende Zugverankerung.

4.4.1.4 Flankenweg DFf

In Abbildung 86, links, sind beispielhaft zum Norm-Flankentrittschallpegel (schwarz) auch die separierten Übertragungswege Df (rot) und DFf (grün) einer Flankensituation gezeigt. Im Unterschied zu den Grundbauteilen war eine lose Schüttung unter dem Fußbodenaufbau eingebracht, die Flanke war belastet. In der rechten Grafik ist der gemessene Flankenweg DFf jenen aus [78] und [52] gegenübergestellt.

Der hellgrüne Pegelverlauf entspricht dabei der zuvor beschriebenen Messung an der HFA. Diese liegt am unteren Ende des Streubereichs der gemessenen DFf aus [78] und [52]. Die Wände der gezeigten DFf waren dabei jeweils mit OSB oder Spanplatten beplankt. Die orange und blau markierten Verläufe sind jene Messungen aus [52] mit OSB-beplankten flankierenden Wänden. Die orangene Kurve weist ähnlich niedrige Pegel wie die hellgrüne Kurve aus. Diese ähneln sich auch im Fußbodenaufbau, der eine lose Schüttung beinhaltete. Der größte Unterschied ergab sich durch die Rohdecken, die in der orangenen Kurve eine Brettsperrholzdecke darstellt. Die ähnlichen Kurvenverläufe lassen die Annahme zu, dass speziell für den Weg DFf die Grunddecke selbst eine untergeordnete Rolle spielt. Der blaue Kurvenverlauf zeigt eine Balkenlage als Grunddecke ohne Schüttung im Fußbodenaufbau. Hier kommt es im Vergleich zu den Messungen mit Schüttung zu deutlichen Unterschieden bei der Übertragung über DFf.

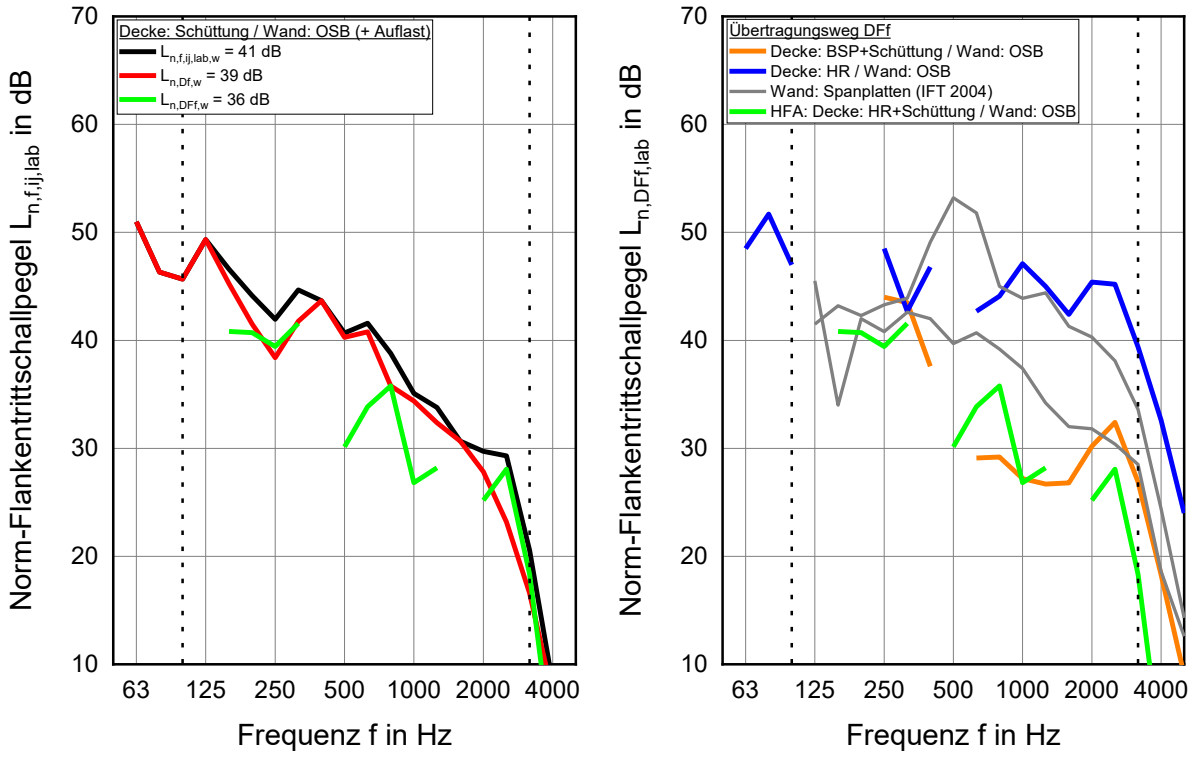


Abbildung 86: Links: Separierte Übertragungswege Df (rot) und DFf (grün) unter Auflast mit loser Schüttung. Rechts: Übertragungswege DFf aus [78] und [52] inkl. HFA-Messungen.

4.4.2 Knoten in Holzmassivbauweise

Nachfolgend werden exemplarische Ergebnisse der Parameterstudie gezeigt. Wenn nicht anders angegeben stammen die Ergebnisse aus Untersuchungen am Prüfstand der HFA. In den Grafiken der Stoßstellendämm-Maße sind neben den Frequenzverläufen auch die zugehörigen Einzahlkennwerte K_{ij} bzw. $K_{ij,low}$ aufgeführt.

4.4.2.1 Auflast ohne elastisches Entkopplungslager

Abbildung 87 zeigt den Einfluss einer Auflast bei einem L-Stoß ohne elastischem Lager und ohne Verbindungsmittel. Wie zu erkennen ist, wird durch das Aufbringen einer Auflast von 80 kN/m die Stoßstellendämmung im Vergleich zur sehr gering belasteten Fuge deutlich verschlechtert. Wird die Auflast weiter erhöht, ändert sich die Stoßstellendämmung jedoch nur noch geringfügig.

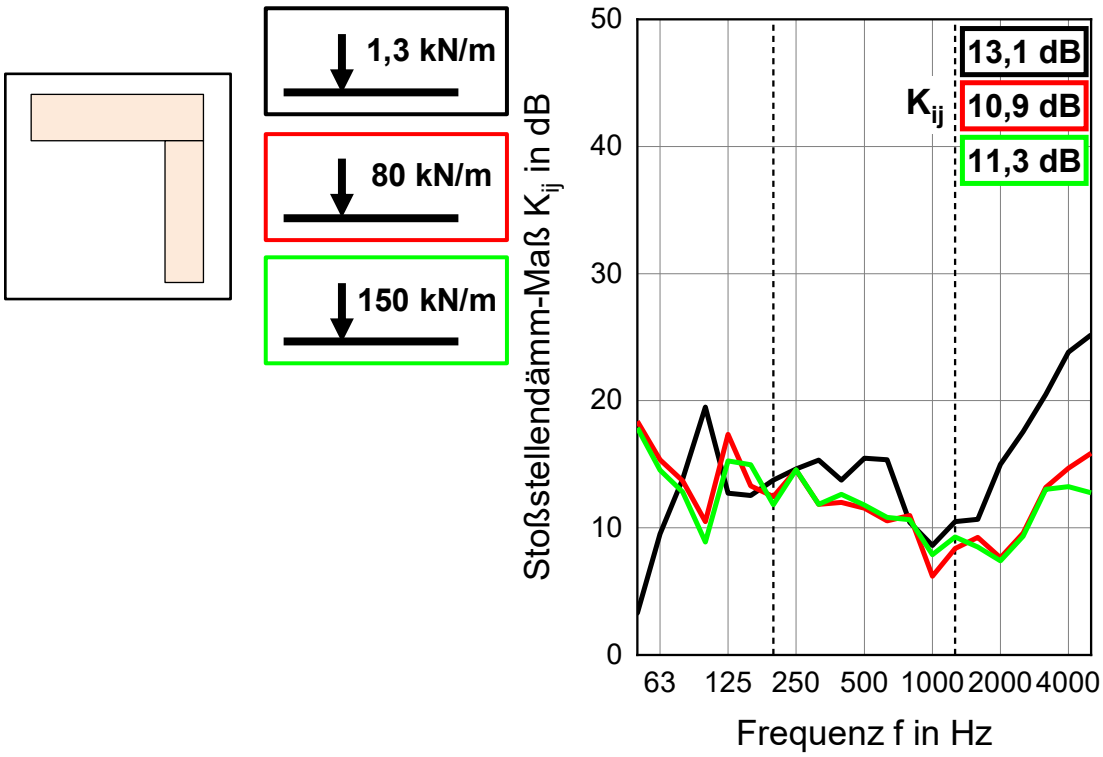


Abbildung 87: Einfluss der Auflast bei einem stumpfen L-Stoß ohne Verbindungsmittel.

4.4.2.2 Standardwinkel ohne elastisches Entkopplungslager

Abbildung 88 verdeutlicht, dass ein Winkel bei sehr gering (z. B. nur durch das Eigengewicht der Wand) belasteter Stoßfuge ohne elastische Entkopplungslager die Stoßstellendämmung deutlich verschlechtert (linke Grafik). Wird die Fuge jedoch belastet, so ist der Einfluss des Winkels nur noch sehr gering (rechte Grafik). Auch die Schraubverbindung (Daten nicht dargestellt) weist lediglich bei der unbelasteten Situation einen deutlichen Einfluss auf die Stoßstellendämmung auf, im belasteten Zustand war der Einfluss ebenfalls nur noch gering ausgeprägt.

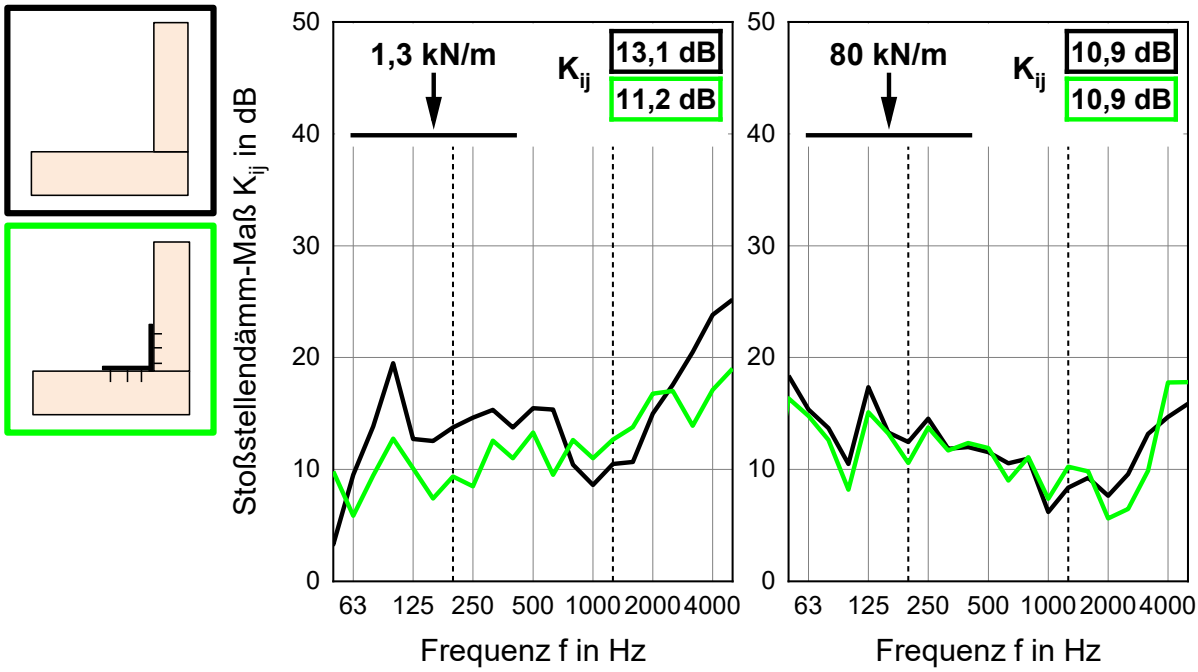


Abbildung 88: Einfluss eines Standardwinkels ohne elastisches Lager bei Variation der Auflast.

4.4.2.3 Auflast bei elastischem Lager mit entkoppelten Winkeln

Anhand der linken Grafik in Abbildung 89 wird ersichtlich, dass eine Überlastung des elastischen Lagers zu Einbußen in der Stoßstellendämmung führt. Dies konnte auch bei einem anderen Produkt nachgewiesen werden. Untersuchungen in [79] zeigen, dass auch eine Unterlastung zu Einbußen in der Stoßstellendämmung führen kann. Wie die rechte Grafik verdeutlicht, wirken die eingesetzten, auf die Belastung abgestimmten Produkte trotz deutlich unterschiedlicher Auflast ähnlich.

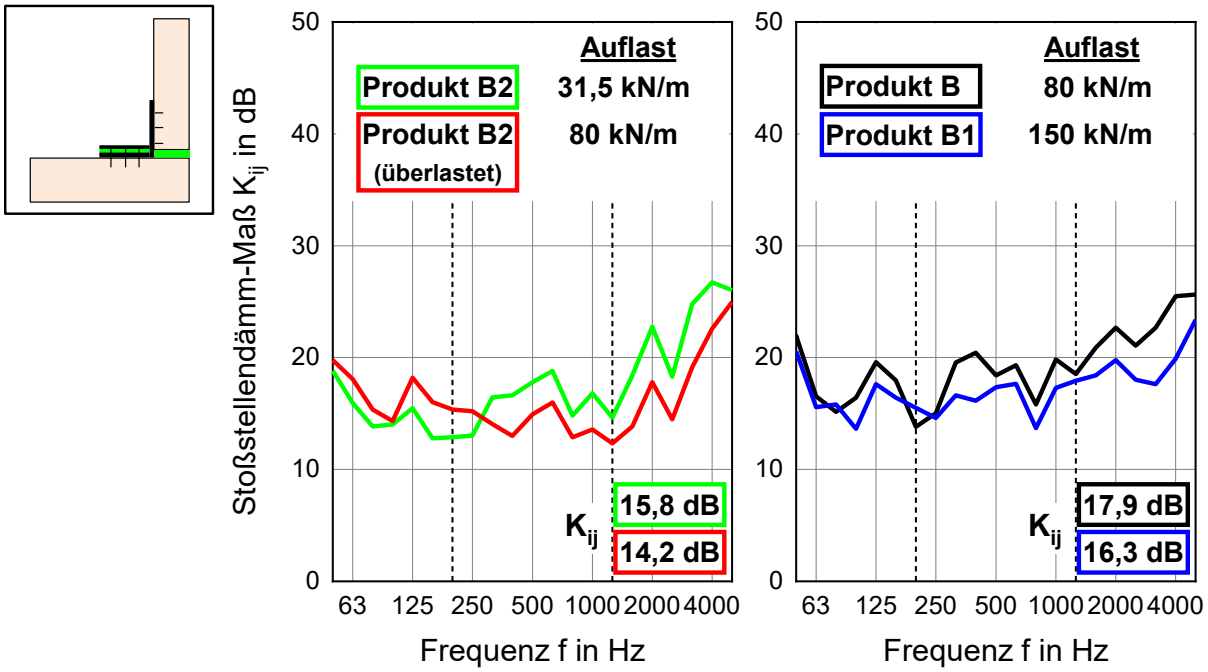


Abbildung 89: Stoßsituation mit elastisch entkoppeltem Winkel. Links: Einfluss einer Überlastung des Lagers, rechts: Wirkung zweier unterschiedlicher Lagerhärten bei korrekter Auslegung.

4.4.2.4 Winkel mit elastischem Entkopplungslager

Abbildung 90 zeigt, dass bei einem stark entkoppelnden Lager (rechte Grafik) trotz der Verwendung eines Standardwinkels ein maßgeblicher Zugewinn in der Stoßstellendämmung möglich ist. Die bestmögliche Lagerausnutzung zeigt sich jedoch erst beim Einsatz von entkoppelten Winkeln. Dabei reduziert der entkoppelte Winkel, bei einem schwächer entkoppelnden Lager (linke Grafik), die Stoßstellendämmung im Vergleich zur Variante ohne Winkel kaum. Bei einem stärker entkoppelnden Lager (rechte Grafik) führt auch der entkoppelte Winkel zu einer etwas reduzierten Stoßstellendämmung im Vergleich zur Variante ohne Winkel.

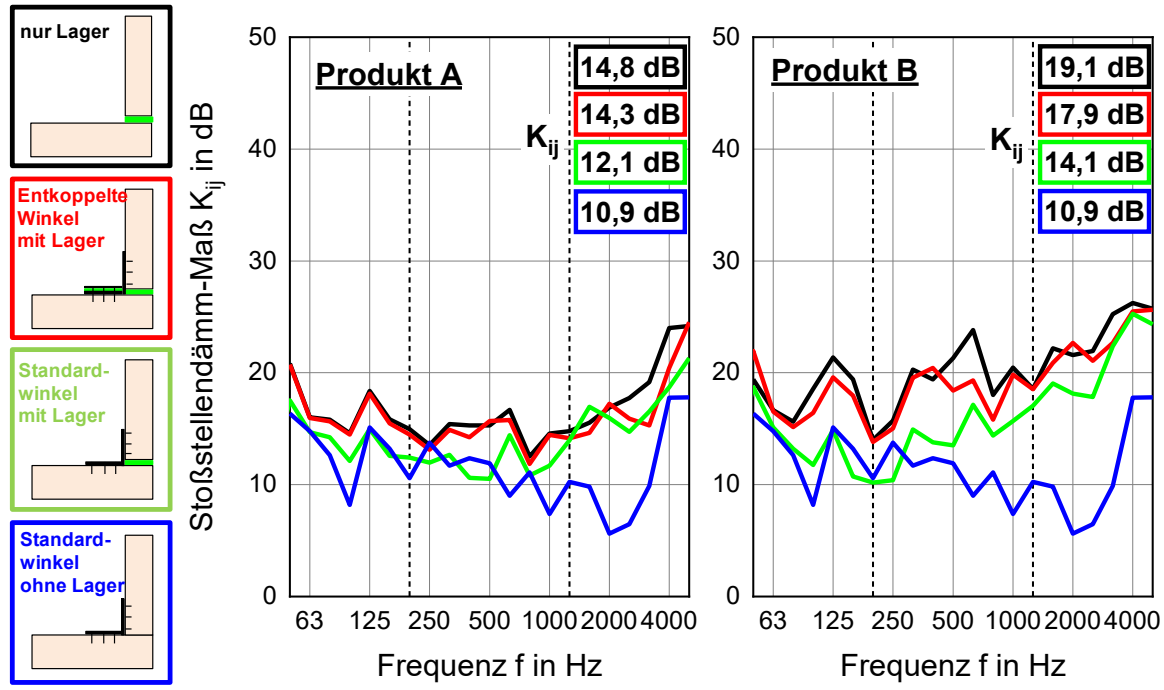


Abbildung 90: Einfluss verschiedener Winkelsituationen bei zwei unterschiedlichen Lagerprodukten, aufgebrachte Last jeweils 80 kN/m.

4.4.2.5 Zugverankerung

Anhand von Abbildung 91 wird ersichtlich, wie stark sich bei einer unbelasteten (d. h. rein durch das Eigengewicht der Bauteile belasteten) T-Stoß-Situation die Stoßstellendämmung zwischen oberer und unterer Wand verbessert, wenn anstelle eines Standardwinkels ein entkoppelter Winkel verwendet wird. *Anmerkung: Das obere, schwarz umrandete Foto zeigt den elastisch entkoppelten Winkel mit seitlichen Montagehilfen, diese werden nach der Montage entfernt.*

Wird jedoch, wie in der Praxis häufig zur Zugverankerung notwendig, außenseitig am T-Stoß zusätzlich ein Lochblech angebracht (rot umrandetes Foto in Abbildung 91), so reduziert dies den Zugewinn durch den entkoppelten Winkel wieder deutlich.

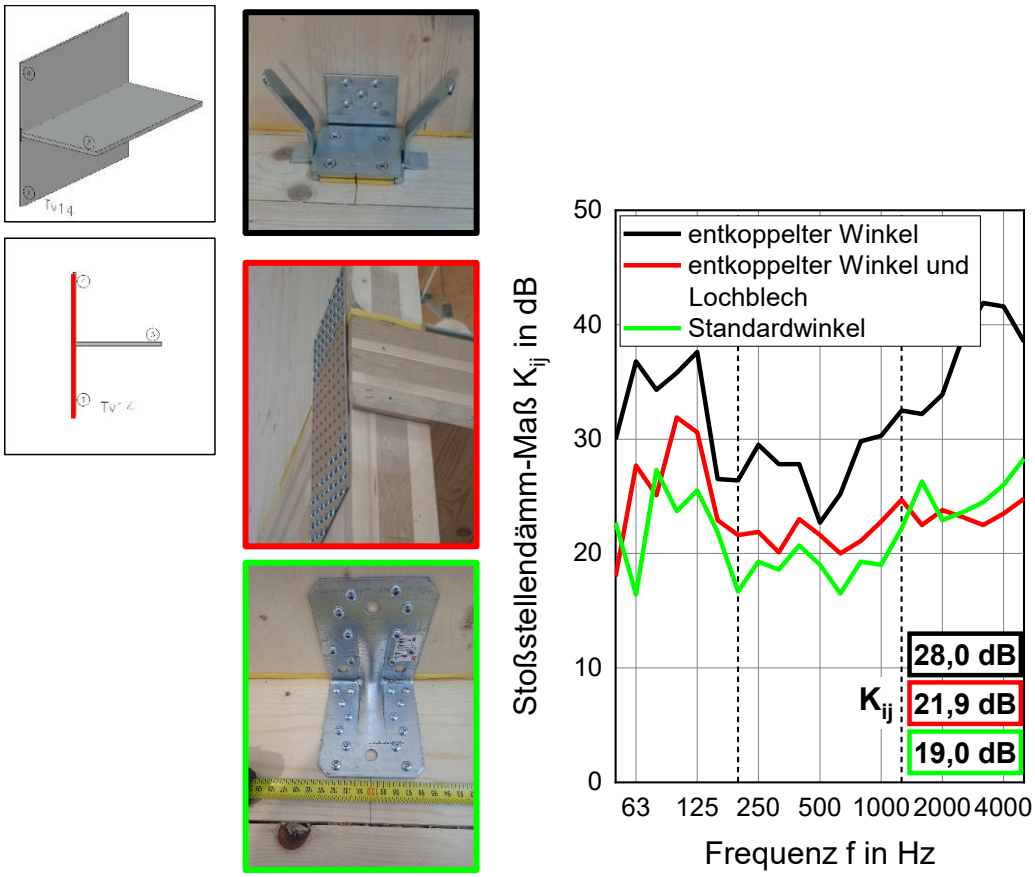


Abbildung 91: Einfluss der Verbindungsmittel auf die Stoßstellendämmung zwischen der oberen und der unteren Wand am T-Stoß der TU Graz. Die Belastung der Stoßfuge erfolgt durch das Eigengewicht der Bauteile.

4.4.2.6 Schüttung

Wie sich die Simulation einer ungebundenen Basalt-Schüttung auf die Stoßstellendämmung auswirkt, wird anhand von Abbildung 9 ersichtlich. Es ist zu erkennen, dass die simulierte Schüttung die Stoßstellendämmung ab 500 Hz abwärts sehr deutlich erhöht.



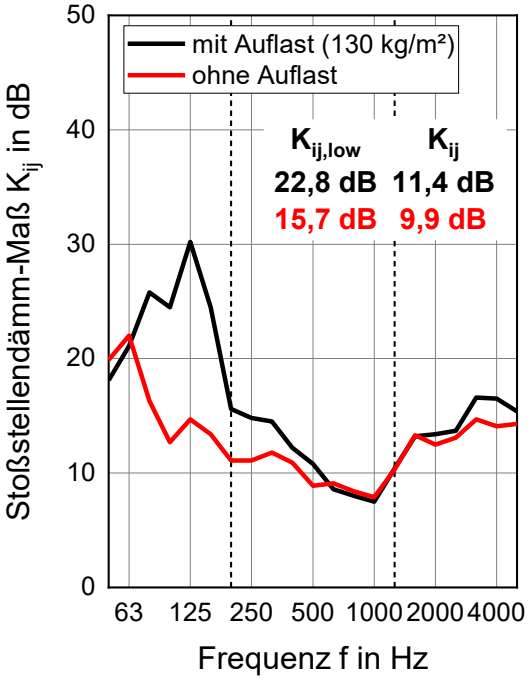


Abbildung 92: Einfluss einer Auflast durch Säcke mit Basalt-Splitt (Simulation einer ungebundenen Schüttung, Flächenlast etwa 130 kg/m²) auf der Decke des L-Stoßes an der TU Graz

4.4.2.7 Bauteilgröße

In der zugrundeliegenden Prüfnorm [55] wird angemerkt, dass der modale Überlappungsfaktor bei Bauteilen ab 250 Hz aufwärts mindestens 1 betragen sollte um eine hohe Messgenauigkeit bei der Ermittlung von K_{ij} sicherzustellen. Dort wird auch aufgeführt, dass bei kleineren modalen Überlappungsfaktoren K_{ij} im Allgemeinen überschätzt wird.

Abbildung 93 stellt die modalen Überlappungsfaktoren der Bauteile aus dem kleineren HFA-Prüfstand jenen aus dem deutlich größeren Prüfstand der TU Graz gegenüber. Wie zu erkennen ist, können die Normanforderungen, bei den gegebenen Prüfkörperlagerungen, auch mit den großen Bauteilen und einer gering angenommenen longitudinalen Wellengeschwindigkeit nicht eingehalten werden.

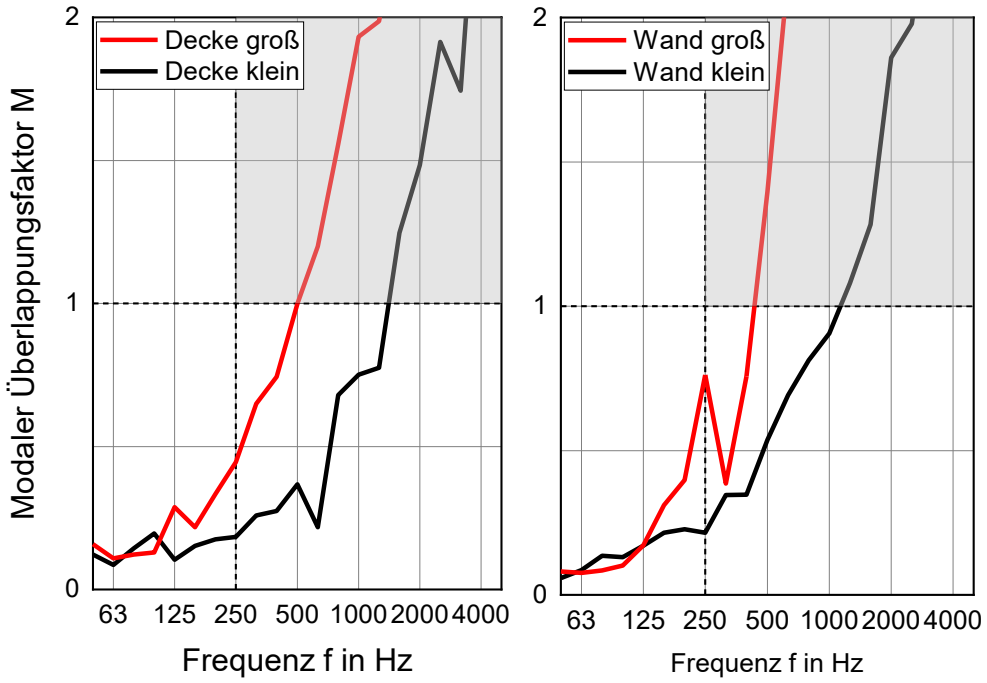


Abbildung 93: Vergleich der modalen Überlappungsfaktoren M der Bauteile im Prüfstand der HFA (klein) und der TU Graz (groß). Annahme: Longitudinale Wellengeschwindigkeit im BSP c_L = 2.500 m/s. Der normativ geforderte Bereich für M ist grau hinterlegt (M ≥ 1 bei f ≥ 250 Hz).

Abbildung 94 bis Abbildung 96 zeigen Vergleiche der Stoßstellendämm-Maße der großen und kleinen Bauteile bei verschiedenen Stoßstellenausbildungen. Wie anhand der Legenden zu erkennen ist, sind die K_{ij}-Einzahlkennwerte derselben Varianten trotz der deutlichen Größenunterschiede in einem ähnlichen Bereich. Wesentliche Unterschiede zeigen sich hingegen bei den $K_{ij,low}$-Einzahlkennwerten und den Frequenzverläufen unterhalb von 200 Hz. Vor allem bei den Stoßvarianten ohne entkoppeltem Winkel zeigen die großen Bauteilen im tiefen Frequenzbereich eine deutlich höhere Stoßstellendämmung als die kleinen Bauteile. Bei der stark entkoppelten Variante mit entkoppeltem Winkel in Abbildung 96 sind die tieffrequenten Unterschiede geringer und die hochfrequenten Unterschiede dafür stärker ausgeprägt als bei den Varianten ohne entkoppelte Verbindungsmittel. Im Frequenzbereich > 1250 Hz liegt die Stoßstellendämmung der kleinen Bauteile je nach Stoßstellenausführung unter, bei oder über der Kennkurve der großen Bauteile.

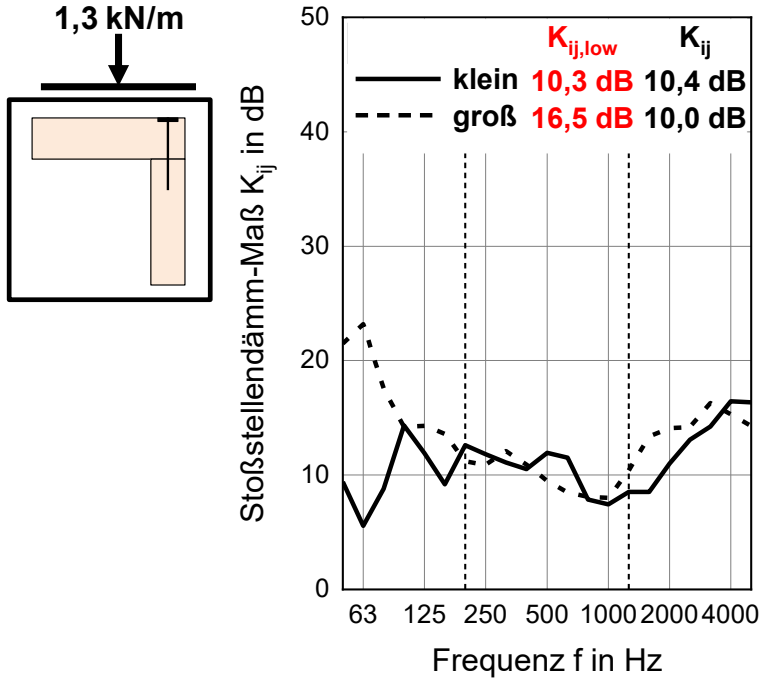


Abbildung 94: Einfluss der Bauteilgröße bei einem L-Stoß mit Verschraubung ohne Lager

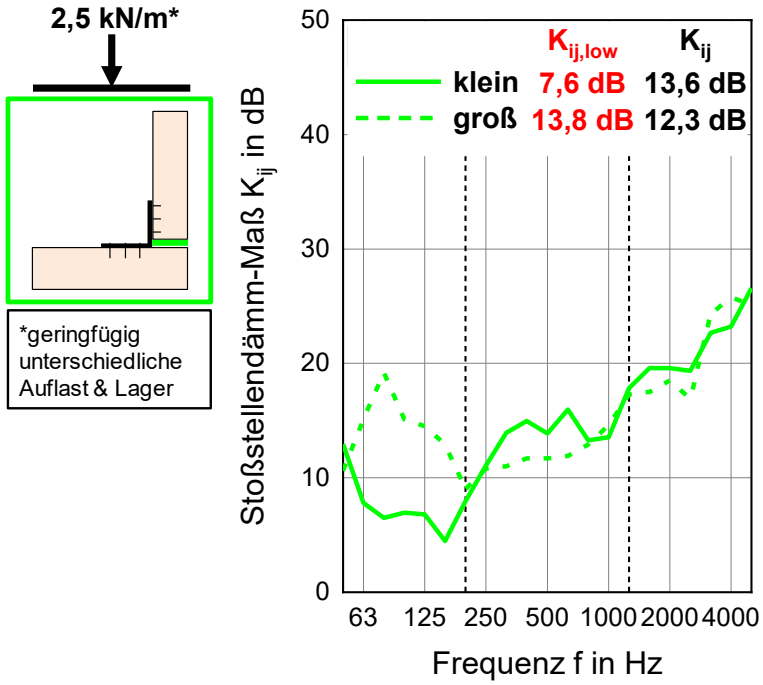


Abbildung 95: Einfluss der Bauteilgröße bei einem L-Stoß mit Standardwinkel und elastischem Entkopplungslager. Unterschiede: Bei den großen Bauteilen wurde ein Lager für eine Auflast von 1,3 kN/m und bei den kleinen Bauteilen ein ähnliches Lager desselben Herstellers, jedoch für 2,5 kN/m verwendet. Beide Lager waren für die jeweiligen Lasten ausgelegt.

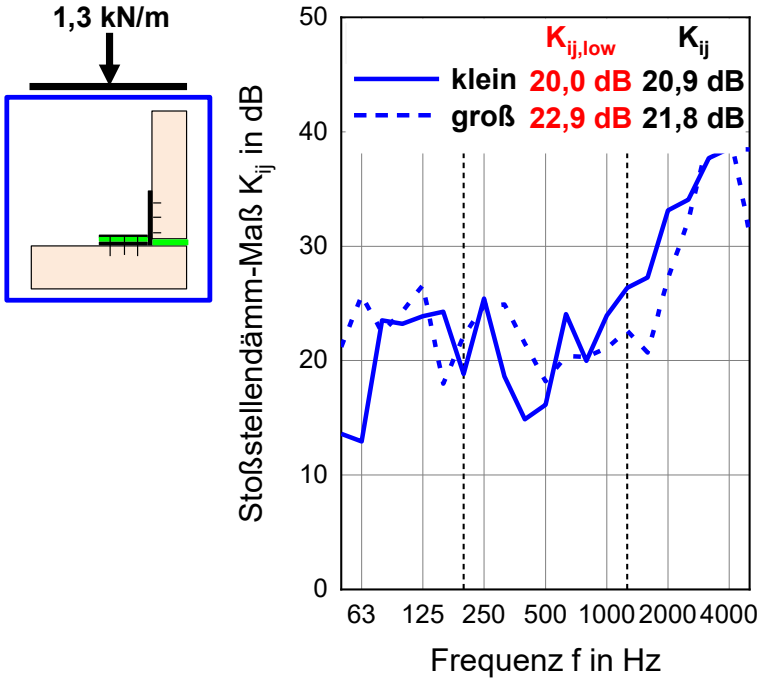


Abbildung 96: Einfluss der Bauteilgröße bei einem L-Stoß mit entkoppeltem Winkel und elastischem Entkopplungslager

4.5 Ergänzende messtechnische Untersuchungen

4.5.1 Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten

4.5.1.1 Frequenzabhängige Trittschallpegel

In Abbildung 97 sind die Trittschallpegel nach Anregungsart und Deckentyp als gemittelte Frequenzspektren dargestellt. Unabhängig von der Anregungsart weisen die HM-Decken dieser Studie im Vergleich zu den HR-Decken höhere Trittschallpegel auf. Tieffrequent führen die Messungen mit dem Gummiball zu den höchsten Trittschallpegeln. Diese weisen aber auch den größten Abfall mit steigender Frequenz auf. Ab 200 Hz (HR) bzw. 315 Hz (HM) übersteigen die Trittschallpegel des NHW jene des Gummiballs.

Der Trittschallpegel des mNHW (HR) liegt über den gesamten Frequenzbereich unter den Pegeln des NHW und des Gummiballs. Der frequenzbezogene Pegelverlauf weist dabei eine Parallelverschiebung zum Trittschallpegel des Gummiballs auf. Ab 630 Hz dominiert der Hintergrundpegel, da die Anregung mit dem mNHW hochfrequent sehr schwach ist.

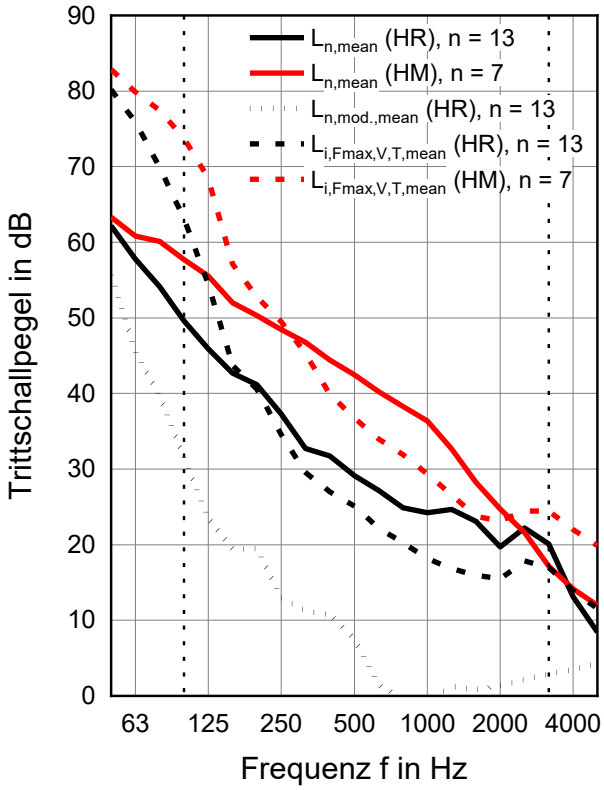


Abbildung 97: Frequenzabhängige Trittschallpegel nach Deckentyp und Anregungsart gemittelt.

Um abschätzen zu können, wie sich die Anregungsarten in einzelnen Frequenzbändern unterscheiden, wird für die Anregungsarten Gummiball und NHW die Differenz nach Deckentypen gebildet (Abbildung 98). Ergänzend wird die einfache Standardabweichung der Differenzen frequenzabhängig angegeben. Es ist ersichtlich, dass die Abweichung mit steigender Frequenz größer wird. Insgesamt ist bei den untersuchten HR-Decken eine geringere Standardabweichung als bei den HM-Decken zu beobachten.

In Abbildung 99 sind ergänzend zu Abbildung 98 die Differenzen der gemittelten Pegel bei HR-Decken von NHW und Gummiball jeweils zum mNHW gebildet. Es ist wiederum zu erkennen, dass die Standardabweichung mit steigender Frequenz zunimmt. Insgesamt weist die Differenz von NHW zu mNHW bis 250 Hz nur eine geringe Abweichung von rund 2 dB auf. Die berechneten Abweichungen über 630 Hz müssen als unsicher betrachtet werden, da der erzeugte Pegel mit dem mNHW vom Hintergrundpegel überlagert wurde (vgl. Abbildung 97).

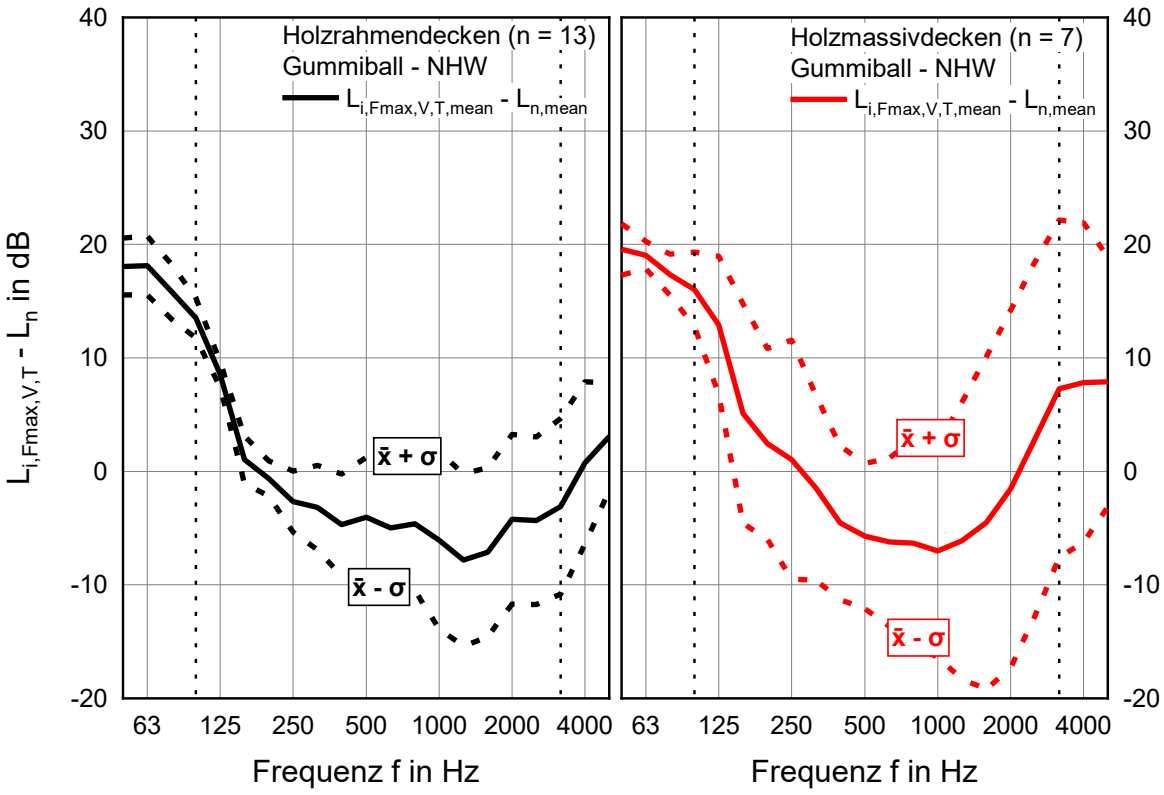


Abbildung 98: Differenz (Gummiball minus NHW) der Trittschallpegel nach Deckentyp (links: HR, rechts: HM) inkl. einfacher Standardabweichung (strichliert).

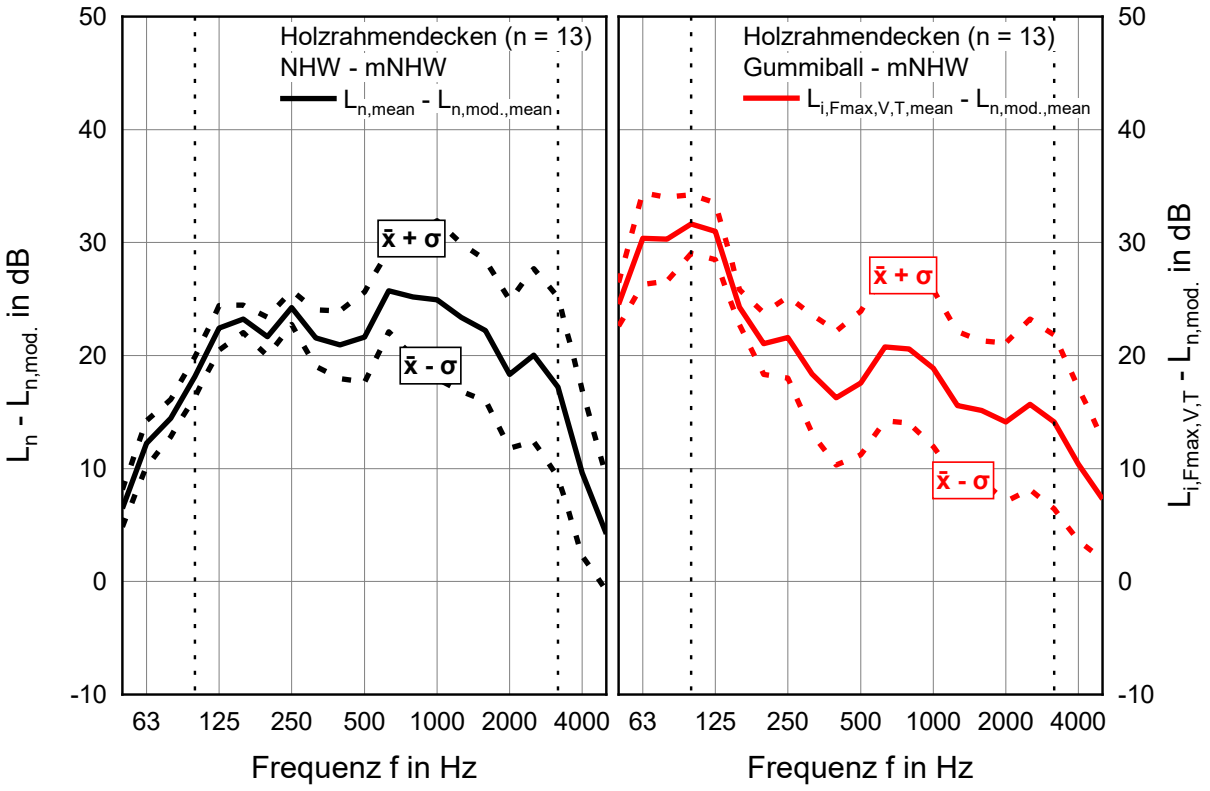


Abbildung 99: Differenz der Trittschallpegel nach Anregungsart bei HR-Decken (links: NHW minus mNHW, rechts: Gummiball minus mNHW) inkl. einfacher Standardabweichung (strichliert).

4.5.1.2 Bestimmtheitsmaße R² der Einzahlwerte

Holzmassivdecken: Tabelle 12 zeigt die R² für die Einzahlwerte der Anregungsarten NHW und Gummiball auf HM-Decken. Die stärkste Korrelation (R² =0,92) wird bei Heranziehen des maximalen Norm-Trittschallpegels des Gummiballs in Kombination mit dem äquivalent ermittelten Einzahlwert der Trittschallpegel des NHW erreicht. Beim Heranziehen von $L_{n,w} + C_{I,50}$ wird ein R² von 0,90 erzielt.

Tabelle 12: Bestimmtheitsmaße von Einzahlwert- Kombinationen bei Anregung mit NHW und Gummiball an HM-Decken.

Holzmassivdecken n = 7 Bestimmtheitsmaß R²		Gummiball		
		$L_{n,w,Ball}$	$L_{i,A,Fmax,V,T,50-630Hz}$	$L_{i,Fmax,V,T,50-630Hz}$
NHW	$L_{n,w}$	0,57	0,27	0,06
	$L_{n,w} + C_{I,50}$		0,71	0.90
	$L_{n,sum,A,50-630Hz}$		0,38	
	$L_{n,sum,50-630Hz}$			0,92

Holzrahmendecken: Tabelle 13 bis Tabelle 15 zeigen die R² für Einzahlwert-Paare zweier Anregungsarten auf HR-Decken. In Tabelle 13 wird die Korrelation der Anregungsarten NHW und Gummiball gezeigt. In Tabelle 14 wird die Korrelation der Anregungsarten mNHW und Gummiball gezeigt. In beiden Tabellen stimmen die relativen Verhältnisse der R² innerhalb einer Tabelle in etwa überein, wobei die Kombination NHW zu Gummiball durchgehend die besseren Korrelationen aufweist. Eine starke Korrelation wird bei der Kombination der bewerteten Norm-Trittschallpegel erreicht. Jedoch wird bei diesen nur der Frequenzbereich von 100 Hz bis 3150 Hz berücksichtigt. Anders als bei den Holzmassivdecken wird die stärkste Korrelation bei Berücksichtigung tiefer Frequenzen bei der Kombination der A-bewerteten Einzahlwerte $L_{i,A,Fmax,V,T,50-630Hz}$ des Gummiballs mit $L_{n,sum,A,50-630Hz}$ des NHW bzw. mNHW erzielt. Allerdings wird auch bei den Kombinationen ohne A-Bewertung eine starke Korrelation mit R² = 0,70 (NHW) und R² = 0,67 (mNHW) erreicht.

In Tabelle 15 wird die Korrelation der Anregungsarten NHW und mNHW gezeigt. Es werden mit allen Kombinationen mit Ausnahme der A-bewerteten Norm-Trittschallpegel von 50 Hz bis 630 Hz Bestimmtheitsmaße von mindestens 0,81 erreicht.

Tabelle 13: Bestimmtheitsmaße von Einzahlwert- Kombinationen bei Anregung mit NHW und Gummiball an HR-Decken.

Holzrahmendecken n = 13 Bestimmtheitsmaß R²		Gummiball		
		$L_{n,w,Ball}$	$L_{i,A,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$	$L_{i,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$
NHW	$L_{n,w}$	0,93	0,80	0,46
	$L_{n,w} + C_{I,50}$		0,49	0,73
	$L_{n,sum,A,50\text{-}630Hz}$		0,84	
	$L_{n,sum,50\text{-}630Hz}$			0,70

Tabelle 14: Bestimmtheitsmaße von Einzahlwert- Kombinationen bei Anregung mit mNHW und Gummiball an HR-Decken.

Holzrahmendecken n = 13 Bestimmtheitsmaß R²		Gummiball		
		$L_{n,w,Ball}$	$L_{i,A,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$	$L_{i,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$
mNHW	$L_{n,w,mod.}$	0,86	0,67	0,35
	$L_{n,w,mod.} + C_{I,50}$		0,39	0,71
	$L_{n,mod.,sum,A,50\text{-}630Hz}$		0,76	
	$L_{n,mod.,sum,50\text{-}630Hz}$			0,67

Tabelle 15: Bestimmtheitsmaße von Einzahlwert- Kombinationen bei Anregung mit NHW und mNHW an HR-Decken.

Holzrahmendecken n = 13 Bestimmtheitsmaß R²		mNHW			
		$L_{n,w,mod.}$	$L_{n,w,mod.} + C_{I,50}$	$L_{n,mod.,sum,A,50\text{-}630Hz}$	$L_{n,mod.,sum,50\text{-}630Hz}$
NHW	$L_{n,w}$	0,82			
	$L_{n,w} + C_{I,50}$		0,81		
	$L_{n,sum,A,50\text{-}630Hz}$			0,57	
	$L_{n,sum,50\text{-}630Hz}$				0,81

Vergleich „klassischer" Einzahlwerte: In Abbildung 100 sind die bewerteten Norm-Trittschallpegel plus tieffrequentem Spektrum-Anpassungswert der NHW-Messungen gegen die maximalen A-bewerteten Norm-Trittschallpegel der Gummiball-Messungen aller untersuchten Decken aufgetragen. Ergänzend sind lineare Regressionsgeraden inkl. R² eingeblendet.

In Abbildung 101 wurden im Gegensatz zu Abbildung 100 die maximalen Norm-Trittschallpegel der Gummiball-Messungen verwendet, da diese eine bessere Korrelation liefern. Ergänzend sind lineare Regressionsgeraden inkl. R² eingeblendet.

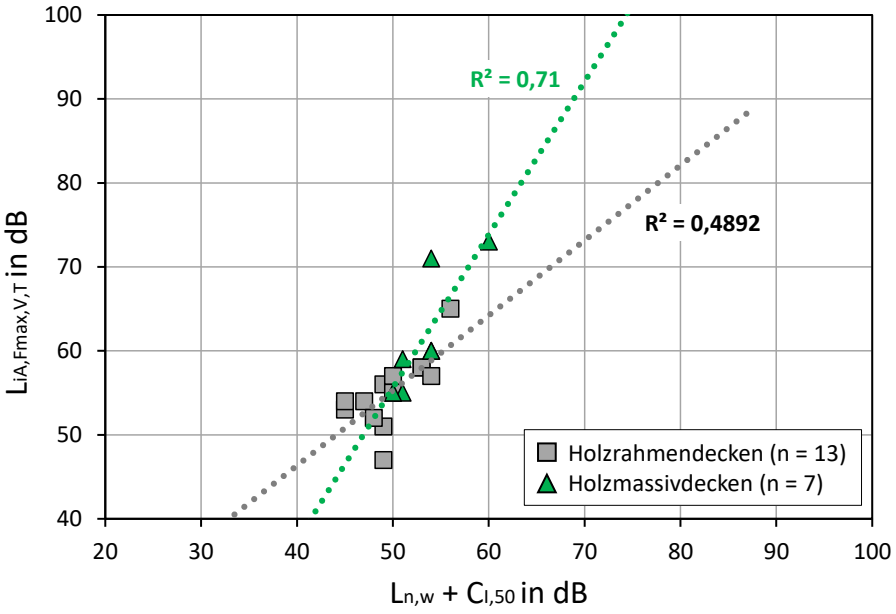


Abbildung 100: Gegenüberstellung der Einzahlwerte Norm-Trittschallpegel plus tieffrequentem Spektrum-Anpassungswert der NHW-Messung mit dem maximalen A-bewerteten Norm-Trittschallpegel der Gummiball-Messungen aller untersuchten Decken. Strichliert sind lineare Regressionsgeraden pro Deckentyp angedeutet.

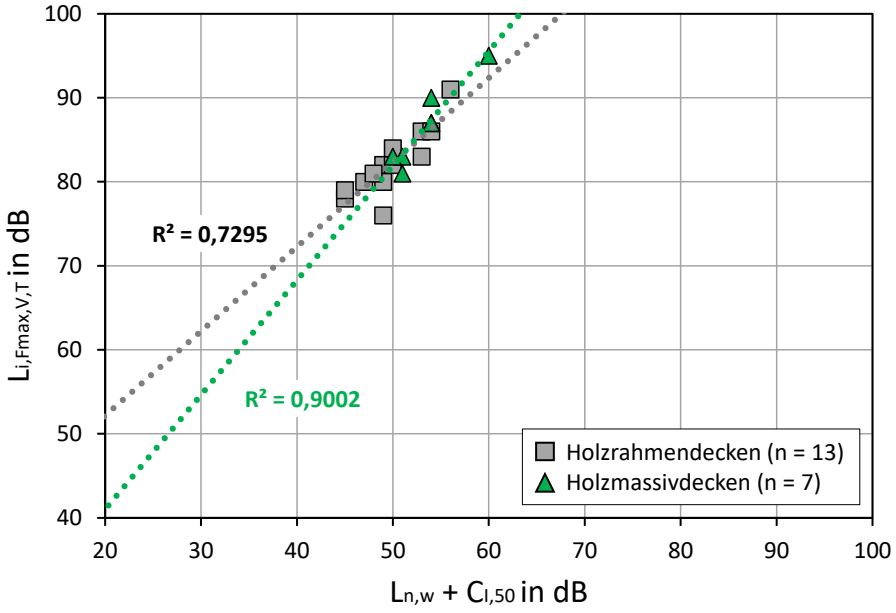


Abbildung 101: Gegenüberstellung der Einzahlwerte Norm-Trittschallpegel plus tieffrequentem Spektrum-Anpassungswert der NHW-Messung mit dem maximalen Norm-Trittschallpegel der Gummiball-Messungen aller untersuchten Decken. Strichliert sind lineare Regressionsgeraden pro Deckentyp angedeutet.

4.5.1.3 Diskussion

Vergleich der Trittschallpegel-Spektren: Gemäß [80] kann die Anregung mit dem Gummiball natürliche (tieffrequente) wohntypische Anregungen wie Gehen, Springen und Laufen besser nachahmen als das NHW. Wie sich bei den hier getätigten Untersuchungen jedoch zeigt, werden konstruktionsspezifische (tieffrequente) Unterschiede in den Trittschallpegeln auch bei Anregung mit dem NHW sichtbar. Vergleiche einzelner Spektren an den untersuchten HR-Decken sind in [81] dargestellt.

Zusammenhang von Gummiball und NHW:
Anmerkung: Bei Einordnung der Bestimmtheitsmaße muss die v.a. bei HM-Decken geringe Stichprobengröße berücksichtigt werden. Die Untersuchungen verdeutlichen, dass bei tiefen Frequenzen die Standardabweichungen der Pegeldifferenzen zwischen den unterschiedlichen Anregungsarten geringer ausfallen als im mittel- und hochfrequenten Bereich (vgl. Abbildung 98 und Abbildung 99). Speziell für HR-Decken lassen die Standardabweichungen von 50 Hz bis 250 Hz die Annahme zu, dass dieser Bereich bei Messung mit dem NHW in den Pegel des Gummiballs umgerechnet werden kann. Um diese Hypothese zu überprüfen ist jedoch noch eine größere Anzahl an Messungen notwendig.

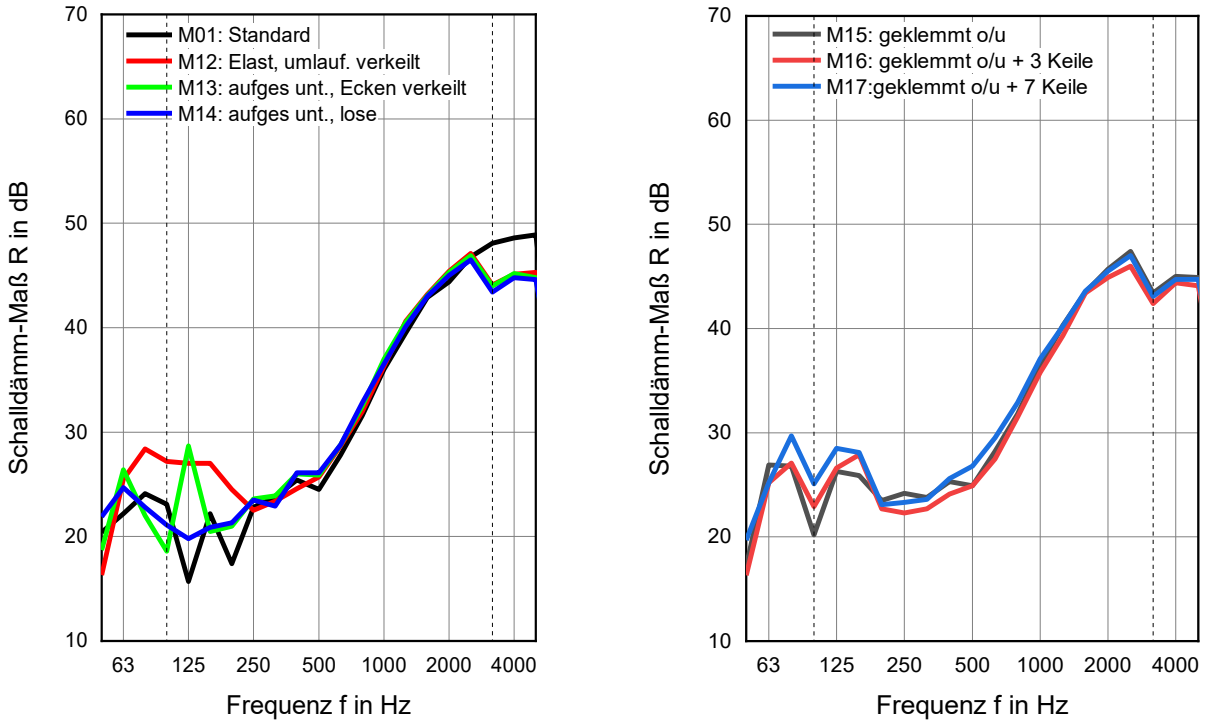
Jedenfalls wird sowohl bei HR- als auch HM-Decken deutlich, dass die Abweichungen mit steigender Frequenz zunehmen (vgl. Abbildung 97). Die qualitativen Verläufe der ermittelten Trittschallpegel auf Holzdecken stimmen mit den Messungen an vier HR-Decken in [82] gut überein. Dort wird auch gezeigt, dass sowohl der Gummiball als auch das NHW als Trittschallquelle Potential haben, das subjektive Empfinden von Alltagsgeräuschen an HR-Decken einzuordnen. Demnach müssten bei HR-Decken auch beide Anregungsarten untereinander korrelieren. Die Korrelation der Einzahlwerte mit Bestimmtheitsmaßen von teilweise über 0,70 in Tabelle 12 und Tabelle 13 unterstützen diese Annahme Im Gegensatz zu den Ergebnissen in [83] wird durch die A-Bewertung der Gummiballmessung die Korrelation zum $L_{n,w} + C_{I,50}$ der NHW-Messung verschlechtert. Die Ursache hierfür konnte im Rahmen der bisher durchgeführten Untersuchungen nicht eruiert werden.

Zusammenhang von mNHW und Gummiball/NHW:
In [58] konnte sowohl mit dem mNHW, als auch mit dem Gummiball eine stärkere Korrelation zum subjektiven Empfinden festgestellt werden, als mit dem NHW. Somit sollte auch eine starke Korrelation zwischen Gummiball und mNHW gegeben sein. Die hier durchgeführten Untersuchungen an HR-Decken bestätigen dies jedoch nicht. Die vorliegenden mNHW-Messungen korrelieren schlechter mit den Gummiballmessungen als mit den NHW-Messungen. Dies ist zum einen anhand der Standardabweichungen der Differenzen in Abbildung 99 zu sehen und spiegelt sich zum anderen auch in den Bestimmtheitsmaßen in Tabelle 14 wider. Die Bestimmtheitsmaße liegen unter jenen aus Tabelle 13 und Tabelle 15. Diese Beobachtungen decken sich mit den Ergebnissen in [83]. Aufgrund des geringen Trittschallpegels des mNHW ab 630 Hz ist die Einzahlwertbildung für diese Trittschallquelle nur bis 630 Hz sinnvoll.

Vergleich klassischer Einzahlwerte: Der Vergleich klassischer Einzahlwerte für Messungen mit dem NHW und dem Gummiball in Abbildung 100 zeigt, dass HR- und HM-Decken je nach Anregungsart und Einzahlwert deutlich unterschiedlich eingestuft werden können. So kann es im Extremfall vorkommen, dass zwei Decken mit dem selben $L_{n,w}$ + $C_{I,50}$ sich bei der Messung mit dem Gummiball im $L_{iA,Fmax,V,T,50\text{-}630Hz}$ um über 10 dB unterscheiden. Vor allem der Vergleich von Decken mit Zement- vs. Trockenestrichen hat sich hierbei als problematisch dargestellt. Durch die Einzahlwertermittlung der Gummiball-Messung ohne A-Bewertung verringern sich diese Extrema und es werden bessere Korrelationen zwischen den Einzahlwerten erreicht (Abbildung 101). Offen bleibt, welche Einordnung und auch Einzahlwertbildung für die korrekte Berücksichtigung der subjektiven Empfindung besser geeignet ist, da in [83] im Gegensatz zu den vorliegenden Ergebnissen mit der A-Bewertung die besseren Korrelationen erzielt wurden.

4.5.2 Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden

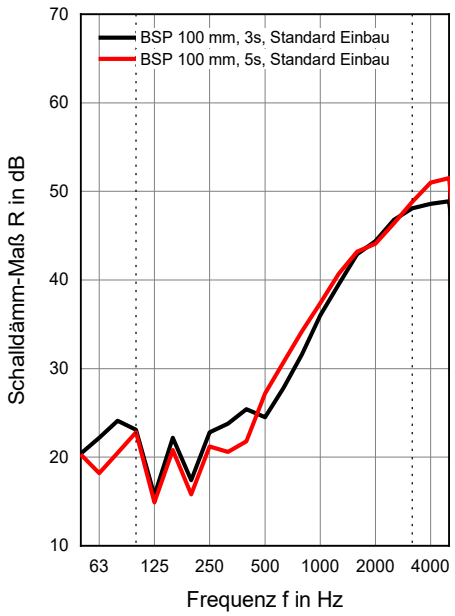
In Abbildung 102 sind die Ergebnisse von ausgewählten Luftschallmessungen für die verschiedenen Einbausituationen dargestellt. Betrachtet man die Einzahlwerte ergibt sich eine Änderung von ± 1 dB. Beim Vergleich der Spektrum-Anpassungswerte und dem tieffrequenten Anpassungswertes zeigen sich größere Änderungen bis zu ± 4 dB. Dies wird auch ersichtlich, wenn man den Frequenzverlauf der Messungen betrachtet. Hauptsächlich zeigen sich Veränderungen im tieffrequenten Bereich. Gegenüber der ersten Grundmessung sieht man bei den anderen Frequenzverläufen auch Änderungen im hochfrequenten Bereich. Diese werden nicht von der Einbausituation verursacht, sondern entstehen mutmaßlich durch Undichtheiten (Schwindfugen) in der BSP-Wand.

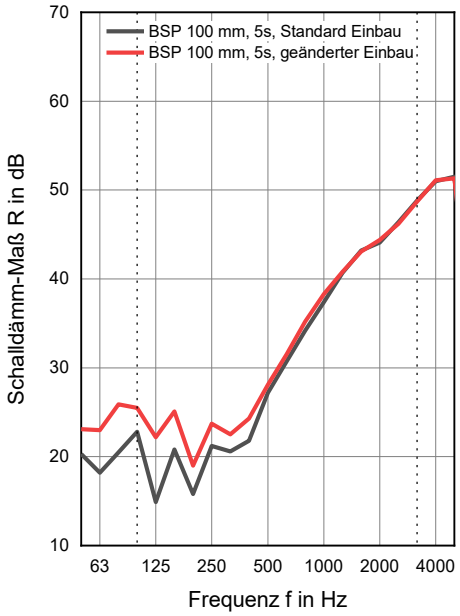


	M01	M12	M13	M14	M15	M16	M17
R_w (C; C_{tr})	32 (-1; -5)	32 (0; -2)	33 (-1; -4)	33 (-1; -4)	31 (-1; -5)	32 (-1; -3)	32 (0; -3)
R_w (1/10)	32,0	32,9	33,2	33,2	31,6	32,3	33,6
$R_w + C_{tr,50\text{-}5000}$	27	29	28	28	26	28	30

Abbildung 102: Einfluss der Einbausituation der BSP-Wand

In Abbildung 103 sind die Ergebnisse aus den Luftschallmessungen bezüglich der BSP-Art (links, 3 Schicht vs. 5 Schicht) und der Lagerung (rechts) dargestellt. Im Fall des Plattenart ergeben sich nur geringe Änderungen für den Einzahlwert und den tieffrequenten Anpassungswert von ± 1 dB. Bei einem Vergleich der Frequenzverläufe zeigen sich Unterschiede im tief- und mittelfrequenten Bereich. Wobei der C3s Aufbau in vielen Frequenzbändern günstiger ausfällt. Bei der geänderten Einbausituation sieht man Einfluss etwas deutlicher im Einzahlwert und der Anpassung im tieffrequenten Bereich. Es wird auch ersichtlich, wenn man den Verlauf der Schalldämmung betrachtet. Ab 500 Hz abwärts weichen die Frequenzverläufe voneinander ab. Die weiche Lagerung auf Trennwandklemmfilz fällt dabei günstiger aus. Ab 500 Hz aufwärts liegen die Kurven nahezu übereinander.





	BSP, 3s, Standard	BSP, 5s, Standard	BSP, 5s, Standard	BSP, 5s, geändert
R_w (C; C_{tr})	32 (-1; -5)	31 (-1; -5)	31 (-1; -5)	33 (-1; -4)
R_w (1/10)	32,0	31,6	31,6	33,6
R_w + $C_{tr,50\text{-}5000}$	27	26	26	31

Abbildung 103: Einfluss des Aufbaus der BSP-Wand (links) und der Art der Lagerung der Wand (rechts, Standard: auf Trittschalldämmplatten, geändert: auf Trennwandklemmfilz)

Die Kurven in Abbildung 104 zeigen, dass die Einbaubedingungen bei einer Brettsperrholzplatte von großer Bedeutung sind. Die Unterschiede im Schalldämm-Maß (HFA-Kurvenpaar oben) sind bis zum 1000 Hz Terzband zu sehen, wobei die größten Abweichungen im tiefen Frequenzbereich bis zum 250 Hz Terzband auftreten. Es ist ersichtlich, dass die harte Lagerung der Brettsperrholzplatte (orange) die geringsten Schalldämm-Maße bedingen. Der Verlauf des Verlustfaktors (Kurvenpaar unten) bestätigt, dass bei harter Lagerung ab dem 63 Hz Terzband weniger Energie abgeleitet oder dissipiert wird, was zu einer höheren Transmission und somit zu einem niedrigeren Schalldämm-Maß führt.

Die Variante „TUG“ mit baugleicher Platte und weicher Lagerung (schwarz, strichliert), gemessen an der TU Graz, zeigt im Schalldämm-Maß im mittleren Frequenzbereich bis zum 2000 Hz Terzband Abweichungen von den HFA Varianten. Die Ursachen hierfür sind noch nicht vollends bekannt, ggf. ist die unterschiedliche Prüfraumgeometrie für die Abweichungen im 80 Hz Terzband verantwortlich.

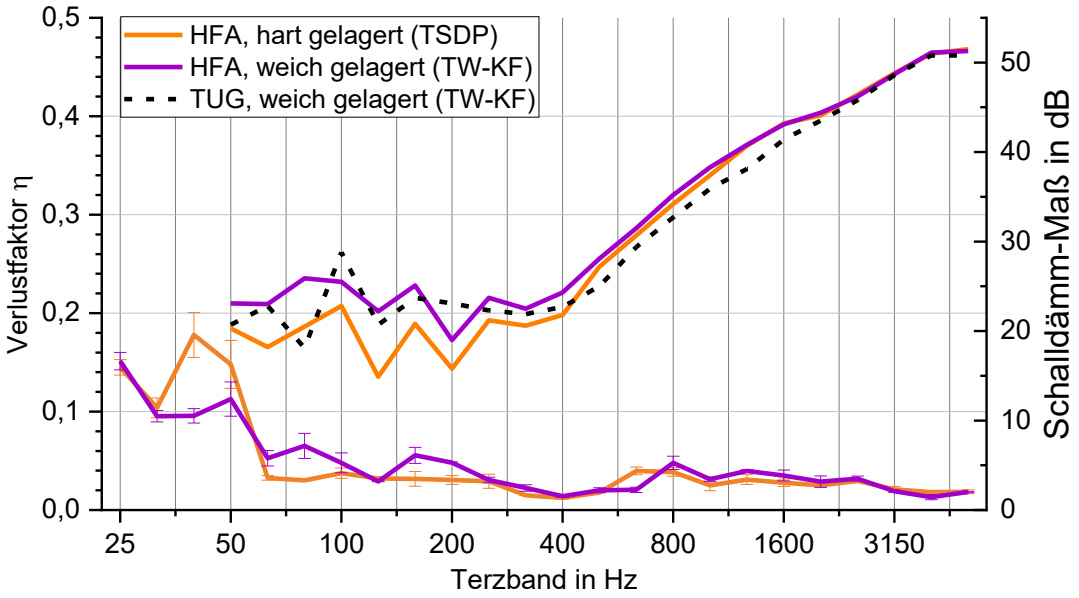


Abbildung 104: Verlustfaktor und Schalldämm-Maß je nach Einbaubedingungen

Abbildung 105 zeigt die Vergleichsmessungen an der TU-Graz. Auch hier wird der wesentliche Einfluss der Einbausituation ersichtlich. Eine Lagerung auf Trittschalldämmplatten führt zu den konservativsten Ergebnissen.

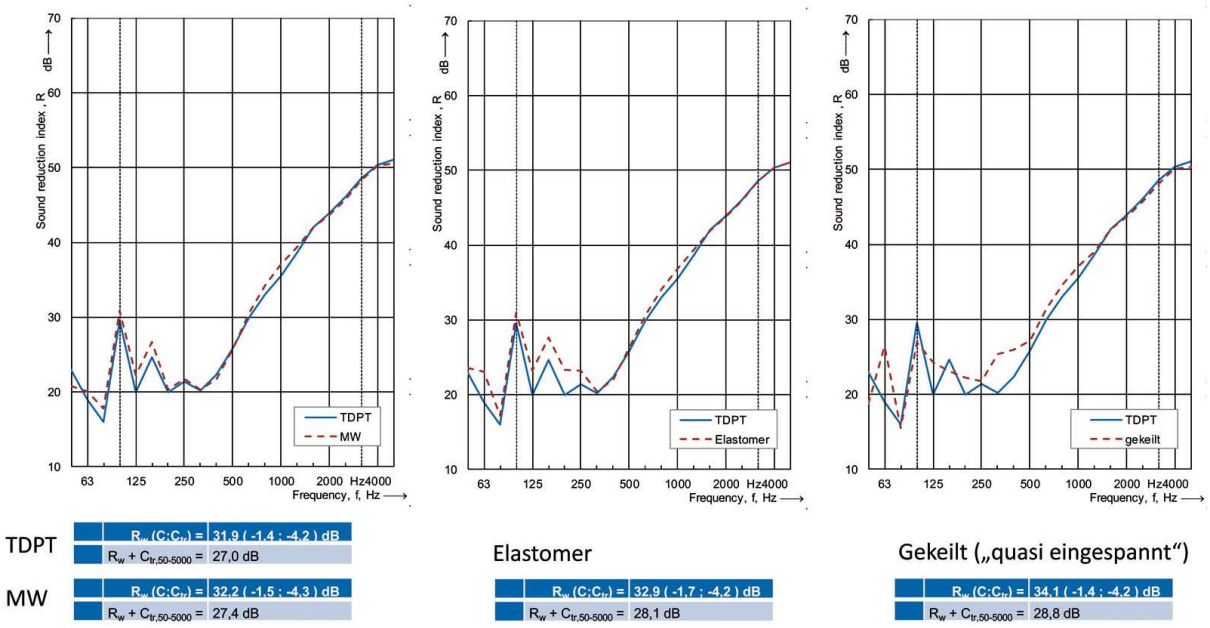


Abbildung 105: Auswirkung unterschiedlicher Lagerungsbedingungen auf das Schalldämm-Maß von BSP 5s 100 mm.

Abbildung 106 verdeutlicht die Differenzen im Verlustfaktor und im Schalldämm-Maß zwischen zwei Lagerungstypen. Bis ca. 500 Hz ist eine Korrelation zwischen dem Schalldämm-Maß und dem Verlustfaktor zu erkennen. Lediglich beim 125 Hz Terzband wurde ein gegensätzlicher Verlauf beobachtet, was bisher nicht zu erklären ist.

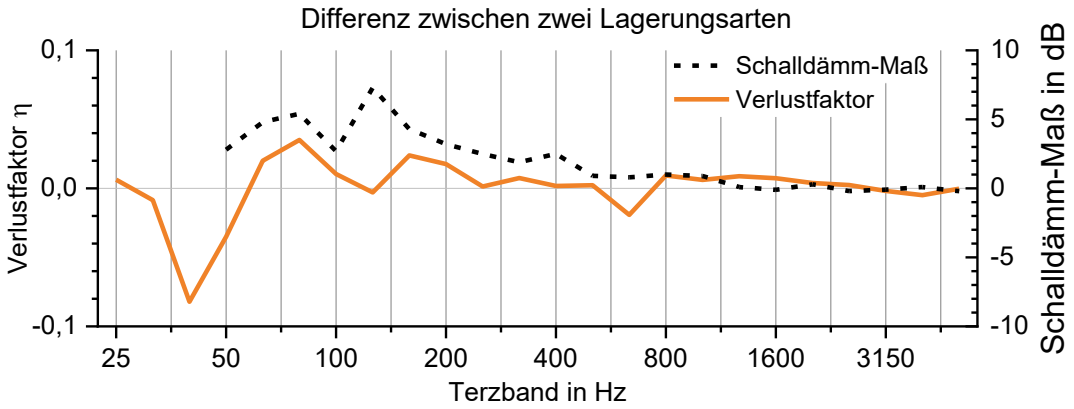


Abbildung 106: Differenz zwischen „weicher“ (TDPT) und „harter“ (TW-KF) Lagerung des Prüfkörpers

4.5.3 Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand

Abbildung 107 zeigt die Schalldämm-Maße R der beiden Trockenbauwände aus dem M- und XL-Prüfstand, die Differenzen und deren Mittelwert. Zusätzlich ist in die Grafiken die typische Vergleichsstandardabweichung σ_R zwischen Prüfständen gemäß EN ISO 12999-1:2021 [44] eingezeichnet.

Wie zu erkennen ist, wird im XL-PS unterhalb des 125 Hz Terzbandes zumeist ein geringeres R ermittelt als im M-PS. In den mittleren und höheren Terzbändern ist, bis auf das jeweils höhere R bei 2000 Hz und 2500 Hz, keine Systematik zu erkennen. Die Grafiken verdeutlichen auch, dass die Abweichungen bis auf einzelne Terzbänder innerhalb der gegebenen Vergleichsstandardabweichungen liegen.

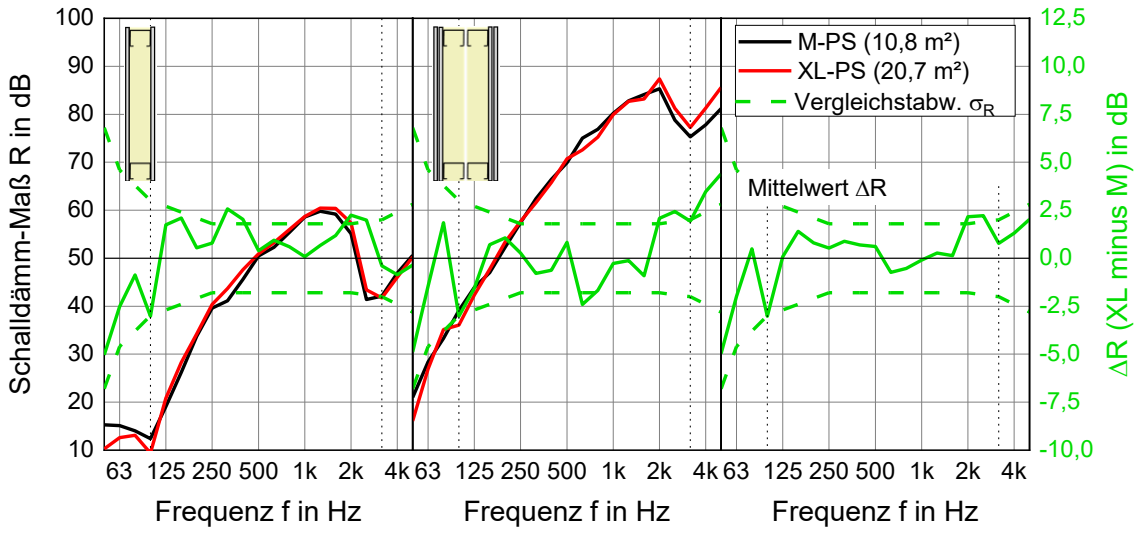


Abbildung 107: Vergleich der Schalldämm-Maße einer einschaligen und zweischaligen Trockenbauwand gemessen im M- und XL-Prüfstand sowie Darstellung der Differenz ΔR aus beiden Messungen. Jeweils neue Prüfkörper im M- und XL-Prüfstand

Ein etwas anderes Bild zeigt Abbildung 108 mit jeweils gleichen Holzrahmenbauwänden im M- und XL-PS. Im 100 Hz Terzband wird im XL-PS - wie bei den Trockenbauwänden - zumeist

ein geringeres R ermittelt. Bei Terzbändern darunter wird hingegen tendenziell ein höheres R gemessen. Im mittleren und höheren Frequenzbereich wird im XL-PS i.A. ein geringeres R erreicht als im M-PS. Die großen Abweichungen in den Terzbändern ≥ 1000 Hz bei den beiden Wänden mit Vorsatzschale sind auf einen geringen Signal-Rausch-Abstand zurückzuführen.

Auch bei den Holzrahmenwänden liegen die Differenzen im Allgemeinen innerhalb der Vergleichsstandardabweichung. Die Differenzen im 100 Hz Terzband sind jedoch häufiger größer als das gegebene σ_R. Die Gründe hierfür sind noch zu untersuchen. Es ist in Abbildung 108 ebenfalls zu erkennen, dass bei den Wänden mit Installationsebene, d.h. mit einer erhöhten Schalldämmung im mittleren und hohen Frequenzbereich, tendenziell etwas höhere Abweichungen auftreten als bei den Wänden ohne Installationsebene.

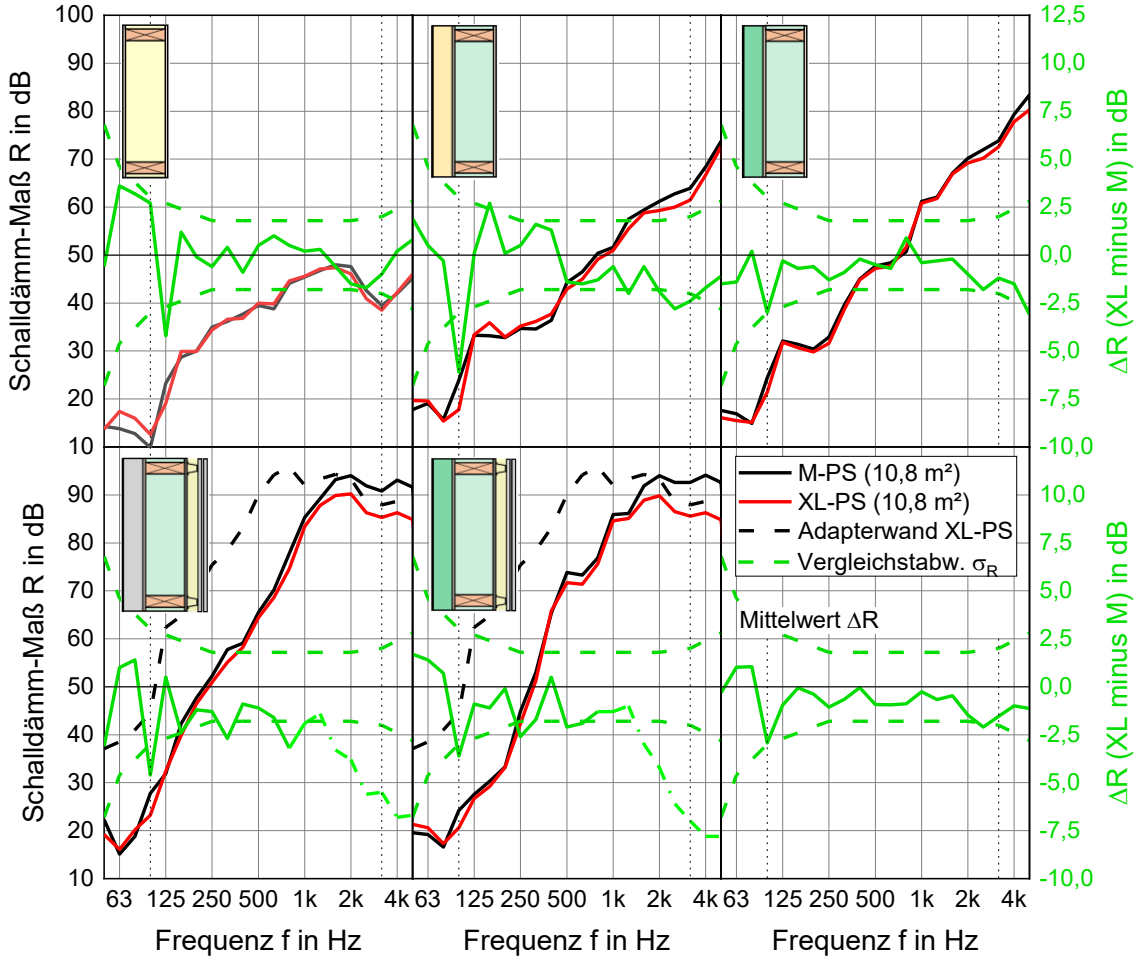


Abbildung 108: Vergleich der Schalldämm-Maße verschiedener Holzrahmenbauwände gemessen im M- und XL-Prüfstand sowie der Adapterwand im XL-Prüfstand. Zusätzliche Darstellung der Differenz ΔR zwischen M- und XL-PS. Jeweils derselbe Prüfkörper im M- und XL-Prüfstand

Anhand von Tabelle 16 wird ersichtlich, dass sich die R_w-Werte zwischen den beiden Prüfständen um 1 dB bis 2 dB unterscheiden, wobei im XL-Prüfstand stets die geringeren Werte ermittelt wurden. Wird der erweiterte Frequenzbereich durch den Einzahlkennwert $R_w+C_{50\text{-}5000}$ mit betrachtet, so reduziert sich der Unterschied auf 0 dB bis 1 dB, wobei auch hier tendenziell im XL-Prüfstand die geringeren Werte ermittelt wurden.

Tabelle 16: Vergleich der Einzahlkennwerte der untersuchten Holzrahmenwänden im M- und XL-Prüfstand

Außenwand	Aufbau	R_w (C; C_{tr}; $C_{tr\ 50\text{-}5000}$)	$R_w + C_{50\text{-}5000}$ (R_{living})
		in dB	in dB
AW00.11	625 mm, OSB au/in + Glaswolle eingeblasen	41 (-4; -12 ; -14)	37
AW00.11 (XL)		40 (-3; -9 ; -11)	38
AW05	625 mm, HWF WDVS, Steinwolle ausgedämmt	46 (-2; -6 ; -12)	44
AW05 (XL)		45 (-2; -9 ; -12)	43
AW03A	625 mm, SW WDVS, Steinwolle ausgedämmt	48 (-3; -8 ; -15)	44
AW03A (XL)		47 (-3; -9 ; -15)	43
AW02.6	625 mm, EPS WDVS, in Fe 30 + 2 × 12,5 GKF	59 (-5; -13 ; -24)	48
AW02.6 (XL)		57 (-6; -15 ; -22)	48
AW06.5	312 mm, SW WDVS, in Fe 30 + 2 × 12,5 GKF	51 (-4; -10 ; -16)	46
AW06.5 (XL)		49 (-3; -11 ; -15)	45

Zusammenfassend über alle Wände betrachtet, zeigt sich eine mittlere Abweichung zwischen den beiden Prüfständen von:

- -0,9 dB ± 1,7 dB zwischen 50 Hz und 100 Hz
- -0,4 dB ± 0,4. dB zwischen 125 Hz und 800 Hz
- -0,2 dB ± 0,2 dB zwischen 1000 Hz und 5000 Hz
  (ohne die Varianten mit Installationsebene)

Wie die Vergleichsmessungen zeigen, liegen die Differenzen zwischen den beiden Prüfständen im Allgemeinen innerhalb der typischen Vergleichsstandardabweichung nach EN ISO 12999-1:2021 [44]. Die eher geringen Abweichungen zwischen den beiden Prüfständen lassen auf eine geeignete Wahl der Raumdimensionen in [18] schließen.

4.6 Resonanzfrequenz von Decken- und Wandaufbauten

4.6.1 Phasendifferenzmethode

Nachfolgend werden exeplarische Daten diskutiert, weiterführende Auswertungen sind in Anhang 10 zu finden.

4.6.1.1 Deckenaufbauten

Im ersten Schritt wurde ein systematisch vergleichbarer Aufbau gewählt wie in [66] mit der Wandankermessung. Der Aufbau war eine HM-Decke mit einer 27 mm Federschiene mit einer 12,5 mm GKF Beplankung. Diese war deutlich kleiner als die Öffnung und wurde somit nicht am Rand zum Prüfrahmen abgedichtet. Damit kam nur die dynamische Steife der Federschiene für die Messung zum Tragen. Aus der aufgezeichneten ÜF wurde dann die Amplituden- und Phaseninformation berechnet (siehe Abbildung 109). In diesem Fall kann eine f_0 von 62 Hz bei einem Phasenversatz von 90° abgelesen werden. Bei diesen Messungen

hat sich gezeigt, dass es sehr wichtig ist die Positionen der Referenz- und Antwortsensoren korrekt zu wählen.

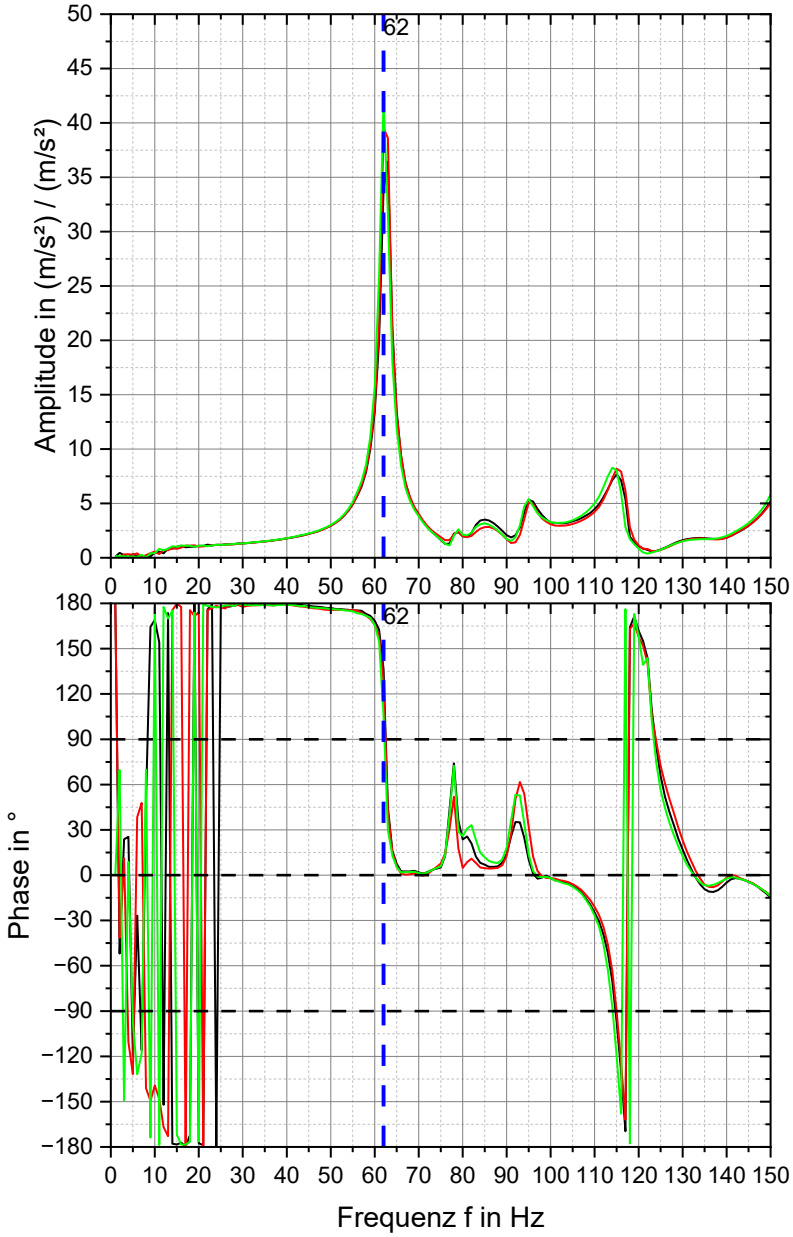


Abbildung 109: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) von einer gemessenen ÜF, mit optimierten Sensorpositionen, von einer HM-Decke ohne Estrichsystem mit verkleinerter Unterdecke, die nicht abgedichtet war. Die bestimmte $f_{0,90°}$ liegt hier bei 62 Hz.

Des Weiteren sind zwei Beispiele aus der Messserie (Anhang 10) angefügt. Zum einen ein Zweimassenschwinger (siehe Abbildung 110) mit dem Deckenaufbau aus Abbildung 32 bei dem auch die Resonanzfrequenz mit der angegeben Gleichung berechnet wurde. Analog dazu ein Dreimassenschwinger (siehe Abbildung 111) mit dem Deckenaufbau aus Abbildung 33. Bei dem dreischaligen Deckenaufbau sind sowohl die Antwortsensoren auf der HM-Decke als

auch die auf der Unterdecke eingetragen. Die Ergebnisse den Messungen und der Berechnung sind in Tabelle 17 zusammengefasst. Vergleicht man für die Beispiele die gemessenen mit den berechneten f_0 lässt sich eine bessere Übereinstimmung, mit der bei 90° Phasendifferenz (PD) abgelesenen f_0 erkennen.

Tabelle 17: Übersicht der bestimmten Resonanzfrequenzen aus Messung ($f_{0,90°}$ und $f_{0,180°}$) und Berechnung ($f_{0,ber}$) von den angeführten Beispielen

Resonanz	$f_{01,90°}$	$f_{02,90°}$	$f_{01,180°}$	$f_{01,180°}$	$f_{01,ber}$	$f_{02,ber}$
Decke			in Hz			
BSP2.1	73	--	86	--	86	--
BSP2.2	53	87	76	112	40	89

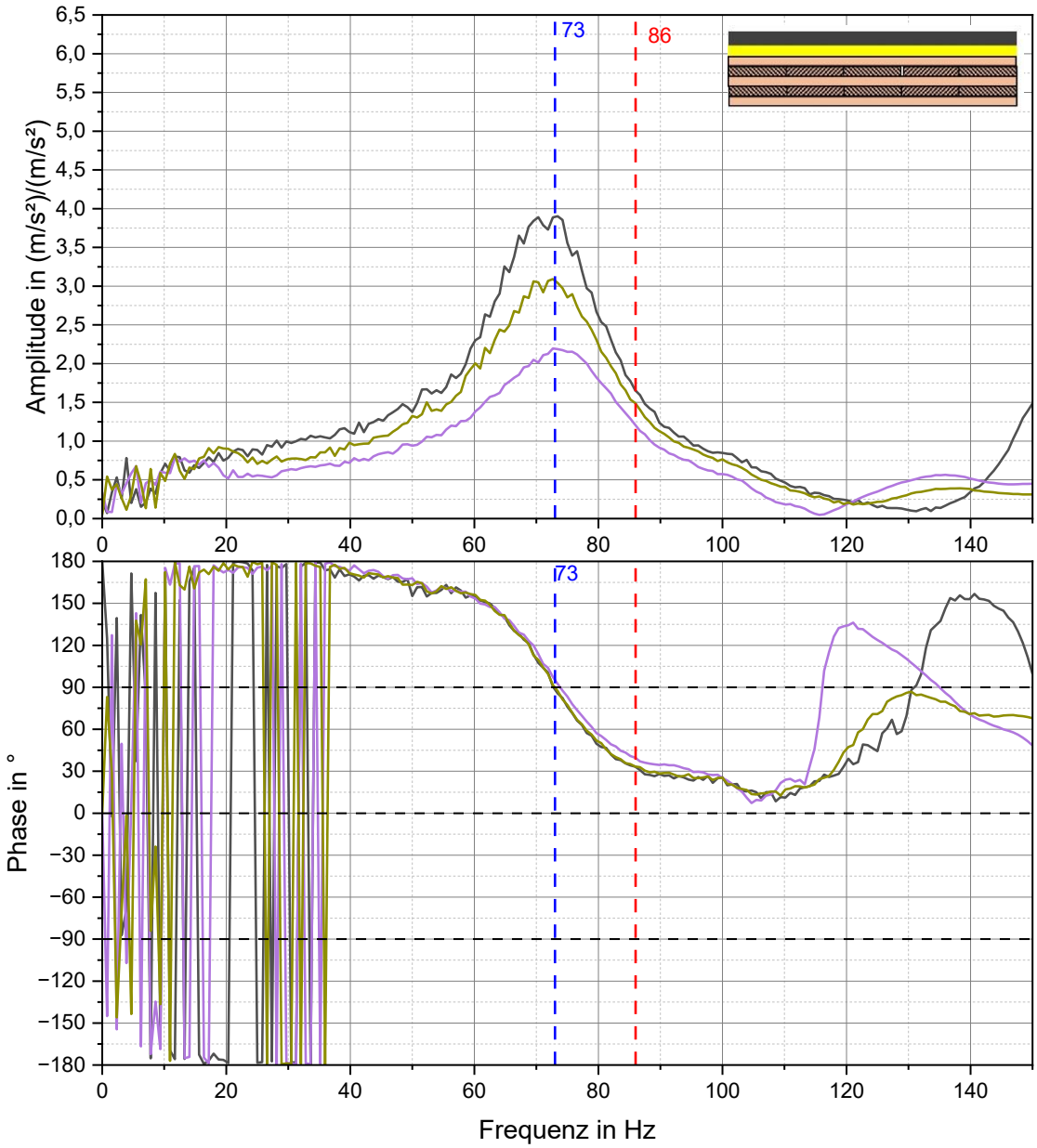


Abbildung 110: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) von einer gemessenen ÜF von einem Zweimassenschwinger mit dem Aufbau aus Abbildung 32. Die abgelesene $f_{01,90°}$ (bei 90°) ist in blau und die berechnete $f_{01,ber}$ in rot eingezeichnet.

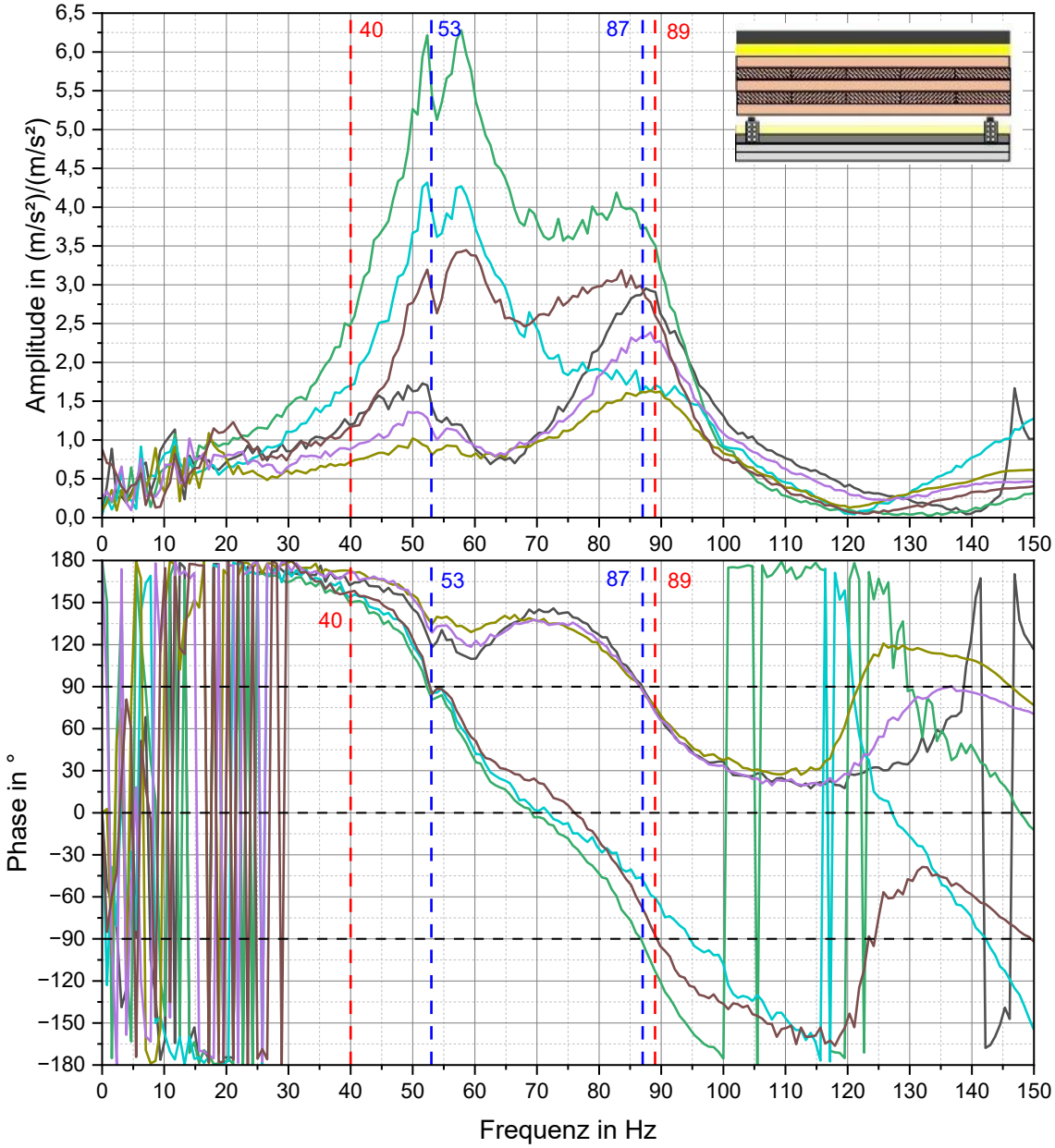


Abbildung 111: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) von einer gemessenen ÜF von einem Dreimassenschwinger mit dem Aufbau aus Abbildung 33. Die abgelesenen $f_{01,90°}$ und $f_{02,90°}$ (bei 90°) sind in blau und die berechneten $f_{01,ber}$ und $f_{02,ber}$ in rot eingezeichnet.

In Abbildung 112 werden von allen Varianten die gemessenen Resonanzfrequenzen mit der Bestimmung bei 90° und der bei 180° PD der Berechnung gegenübergestellt. Zum besseren Vergleich wurde in die jeweiligen Datenpunkte eine lineare Regression eingezeichnet. Dabei wird ersichtlich, dass das Bestimmtheitsmaß R^2 bei den Resonanzfrequenzen, die bei einer PD von 90° abgelesen wurden, höher ist als bei der Variante mit 180°. Dies lässt vermuten, dass die zu ermittelnde PD zwischen den beiden Auslenkungen näher an 90° als an 180° liegt, aufgrund der Dämpfung und des Verhältnisses der Flächengewichte des Estrichs und der

Grunddeckensysteme. Eine vorab durchzuführende Bestimmung der tatsächlich zu betrachtenden PD und die Übertragung der Messprozedur auf größere Bauteile ist weiterhin offen.

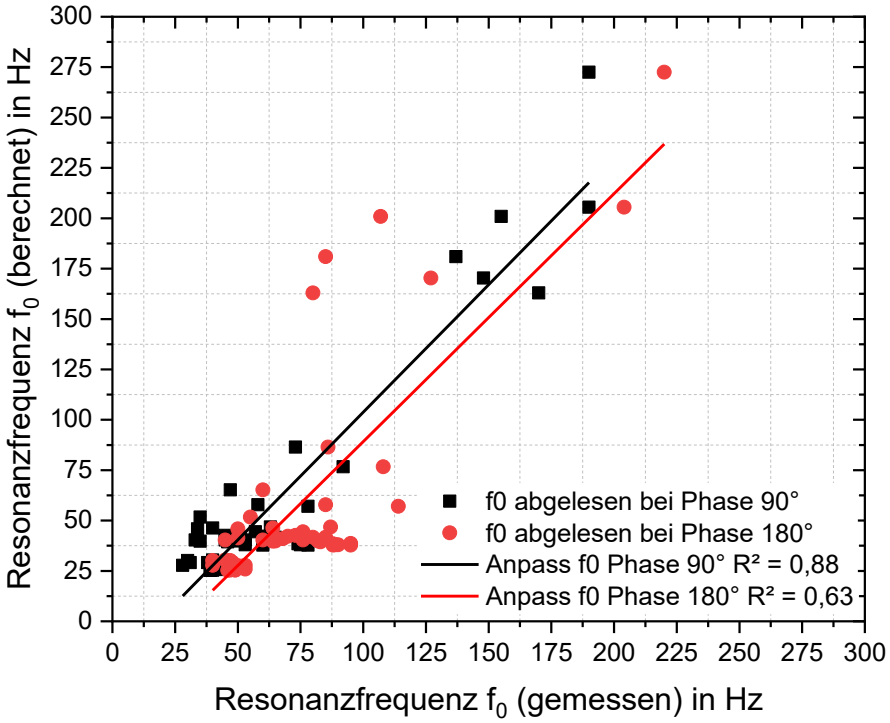


Abbildung 112: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Resonanzfrequenzen (Anzahl der Datenpunkte für beide Varianten, n = 55)

Weiterführende Auswertungen von diesen Deckenaufbauten ist in der Bachelorarbeit in Anhang 10 zu finden.

4.6.1.2 Wandaufbauten

Die Ergebnisse der Wandaufbauten sind in Tabelle 18 angegeben. Teilweise lassen sich die Phasenverläufe nur sehr schwierig interpretieren. Aus den Erfahrungen der Deckenaufbauten wurde für die Auswertung folgendes Vorgehen gewählt: Es wurde die Bestimmung des Phasensprunges bei 90° vorgenommen und die dabei auftretende Frequenz abgelesen. Diese Frequenz wurde in den Amplitudenverlauf eingetragen und dann der naheliegende Peak im Phasenverlauf gesucht. Diesem wird die Resonanzfrequenz zugeordnet. Im Fall der Bettsperrholzwände ließen sich Phasenverläufe nur sehr schwierig interpretieren und einen geeigneten Peak im Amplitudenverlauf zu finden. In den nachfolgenden Graphen (Abbildung 113 bis Abbildung 115) sind die Amplituden- und Phasenverläufe aus den gemessenen Übertragungsfunktionen dargestellt, im oberen Teil der Amplituden- und im unteren Teil der Phasenverlauf. Die jeweils abgelesene Frequenz ($f_{01,90°}$) ist mit vertikalen blauen Markern eingetragen. Die daraus bestimmten Frequenzen können mit den berechneten Frequenzen in Tabelle 18 verglichen werden. Im Fall der Brettsperrholzwände (BSP) liegen die gemessenen Frequenzen um 16 Hz bzw. 30 Hz niedriger als die berechneten Varianten. Die Bestimmung von $f_{01,90°}$ dieser beiden Wandaufbauten war nicht eindeutig, da hier die Phasensprünge nicht deutlich ausgebildet waren. Mit der Holzlattung ist die eindetige Bestimmung der Resonanszferquent noch schwieriger als bei der Federschiene. Im Fall der Holzrahmenwände war diese etwas eindeutiger ablesbar. Hier liegen die gemessene und berechnete Resonanzfrequenz im Bereich von 0 Hz – 9 Hz enger zusammen. Da die Grundwand schon ein zweischaliger Aufbau darstellt wurde zwar die zweite Resonanz berechnet konnte aber in den Messdaten nicht zugeordnet werden. Auch in diesem Fall war die Variante mit der Holzlattung nicht so anschaulich auswertbar wie bei der Federschiene.

Die Kalksandsteinwand ist in Abbildung 116 (Schalldämm-Maß) und Abbildung 117 (Amplituden- und Phasenverlauf) dargestellt. Das Schalldämm-Maß wurde von 25 Hz bis 5000 Hz gemessen. Anhand der Schalldämm-Maße der Wand mit und ohne Vorsatzschale wurde versucht die Resonanzfrequenz bereits einzugrenzen. Demnach wurde die Resonanzfrequenz im Bereich von 31,5 Hz verortet. Anhand des Phasensprungs (Abbildung 117) und dem Amplitudenverlaufes liegt f_0 bei 17 Hz. Damit ergibt sich ein Unterschied von ca. 14 Hz zwischen den beiden Ermittlungsmethoden. Es ist jedoch zu bedenken, dass sich bei der Auswertung mit dem Schalldämm-Maß nur eine Terzbandmittenfrequenz ergibt. Die Untere Grenzfrequenz für diesen Bereich liegt bei 28 Hz und die obere bei 35 Hz. Das heißt im günstigsten Fall liegt der Unterschied bei 9 Hz und im ungünstigsten bei 18 Hz. Dieser Bereich wurde in Abbildung 117 grün eingezeichnet. In diesem Frequenzband sind jedoch keine Auffälligkeiten im Amplituden- und Phasenverlauf zu erkennen. Für den Wandaufbau passt die berechnete Resonanzfrequenz mit dem Bereich von 15 Hz bis 19 Hz gut ins Bild. Auf jeden Fall kann eine ergänzende Messung des Schalldämm-Maßes hilfreich sind, um den Sprung in der Phaseninformation zu finden, vor allem wenn größere Bauteile vorliegen.

Tabelle 18: Übersicht der Ergebnisse aus den Resonanzfrequenzmessungen der untersuchten Wandaufbauten (die mit * gekennzeichneten Werte ließen sich nicht eindeutig bestimmen)

Wand	UK	Be-plankung	$f_{01,ber}$	$f_{02,ber}$	$f_{01,90°}$	$f_{02,90}$	$f_{01,R}$	Schalen
			in Hz					
100 mm BSP	--	--	--	--	--	--	--	eine
100 mm BSP	30 mm Holzlattung	12,5 mm GKF	121	--	105*	--	--	zwei
100 mm BSP	27 mm Federschiene	12,5 mm GKF	115	--	85*	--	--	zwei
261 mm HRW	--	--	47	--	44	--	--	zwei
261 mm HRW	30 mm Holzlattung	12,5 mm GKF	39	166	39	*	--	drei
261 mm HRW	27 mm Federschiene	12,5 mm GKF	39	157	30	*	--	drei
250 mm KSW	155 mm freistehende VS	38,5 mm GKF	15 – 19	--	17	--	31,5	zwei

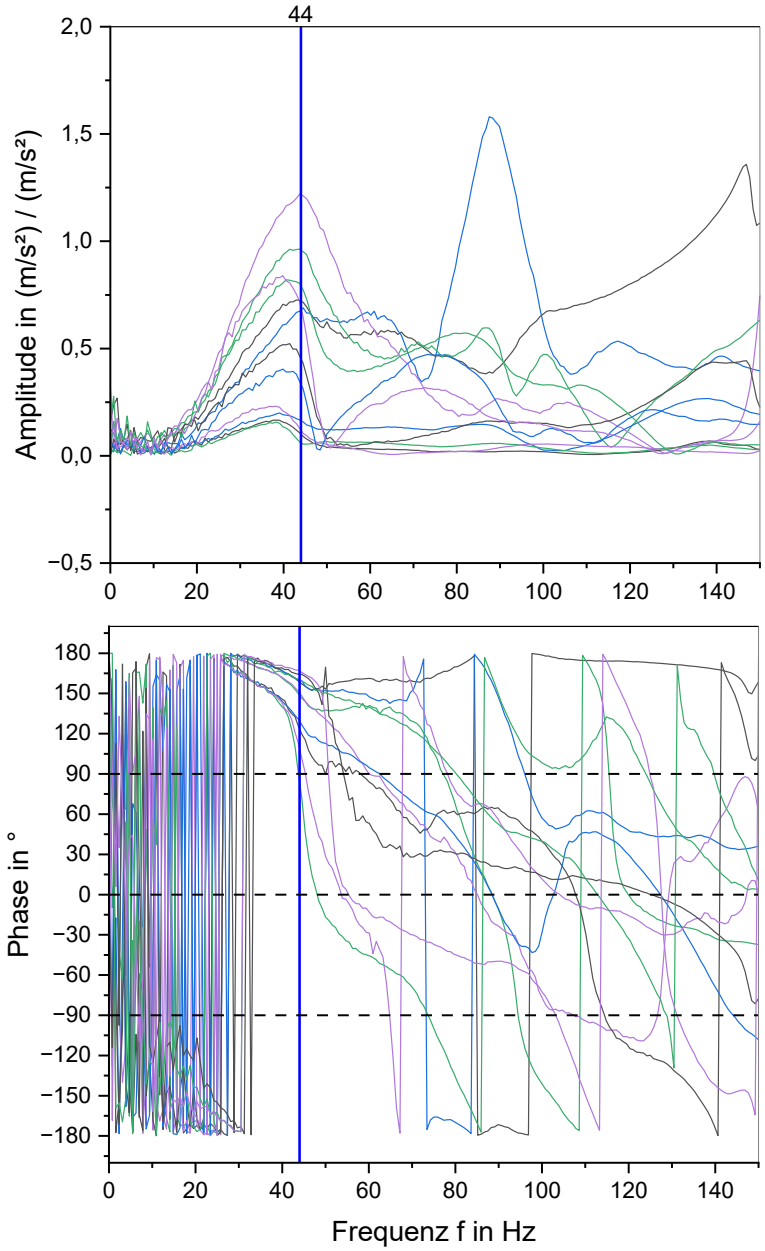


Abbildung 113: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) von einer gemessenen ÜF von einem Zweimassenschwinger mit dem Aufbau einer reinen Holzrahmenwand. Die abgelesenen $f_{01,90°}$ (bei 90°) sind in blau eingezeichnet.

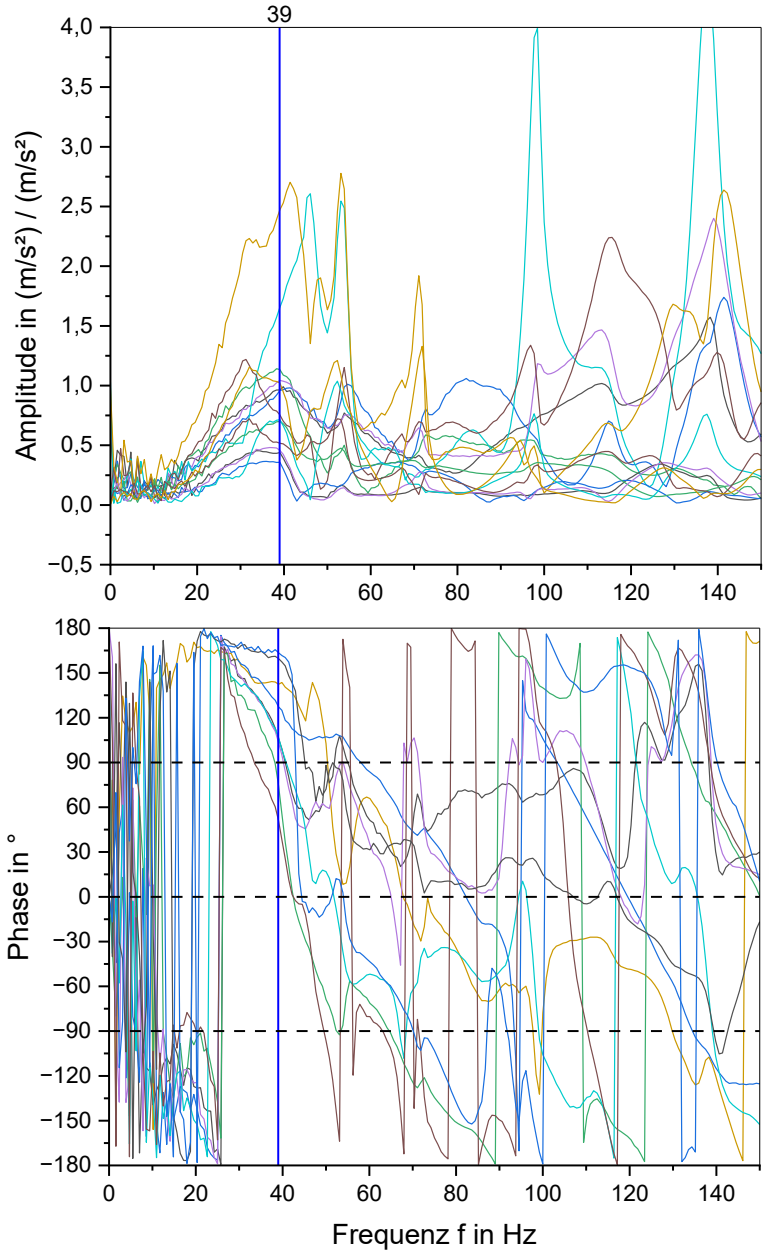


Abbildung 114: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) einer gemessenen ÜF von einem Dreimassenschwinger mit dem Aufbau einer Holzrahmenwand mit 30 mm Holzlattung und 12,5 mm GKF-Beplankung. Die abgelesenen $f_{01,90°}$ (bei 90°) sind in blau eingezeichnet.

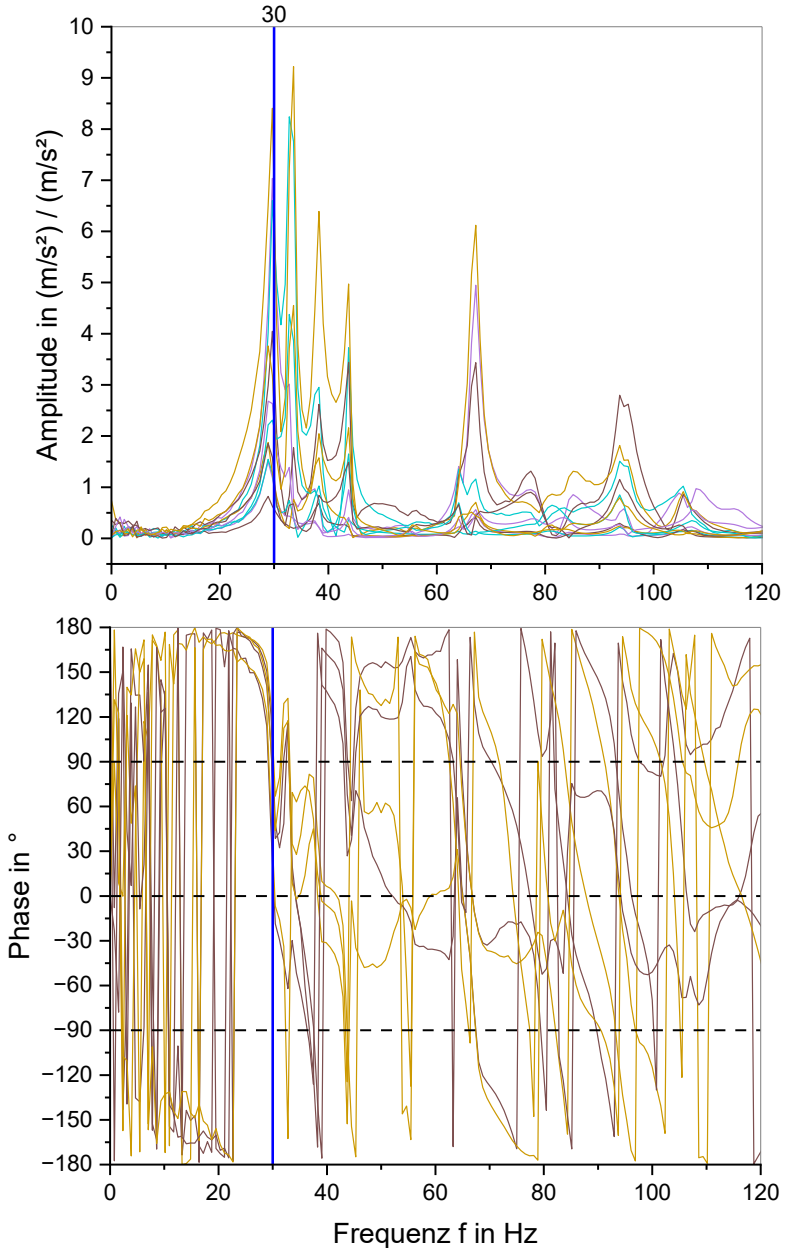


Abbildung 115: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) einer gemessenen ÜF von einem Dreimassenschwinger mit dem Aufbau einer Holzrahmenwand mit 27 mm Federschiene und 12,5 mm GKF-Beplankung. Die abgelesenen $f_{01,90°}$ (bei 90°) sind in blau eingezeichnet.

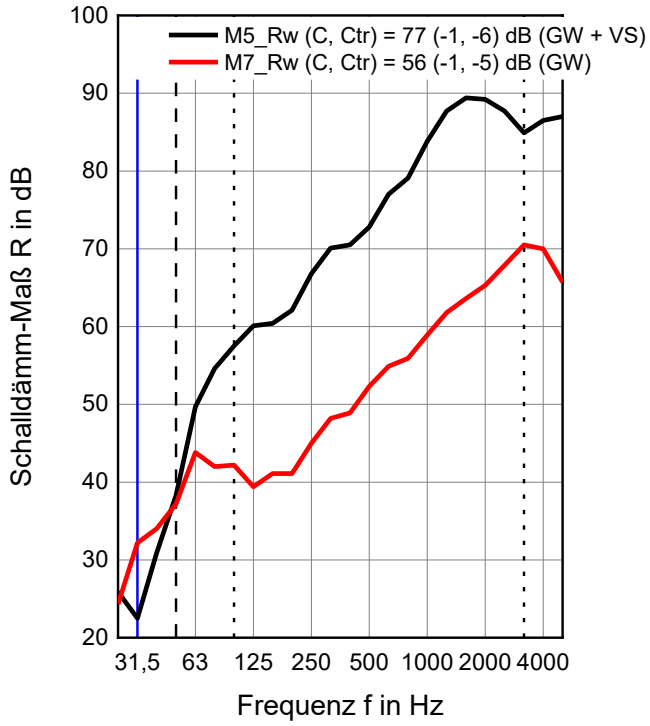


Abbildung 116: Schalldämm-Maße einer Kalksandsteinwand mit 155 mm freistehender Vorsatzschale und 38,5 mm GKF-Beplankung (schwarz) im Vergleich zur reinen Kalksandsteinwand ohne Vorsatzschale (rot). Die abgelesenen $f_{01,90°}$ (bei 90° PD) ist in blau eingezeichnet.

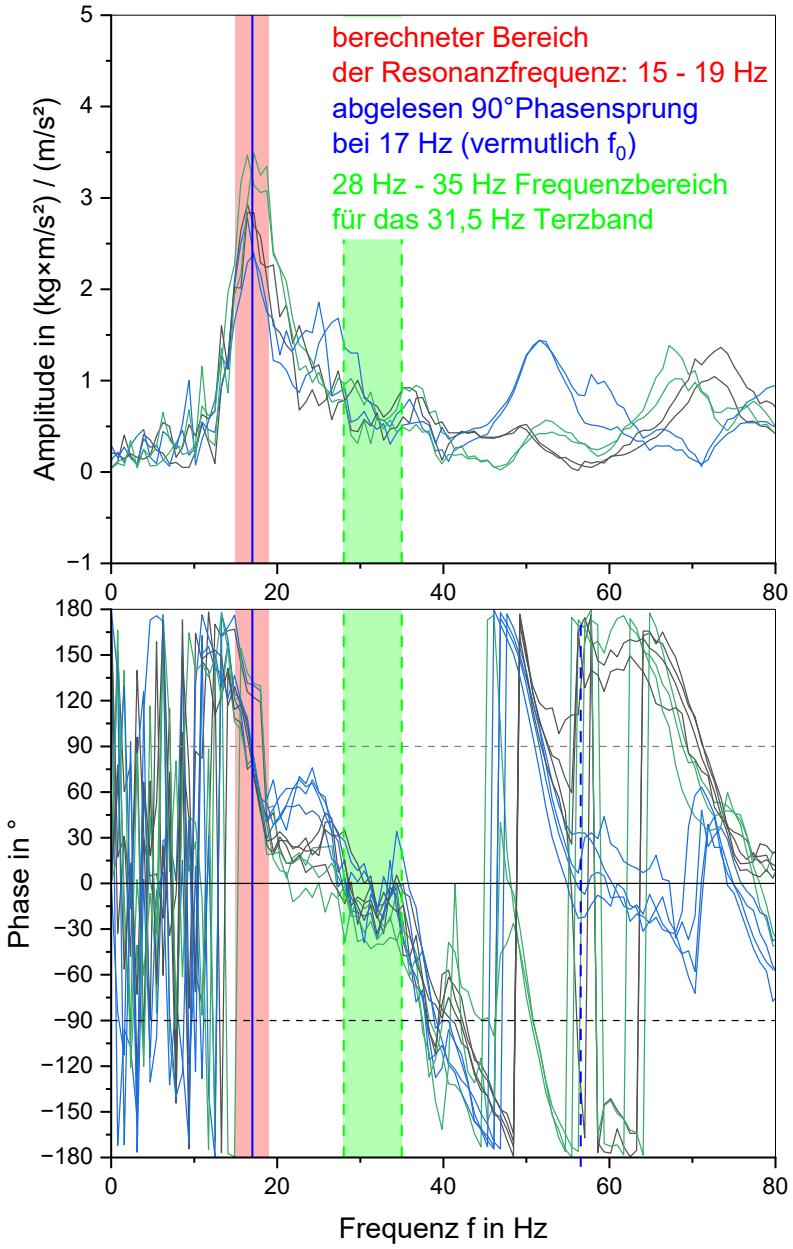


Abbildung 117: Amplituden- (oben) und Phasenverlauf (unten) einer gemessenen ÜF von einer Kalksandsteinwand mit 155 mm freistehender Vorsatzschale und 38,5 mm GKF-Beplankung. Die abgelesenen $f_{01,90°}$ (bei 90°) sind in blau eingezeichnet.

4.6.2 Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden

Die Ergebnisse bei einer Resonanzfrequenzbestimmung mit der Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden können Anhang 11 entnommen werden.

4.7 Vereinfachte Prognosemodelle

4.7.1 Generell

In den folgenden Diagrammen wird jeder gemessene Wandaufbau durch einen Punkt visualisiert und dem Prognosewert gegenübergestellt. Auf der Abszisse können die gemessenen und auf der Ordinate die prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße abgelesen werden. Zudem ist die lineare Funktion y = x eingeblendet. Je geringer der Abstand der Datenpunkte bzw. der Punktwolke von dieser Diagonale ist, desto besser ist das Modell für die spezifischen Eingangsdaten anwendbar. Im linken Diagramm in Abbildung 118 sind jene 45 Holzrahmen-, 31 Holzmassivaußenwände und 8 Holzrahmentrennwände dargestellt, die nach dem Modell in [69] prognostiziert wurden.

Im Gegensatz dazu sind in der Mitte und auf der rechten Seite nur jene 17 Holzrahmen- und 11 Holzmassivaußenwände dargestellt, die ein WDVS aufweisen und für die das bewertete Schalldämm-Maß der Grundwand bekannt ist. Das mittlere Diagramm in Abbildung 118 zeigt die Ergebnisse bei Anwendung des Modells nach [70], das Rechte hingegen die Ergebnisse nach Anwendung des WDVS-Abschnitts des Modells in [69].

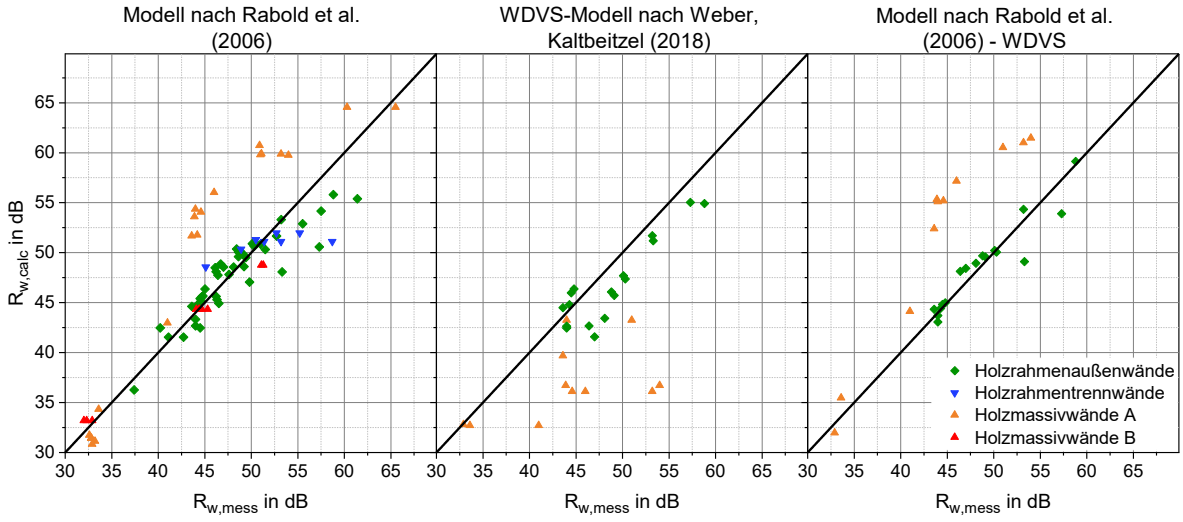


Abbildung 118: Gegenüberstellung der gemessenen und prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße aller betrachteten Wände nach [69] (links), [70] (mitte) und dem WDVS-Abschnitt in [3] (rechts).

Im linken Diagramm in Abbildung 118 ist zu erkennen, dass die Holzrahmenwände zu einem überwiegenden Teil dem Trend der eingeblendeten Referenzlinie folgen. Bei den Holzmassivwänden muss zwischen den beiden Datensätzen „A“ und „B“ unterschieden werden. Während die Holzmassivwände des Datensatz „B“ sich ebenfalls der Referenzdiagonale annähern, gibt es mit drei Ausnahmen beim Datensatz „A“ große Abweichungen. Das bewertete Schalldämm-Maß aus diesem Datensatz wird durch das Modell um teilweise mehr als 10 dB überschätzt. Der Datensatz „A“ stammt aus einem Projekt, in dem u. a. der Einfluss der Putzdicke untersucht wurde [84], weshalb teilweise der in [69] für die

Anwendung des Modells empfohlene Bereich für Putzdicken von 4 mm bis 10 mm unter- bzw. überschritten wird. Allerdings finden sich die großen Abweichungen auch bei Putzdicken in dem angegeben Bereich wieder. Dies lässt den Schluss zu, dass ggf. auch die dynamischen Steifigkeiten der Dämmstoffe für die Abweichungen verantwortlich sind. Zwar ist in [69] keine minimal zulässige dynamische Steifigkeit angegeben, allerdings wurde das Modell mit Dämmplatten mit minimal 12 MN/m³ erstellt, während die Dämmstoffe im Datensatz „A“ dynamische Steifigkeiten von 2,1 MN/m³ bis 10,0 MN/m³ aufweisen. Es ist also denkbar, dass die dynamischen Steifigkeiten außerhalb des Bereichs, in dem das Modell zuverlässige Prognosewerte berechnet, liegt.

Für einen Vergleich der beiden angewandten Modelle, sind das mittlere sowie das rechte Diagramm in Abbildung 118 heranzuziehen. Die Datenpunkte basieren jeweils auf dem gemessenen bewerteten Schalldämm-Maß der zugehörigen Grundwand sowie der Berechnung der prognostizierten Änderung durch das WDVS. Während die Holzrahmenwände nach dem Modell in [69] sich wiederum der Referenzdiagonale annähern, liegen dieselben Wände durch das Modell in [70] im Mittel unter der Referenzdiagonale. Diese werden also fast durchgehend unterschätzt. Eine genauere Analyse der Holzrahmenwände hat ergeben, dass die Wände mit Steinwolle-WDVS die größte Schwankung aufweisen. Der Grund für diese Beobachtung muss noch untersucht werden.

Die großen Abweichungen der Holzmassivwände mit WDVS könnten auch im Falle des Modells nach [70] auf die geringeren dynamischen Steifigkeiten der Dämmstoffe aus dem Datensatz „B“ zurückgeführt werden. Ein weiterer Grund für die Abweichung könnten die unterschiedlichen Grundwände sein. Im Modell in [70] beträgt das bewertete Schalldämm-Maß der Massivholzwand ohne WDVS 38 dB, während die Grundwand in den Datensätzen „A“ und „B“ nur 32 bzw. 33 dB erreicht. Da dieser Wert maßgeblich in die Berechnung des bewerteten Schalldämm-Maßes einfließt, ist deren Einfluss dementsprechend groß und kann zusätzlich für Abweichungen verantwortlich sein.

Da die Abweichungen der Holzmassivwände (Datensatz „A“) aus genannten Gründen nach beiden Modellen sehr groß sind, ist eine quantitative Gegenüberstellung der Ergebnisse hier nicht sinnvoll. Qualitativ ist festzuhalten, dass es durch das Modell in [70] fast überwiegend zu einer Unterschätzung, während es nach dem Modell in [69] durchgehend zu einer Überschätzung der bewerteten Schalldämm-Maße kommt.

4.7.2 Detailanalyse

In diesem Abschnitt erfolgt eine Detailanalyse des Modells aus [69]. Da in dem Modell für jede Schicht die Änderung des bewerteten Schalldämm-Maßes durch diese berechnet werden kann, erhöht sich die Anzahl an potenziellen Fehlerquellen. Die Detailanalyse soll Aufschluss darüber geben, ob die Berechnung der Grundwand selbst oder die einer bestimmten Schicht für besonders hohe Abweichung oder große Streuung verantwortlich ist.

In Abbildung 119 sind die absoluten Abweichungen der Grundwände, sowie jener Grundwände mit WDVS, jener mit Installationsebene und jener mit Zusatzbeplankung (von links nach rechts) dargestellt. Die x-Koordinaten der Datenpunkte spiegeln die gemessenen bewerteten Schalldämm-Maße der Wandaufbauten wider.

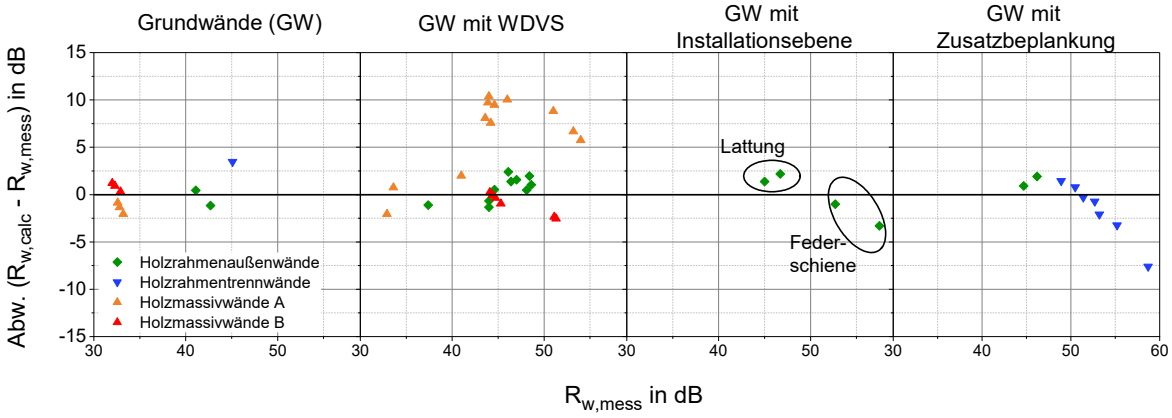


Abbildung 119: Detailanalyse der absoluten Abweichungen in Abhängigkeit der prognostizierten Schicht nach [69].

Die Detailanalyse zeigt keine Auffälligkeiten bezüglich der Abweichungen einzelner Schichten. Einzige Ausnahme ist wiederum die durchgehend hohe Abweichung der Massivholzwände mit WDVS aus dem Datensatz „A“ (Abbildung 119; 2. von links). Links in Abbildung 119 sind die Abweichungen der jeweiligen Grundwände dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die Grundwände in Holzmassivbauweise in einem Bereich von ± 2 dB abweichen. Daraus kann geschlossen werden, dass die großen Abweichungen des Datensatzes „A“ auf das WDVS und den zuvor genannten Gründen zurückzuführen sind.

Weitere Abweichungen über den Bereich ± 2,5 dB hinaus sind lediglich bei einer Holzrahmenwand mit Federschiene (Abbildung 119; 2. von rechts) sowie bei Trennwänden zu beobachten. Letztere fallen dadurch auf, dass schon das prognostizierte bewertete Schalldämm-Maß der Grundwand mit getrennten Ständern um + 3 dB überschätzt wird. Weiters sorgt die Zusatzbeplankung mit Sandplatten (Abbildung 119; rechts) für ein Unterschätzen von rund 7,5 dB. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das Modell für übliche Beplankungen, wie OSB, Gipskartonbau- und Gipsfaserplatten erstellt wurde und Sandplatten nicht berücksichtigt wurden.

4.7.3 Optimierungspotential

Der genauere Blick auf die Ausreißer bzw. die größten Abweichungen der prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße der Holzrahmenwände in [69] zeigt, dass die größten absoluten Abweichungen bei Wänden mit Federschienen (Außenwände) und Sandplatten-Beplankung (Trennwände) vorkommen. Sowohl Federschienen als auch Sandplatten können die Schalldämmung von mehrschaligen Bauteilen deutlich verbessern.

In Abbildung 120 sind alle Holzrahmen- und Holzmassivwände dargestellt, die nach [69] prognostiziert wurden. Dabei sind im Unterschied zum linken Diagramm in Abbildung 118 eben jene Wände mit Federschienen oder Sandplatten-Beplankung ausgebleicht dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Ausreißer der Holzrahmenwände wegfallen und somit die Streuung verringert werden kann. Im Falle der Holzmassivwände verschwinden einige Datenpunkte des Datensatzes „A“, wobei es weiterhin zu großer Überschätzung der bewerteten Schalldämm-Maße kommt, die nicht auf Federschienen oder Sandplatten zurückgeführt werden können.

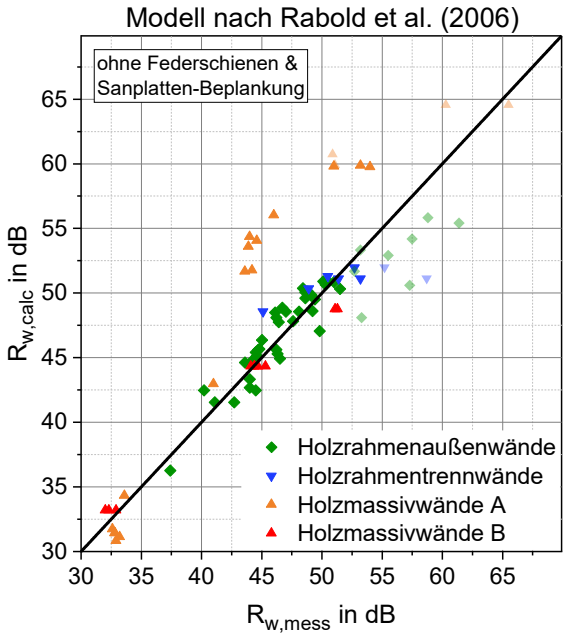


Abbildung 120: Gegenüberstellung der gemessenen und nach [69] prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße. Die Wände mit Federschienen sowie Sandplatten-Beplankungen sind ausgebleicht dargestellt.

Aus der geringeren Streuung der Holzrahmenwände ohne Federschienen oder Sandplatten-Beplankung lässt sich ableiten, dass im Modell nach [69] in dieser Hinsicht noch Optimierungspotential vorhanden ist. Aktuell werden die Federschienen mit einem pauschalen Korrekturwert von + 5 dB berücksichtigt. Hier könnte ein, von der Grundwand abhängiger Korrekturwert die Übereinstimmung zu den Messdaten ggf. erhöhen. Interessant ist in diesem Zusammenhang, dass die Abweichung der Federschienen auf der Grundwand ohne WDVS oder Außenschalung lediglich eine Abweichung von – 3 dB ergibt (vgl. Abbildung 4), während sich die Abweichung in Kombination mit anderen Schichten, die einen großen Einfluss auf das bewertete Schalldämm-Maß haben können (z. B. WDVS), mehr als verdoppelt (vgl. Abbildung 120, ausgebleichte Holzrahmenaußenwände). Dies lässt vermuten, dass ein hohes bewertetes Schalldämm-Maß weniger gut vom Modell erfasst werden kann. Um den Einfluss der Sandplatten besser prognostizieren zu können, müssten ggf. neue Korrekturwerte erarbeitet werden, da Sandplatten bei der Erstellung des Modells nicht berücksichtigt wurden.

4.7.4 Schlussfolgerung

In den Tabellen Tabelle 19 und Tabelle 20 werden die wichtigsten Kennwerte für die Bewertung der Prognosemodelle dargestellt. In Tabelle 19 erfolgt ein Vergleich der Kennwerte für Holzrahmenaußenwände (inkl. und exkl. Federschienen) nach [69]. Es ist ersichtlich, dass einerseits die mittlere Abweichung geringer als in [69] ausfällt und sich andererseits die Standardabweichung jener des unabhängigen Datensatzes „Ref." annähert. Weiters kann diese deutlich verbessert werden, wenn jene Wände mit Federschienen nicht berücksichtigt werden.

Tabelle 19: Kennwerte der Prognose der Holzrahmenaußenwände („HR-AW") inkl. (+) und exkl. jener mit Federschienen (-) nach [69]. „Mod." Bzw. „Ref." stehen dabei für jene Datensätze, die von den jeweiligen Autoren des Modells für die Erstellung bzw. die Validierung des Modells herangezogen wurden.

Modell	**Rabold et al. (2006) [69]**		
Datensatz	Mod. / Ref.	HR-AW (+)	HR-AW (-)
σ [dB]	1,6 / 1,9	2,1	1,2
$\overline{x}$ [dB]	- 0,4 / - 0,9	- 0,3	0,4
n	291 / 31	45	37
σ…Standardabweichung der Prognosewerte $\overline{x}$…mittlere Abweichung der Prognosewerte ($R_{w,cal} – R_{w,mess}$) n…Stichprobengröße			

Tabelle 20 zeigt dieselben Kennwerte für die Holzrahmenaußenwände mit WDVS nach [70], sowie dem WDVS-Abschnitt in [69]. Während die Standardabweichung in einem erwartbaren Bereich von 2,0 dB bzw. 1,5 dB liegt, ist vor allem die mittlere Abweichung von – 2,0 dB bei einer Berechnung nach [70] auffallend. Durch den WDVS-Abschnitt nach [69], wird hingegen eine mittlere Abweichung von lediglich – 0,1 dB erreicht.

Tabelle 20: Kennwerte der Prognose der Holzrahmenaußenwände („HR-AW“) mit WDVS nach [70] und [69]. „Mod.“ bzw. „Ref.“ stehen dabei für jene Datensätze, die von den jeweiligen Autoren des Modells für die Erstellung bzw. die Validierung des Modells herangezogen wurden.

Modell	**Weber et al. (2018) [70]**		**Rabold et al. (2006) [69]**
Datensatz	Mod. / Ref.	HR-AW mit WDVS	
σ [dB]	1,9 / 2,6	2,0	1,5
$\bar{x}$ [dB]	0,0 / 0,3	- 2,0	- 0,1
n	43 / 13	17	17
σ…Standardabweichung der Prognosewerte $\bar{x}$…mittlere Abweichung der Prognosewerte ($R_{w,cal} – R_{w,mess}$) n…Stichprobengröße			

Da die Abweichungen der prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße der Holzmassivwände nach beiden Modellen je nach Datensatz sehr groß sind (vgl. Abbildung 118) bzw. die Stichprobe der Holzrahmentrennwände klein ist, werden die Prognosekennwerte dieser Wandtypen nicht angeführt.

Aus den angeführten Analysen kann geschlossen werden, dass das Modell nach [69] für Holzrahmenwände die bewerteten Schalldämm-Maße mit wenigen Ausnahmen gut abschätzen kann. Die Ausnahmen beschränken sich dabei auf Installationsebenen mit Federschienen sowie Sandplatten-Beplankungen.

4.7.5 Prognosetool für Holzrahmenwände mit WDVS

Basierend auf den oben aufgeführten Erkenntnissen wird nachfolgend ein einfaches Prognosetool vorgestellt, welches auf jenem von [69] basiert. Im vereinfachten Ansatz werden jedoch nur jene Wände abgebildet, für die eine maximale Prognoseabweichung von Δ_{Prog} = 2 dB festgestellt werden konnte. Es handelt sich dabei um Holzrahmenwände, die beidseitig mit OSB beplankt sind und innenseitig eine direkte Gipskartonbeplankung oder eine Installationsebene mit Holzlattung aufweisen. Außenseitig ist jeweils ein WDVS aufgebracht. Da die WDVS-Prognosen bei Dämmstoffen mit einer geringen dynamischer Steifigkeit mit dem gewählten Modell erhöhte Abweichungen zeigen, werden im vereinfachten Prognosetool nur WDVS mit dynamischen Steifigkeiten ≥ 15 MN/m³ berücksichtigt. Wie in Abbildung 121 zu sehen ist, stimmen die Ergebnisse der Prognose mit jenen der Messung für die Wände, die diese Kriterien erfüllen, gut überein. Die mittlere Abweichung und die Standardabweichung der Prognosewerte (Prognose – Messung) liegen hier bei $\bar{x}$ = 0,6 dB und σ = 1,0 dB. Die Stichprobe umfasst 24 Wände.

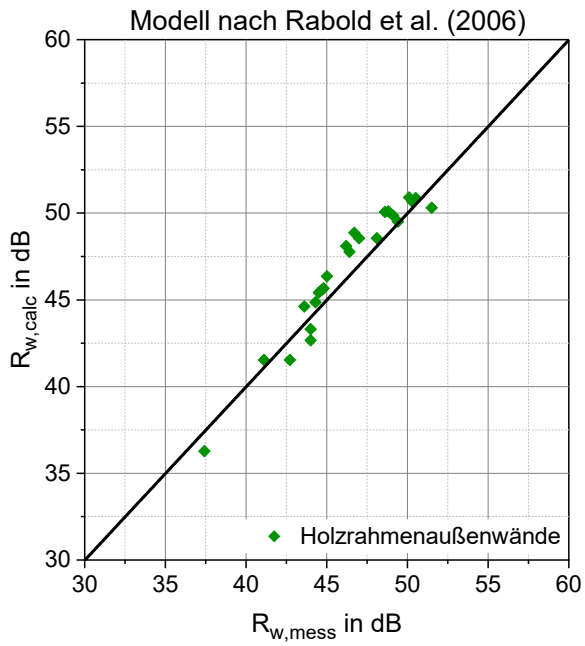


Abbildung 121: Gegenüberstellung der gemessenen und nach [69] prognostizierten bewerteten Schalldämm-Maße jener Wände, die die Grundlage für das vereinfachte Prognosetool nach [69] bilden.

Nachfolgend wird das vereinfachte Prognosetool für Holzrahmenwände mit WDVS dargestellt.

4.7.5.1 Vereinfachtes Prognosetool

A) Im ersten Schritt der Prognose wird das bewertete Schalldämmmaß der Grundwand abgelesen.

Bewertetes Schalldämmmaß der Grundwand*

$R_{w,0}$ [dB]		Ständertiefe [mm]	
		180	200
Rastermaß [mm]	313	27,5	27,7
	625	40,4	40,5

*Grundwand Definition:

Ständer beidseitig mit 12,0 mm OSB beplankt, geklammert, ausgedämmt mit Mineralwolle $\rho \leq 140\ \mathrm{kg/m^3}$, Wandhöhe < 3,0 m

B) Im zweiten Schritt wird das Verbesserungsmaß der Holzrahmenwand durch den innenseitigen Aufbau ermittelt.

Verbesserung des bewerteten Schalldämmmaßes durch eine

Zusatzbeplankung **ODER** Installationsebene auf 60 mm Lattung (vertikal), e = 625 mm, ausgedämmt

$\Delta R_{w,Zusatzbeplankung}$ [dB] = $x_{Zusatzbeplankung} + K_{R,w,0} + K_{3.Lage}$			**$\Delta R_{w,Installationsebene}$ [dB] =** $x_{Installationsebene} + K_{R,w,0} + K_{2.Lage}$		
$x_{Zusatzbeplankung}$	Material		**$x_{Installationsebene}$**	Material	
	GKF 12,5	GKF 18,0		GKF 12,5	GKF 18,0
	3,6	2,6	Rastermaß [mm] der Grundwand 313	5,3	5,1
			625	4,9	4,8
+			**+**		
$K_{R,w,0} = \begin{cases} 3{,}4\ \mathrm{dB\ für}\ R_{w,0} \\ -0{,}25 \times R_{w,0} + 10{,}82\ \mathrm{dB\ für}\ 30\ \mathrm{dB} \leq R_{w,0} \end{cases}$			$K_{R,w,0} = \begin{cases} 3{,}4\ \mathrm{dB\ für}\ R_{w,0} < \\ -0{,}3 \times R_{w,0} + 12{,}36\ \mathrm{dB\ für}\ 30\ \mathrm{dB} \leq R_{w,0} \leq \end{cases}$		
$K_{3.Lage} = \begin{cases} 2{,}5\ \mathrm{dB} \ldots \mathrm{bei\ einseitig\ dreilagiger\ Beplanku} \\ 0\ \mathrm{dB} \ldots \mathrm{sonst} \end{cases}$			$K_{2.Lage} = \begin{cases} 2{,}5\ \mathrm{dB} \ldots \mathrm{bei\ doppelter\ Bepl.\ der\ Installation} \\ 0\ \mathrm{dB} \ldots \mathrm{sonst} \end{cases}$		

C) Im dritten Schritt wird das Änderungsmaß des bewerteten Schalldämmmaßes durch ein WDVS ermittelt.

Änderung des bewerteten Schalldämmmaßes durch WDVS

$\Delta R_{w,WDVS}$ [dB] =

$= x_{WDVS} + K_{Dämmstofftyp} + K_{R,w,0}$

x_{WDVS}		dyn. Steifigkeit s' [MN/m³]				
		15	20	30	40	50
m‘ Putz [kg/m²]	5	3,7	3,0	2,0	1,2	0,7
	10	4,6	3,9	2,9	2,1	1,6
	15	5,0	4,3	3,2	2,5	2,0

+

$K_{Dämmstofftyp}$ =

EPSe	EPS	MW	HWF
-4 dB	-2 dB	0 dB	+1 dB

$$K_{R,w,0}$$

$$= \{-0{,}68 \times (R_{w,0} + \Delta R_{w,i}) + 30{,}64\ \text{dB für ... WDVS aufäußerer Bepl.}\}$$

$$\text{mit } -3\ \text{dB} < K_{R,w,0} < 3\ \text{dB}$$

D) Zuletzt müssen die ermittelten Schalldämm(änderungs)maße aufsummiert und die mögliche Prognoseabweichung Δ_{Prog} berücksichtigt werden.

Für Wände mit einer Direktbeplankung auf der Innenseite gilt:

$$R_w = R_{w,0} + \Delta R_{w,Zusatzbeplankung} + \Delta R_{w,WDVS} - \Delta_{Prog}$$

mit

$$\Delta R_{w,Zusatzbeplankung} = x_{Zusatzbeplankung} + K_{R,w,0} + K_{3.Lage}$$

$$\Delta R_{w,WDVS} = x_{WDVS} + K_{Dämmstofftyp} + K_{R,w,0}$$

$$\Delta_{Prog} = 2\ dB$$

Für Wände mit einer Installationsebene auf der Innenseite gilt:

$$R_w = R_{w,0} + \Delta R_{w,\text{Installationsebene}} + \Delta R_{w,WDVS} - \Delta_{Prog}$$

mit

$$\Delta R_{w,\text{Installationsebene}} = x_{\text{Installationsebene}} + K_{R,w,0} + K_{2.\text{Lage}}$$

$$\Delta R_{w,WDVS} = x_{WDVS} + K_{\text{Dämmstofftyp}} + K_{R,w,0}$$

$$\Delta_{Prog} = 2\ dB$$

4.8 Neue Aufbauten in www.dataholz.eu

Im Zuge des Forschungsprojektes wurden 54 neue Bauteile in die Bauteildatenbank www.dataholz.eu aufgenommen. Von allen Bauteilen werden u.a. die Spektrum-Anpassungswerte ab 50 Hz sowie die zugrundeliegenden Schallmessprotokolle inkl. Frequenzverläufe kostenfrei auf dataholz.eu bereitgestellt.

Im Anhang 12 werden die neu aufgenommenen Bauteile inkl. Einzahlkennwerten und Spektrumanpassungwerten aufgeführt. Außerdem wird dort beschrieben wie über dataholz.eu auf die zugehörigen Schallmessprotokolle zugegriffen werden kann.

4.9 Projektpublikationen

In nachfolgenden Publikationen werden die im Projekt durchgeführten Untersuchungen detailiert diskutiert:

Ferk, Heinz, Christopher Leh, Markus Mosing, Selina Vavrik-Kirchsteiger, und Bernd Nusser. 2020. Schalldämmung von Außenwänden im Holzbau - Teil 2: Holzmassivbauweise. *Holzbau - die neue Quadriga* (5): 46–51.

Ferk, Heinz, Christopher Leh, Markus Mosing, Selina Vavrik-Kirchsteiger, und Bernd Nusser. 2021a. Schalldämmung von Trennwänden in Brettsperrholz-Bauweise - Einfluss von Konstruktionsdetails. In *DAGA 2021: 47. Jahrestagung für Akustik*, 168–171. DAGA 2021, Wien/online. 15.-18.08.

Ferk, Heinz, Christopher Leh, Markus Mosing, Selina Vavrik-Kirchsteiger, und Bernd Nusser. 2021b. Schalldämmung von Wohnungstrennwänden im Holzbau. *Holzbau - die neue Quadriga* (6): 41–45.

Ferk, Heinz, Christopher Leh, Markus Mosing, Selina Vavrik-Kirchsteiger, und Bernd Nusser. 2022a. Massivholz in der Decke: Schalldämmung von Brettsperrholzdecken. In *Holzbau - die neue quadriga*, 44–47. Wolnzach (D): Kastner.

Ferk, Heinz, Berndt Zeitler, Christopher Leh, Markus Mosing, Selina Vavrik-Kirchsteiger, und Bernd Nusser. 2022b. Parametrische Untersuchung der Direktschalldämmung von Holzbauteilen. In *DAGA 2022: 48. Jahrestagung für Akustik.* DAGA 2022, Stuttgart/online. 21.-24.03.

Ferk, Heinz, Christopher Leh, Markus Mosing, und Selina Vavrik-Kirchsteiger. 2022c. Sound.Wood.Austria - selected measurement results of building components for multi-storey timber construction in Austria. In *Inter-noise 2022.* Inter-noise 2022, Glasgow (Scotland). 21-24 August.

Lux, Christian, Alexander Stenitzer, und Bernd Nusser. 2022. Untersuchung der bauakustischen Performance von Holzbalkendecken bei verschiedenen Anregungsarten. In *DAGA 2022: 48. Jahrestagung für Akustik.* DAGA 2022, Stuttgart/online. 21.-24.03.

Nusser, Bernd, und Christian Lux. 2020. External timber frame walls – Effects of facade type, internal linings and construction details on measured sound insulation. In *International Congress on Noise Control Engineering.* Inter-Noise 2020. 23-26 August. Seoul.

Nusser, Bernd, und Christian Lux. 2021a. Effects of construction details on measured sound insulation of timber frame partition walls. In *Euronoise 2021.* Euronoise, Madeira, Portugal - online. 24th - 27th October.

Nusser, Bernd, und Christian Lux. 2021b. Schalldämmung von Wohnungstrennwänden im Holzbau: Holzrahmenbauweise. In *Holzbau - die neue quadriga*, 40–44. Wolnzach (D): Kastner.

Nusser, Bernd, Christian Lux, und Heinz Ferk. 2020a. ETICS and Exterior Wooden Cladding on timber frame walls – influence of facade system and construction details on the

airborne sound insulation. In *e-Forum Acusticum 2020*, 1241–1248. Forum Acusticum, virtual. Dec. 7-11.

Nusser, Bernd, Christian Lux, und Heinz Ferk. 2020b. Schalldämmung von Außenwänden im Holzbau: Teil 1: Holzrahmenbauweise. *Holzbau - die neue Quadriga* (4): 43–47.

Nusser, Bernd, Christian Lux, und Heinz Ferk. 2021. Schalldämmung von Trennwänden in Holzrahmenbauweise - Einfluss von Konstruktionsdetails. In *DAGA 2021: 47. Jahrestagung für Akustik*, 184–187. DAGA 2021, Wien/online. 15.-18.08.

Nusser, Bernd, Christian Lux, und Heinz Ferk. 2022. Trittschalldämmung von Holzbalkendecken: Einfluss verschiedener Bauteilschichten. In *Holzbau - die neue quadriga*, 45–47. Wolnzach (D): Kastner.

Nusser, Bernd, Alexander Stenitzer, Jan Kasim, Luca Germer, und Heinz Ferk. 2024a. Messtechnische Parameterstudie zur vertikalen Stoßstellendämmung im Holzmassivbau. In *Fortschritte der Akustik: 50. Jahrestagung für Akustik*, 380–384. DAGA 2024, Hannover. 18.-21.03.

Nusser, Bernd, Alexander Stenitzer, Luca Germer, Jan Kasim, und Heinz Ferk. 2024b. Trittschallschutz durch verbesserte Flanken: Teil 2: Holzmassivbauweise. In *Holzbau - die neue quadriga*. Wolnzach (D): Kastner.

Stenitzer, Alexander, Christian Lux, und Bernd Nusser. 2021a. Schalldämmung als große (Un)bekannte: Praktikable Abschätzung der Schalldämmung von Holzrahmenwänden mit WDVS. In *Bauphysik im Holzbau: Aktuell - Kompakt - Online*. Tagungsband, 65–76, Online. 11. November. Wien.

Stenitzer, Alexander, Christian Lux, und Bernd Nusser. 2021b. Vereinfachte Prognose der Luftschalldämmung von Außenwänden in Holzrahmen- und Holzmassivbauweise. In *DAGA 2021: 47. Jahrestagung für Akustik*, 180–183. DAGA 2021, Wien/online. 15.-18.08.

Stenitzer, Alexander, Christian Lux, Bernd Nusser, und Heinz Ferk. 2023. Einfluss der Anregungsart auf den Trittschallpegel von Holzbalken- und Holzmassivdecken. In *DAGA 2023*, 320–323. DAGA 2023, Hamburg. 06.-09. März.

Stenitzer, Alexander, Bernd Nusser, Adrian Blödt, und Andreas Rabold. 2024a. Messung der vertikalen Flankenübertragung anhand ausgewählter T-Stöße in Holzrahmenbauweise. In *Fortschritte der Akustik: 50. Jahrestagung für Akustik*, 380–383. DAGA 2024, Hannover. 18.-21.03.

Stenitzer, Alexander, Bernd Nusser, und Christian Lux. 2024b. Trittschallschutz durch verbesserte Flanken: Teil 1: Holzrahmenbauweise. In *Holzbau - die neue quadriga*, 44–47. Wolnzach (D): Kastner.

5 Zusammenfassung

Zur schallschutztechnischen Planung von Gebäuden in Holzbauweise sind belastbare Planungsdaten gefragt. Die Holzforschung Austria hat deshalb in Kooperation mit der Technischen Universität Graz das Forschungsprojekt „Sound.Wood.Austria - Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise“ initiiert, Ende 2018 gestartet und Ende 2023 abgeschlossen.

Das übergeordnete Ziel des Forschungsprojektes war es die bauakustische Planungssicherheit bei der Errichtung von Gebäuden in Holzrahmen- und Holzmassivbauweise (BSP-Bauweise) zu steigern. Hierfür wurde das Forschungsprojekt im Wesentlichen in folgende Teilaspekte unterteilt

1. Kennwerte von Außen- und Innenwänden
2. Kennwerte von Decken
3. Kennwerte zur Flankenübertragung
4. Ermittlung von Resonanzfrequenzen
5. Eignung vereinfachter Prognosemodelle
6. Übernahme erweiterter Bauteildaten in dataholz.eu

Zu Beginn des Projektes wurden die Zugriffszahlen auf www.dataholz.eu analysiert und im Anschluss mit den Wirtschaftspartnern die wesentlichsten Wand- und Deckenbauteile festgelegt sowie vorhandene Datenlücken eruiert.

Um einige dieser Datenlücken zu schließen, wurden insgesamt 164 Wand- und 54 Deckenvarianten messtechnisch untersucht. Die jeweiligen Grundbauteile wurden von den Wirtschaftspartnern bereitgestellt und an der Holzforschung Austria und der TU Graz untersucht und umgebaut.

5.1 Außenwände

Im Zuge des Projektes wurden primär Holzrahmenwände mit WDVS aus EPS-/Mineralwolle- und Holzfaserdämmstoffen und Holzmassivwände mit hinterlüfteten Holzfassaden untersucht. Auf der Innenseite wurde die Vorsatzschale und die Beplankung variiert. Die Messergebnisse verdeutlichen, dass sowohl mit einer Holzrahmen- als auch mit einer Holzmassivwand die Mindestanforderung an Außenwände problemlos eingehalten werden können. Vorraussetzung dafür ist die geeignete Wahl der Bauteilschichten. WDVS-Varianten mit EPS-Dämmstoffen benötigen beispielsweise einen anspruchsvolleren Wandaufbaus als Varianten mit Faserdämmstoffen.

Unabhängig von der Bauweise hat sich gezeigt, dass eine innenseitige Vorsatzschale möglichst weich, z. B. mit Federschienen oder Schwingbügeln, an die Grundwand angeschlossen werden oder frei stehen sollte. Eine steife Kopplung mit der Grundwand, z. B. durch eine Lattung, zeigte stets Nachteile in der Schalldämmung. Prinzipiell konnte die Schalldämmung der Außenwände durch schwere, zweilagige innenseitige Beplankungen (z. B. 2 x 18 mm Gipsplatten auf Federschienen oder im Optimalfall auf einer freistehenden Unterkonstruktion) auch im tiefen Frequenzbereich gesteigert werden. Generell wirken sich Abstand und Masse günstig auf die tieffrequente Schalldämmung aus. Bei der Planung sollte jedenfalls nicht nur der Einzahlwert betrachtet werden, sondern auch der frequenzabhängige Verlauf der Schalldämmung, um unerwünschte Einbrüche in dieser zu vermeiden.

5.2 Trennwände

Es wurden zumeist zweischalige Innenwände (d. h. Wohnungstrennwände) in Holzrahmen- und Holzmassivbauweise untersucht, wobei u. a. die Wanddicken- und -abstände, Vorsatzschalen, Beplankungen und Steherachsmaße variiert wurden.

Ähnlich zu den Untersuchungen der Außenwände zeigte sich auch bei den Innenwänden der positive Effekt einer mehrlagigen, schweren Beplankung. Der Abstand der beiden Wandschalen sollte außerdem möglichst groß gewählt werden und mit einem weichen, schallabsorbierenden Dämmstoff mit einer geringen dynamischen Steifigkeit und aus brandschutzgründen mit einem Schmelzpunkt ≥ 1000°C und hohlraumfrei ausgefüllt sein. Bei Holzrahmenwänden ist es zudem sinnvoll die Beplankungen im Trennwandspalt weg zu lassen, um die Gefachtiefe zu erhöhen. Der Brandschutznachweis muss dementsprechend geführt werden.

Beim Einsatz von Vorsatzschalen wurden die besten Ergebnisse wiederum mit einer freistehenden Vorsatzschale mit schweren Beplankungen erzielt. Ein asymmetrischer Trennwandaufbau wirkt sich in der Regel günstig auf die Schalldämmung, speziell im tiefen Frequenzbereich, aus. Auch sollte der Verbindungsmittelabstand zur Fixierung der Beplankungen größtmöglich gewählt werden. Eine gute bauakustische Planung beginnt bereits bei der Grundrissgestaltung (z. B. Badezimmer an Badezimmer angrenzen lassen). Nicht vorhandene Störgeräusche, sind für den subjektiven Schallschutz generell besser als gut gedämmte Störgeräusche.

5.3 Trenndecken

Um die Einflüsse der verschiedenen Deckenmodifikationen zu quantifizieren, wurden Holzbalken- und Holzmassivdecken u. a. mit unterschiedlichen Estrichen, Trittschalldämmungen, Schüttungen und Unterdecken in den Prüfständen untersucht. Die durchgeführten Messungen verdeutlichen, dass die Optimierung des $L_{n,w}$ - Werts bei der

Deckenplanung allein nicht zielführend ist. Soll eine Decke auch subjektiv als gut empfunden werden, müssen die verschiedenen Deckenmodifikationen aufeinander abgestimmt sein.

Eine Balkendecke mit einem Balkenachsmaß von 62,5 cm, einem schweren Zementestrich, und einer doppelt beplankten Unterdecke an entkoppelten Direktabhängern, erzielte bei den Untersuchungen an Holzbalkendecken diesbezüglich die besten Ergebnisse. Eine Splitt-Schüttung war hierfür nicht erforderlich. Bei den untersuchten Brettsperrholzdecken war eine Splitt-Schüttung hingegen stets notwendig, um eine gute Trittschalldämmung zu erzielen. Diese sollten in der Regel elastisch gebunden werden, um eine Wanderung der Schüttung und eine Schallweiterleitung wie bei einer starren Bindung zu vermeiden. Holzmassivdecken werden bestenfalls ohne abgehängte Decke ausgeführt, oder die Resonanzfrequenzen des schwimmenden Estrichs und der Unterdecke müssen aufeinander abgestimmt werden, um ungünstige Resonanzeinbrüche im tiefen Frequenzbereich zu vermeiden.

5.4 Flankenübertragung

Zur bauakustischen Planung von Gebäuden muss neben der direkten Schallübertragung durch Decken etc. auch die Flankenschallübertragung durch angrenzende Bauteile berücksichtigt werden. Hierfür können Planungskennwerte aus Laborprüfungen verwendet werden.

An der Holzforschung Austria wurden Versuchsstände zur Ermittlung der Flankenschalldämmung für Wand-Decken-Knoten in Holzrahmen- und Holzmassivbauweise entwickelt, wobei auch Auflasten von mehreren Obergeschossen möglich sind. Um bei Knoten in Holzmassivbauweise u. a. den Einfluss der Bauteilgröße zu untersuchen, wurde an der TU Graz ein Versuchsstand mit größeren Bauteilabmessungen errichtet.

Sowohl bei den Aufbauten in Holzrahmen- wie auch Holzmassivbauweise wurde u. a. der Einfluss von elastischen Entkopplungslagern, optimierten Verbindungsmitteln, Zugverankerungen und verschiedenen Auflasten untersucht. Dabei zeigte sich, dass eine Auflast die Flankenübertragung deutlich beeinflusst, weshalb stets mit Auflast geprüft werden sollte. Werden Entkopplungslager in Kombination mit optimierten Verbindungsmitteln eingesetzt, kann die Flankenübertragung im Holzrahmen- und im Holzmassivbau wesentlich reduziert werden. Kommen jedoch Zugverankerung in Form von dicken Lochblechen zum Einsatz, macht dies die Entkopplungsmaßnahmen wieder nahezu wirkungslos.

5.5 Ergänzende messtechnische Untersuchungen

5.5.1 Trittschallpegel bei verschiedenen Anregungsarten

Aus den Untersuchungen kann geschlossen werden, dass eine Anregung durch das NHW bei HR- und HM-Decken geeignet ist, um die tieffrequenten Trittschalldämmeigenschaften

(≥ 50 Hz) zu analysieren. Die Anregung mit dem mNHW bietet hingegen keine Vorteile und liefert eine schlechtere Korrelation zu den Gummiball-Messungen als das NHW. Die tieffrequenten Pegelspektren durch das NHW könnten bei größerer Datenlage ggf. auch in Spektren durch Gummiballanregung umgerechnet werden (vgl. Abbildung 98). Weiterführend sollte untersucht werden, welche Einzahlwerte sich eignen, die subjektive Einstufung des Trittschallpegels einer möglichst breiten Deckenvariation unabhängig von der Anregungsart zu beschreiben.

5.5.2 Einfluss Einbausituation von BSP-Wänden

Die durchgeführten Untersuchungen verdeutlichen den wesentlichen Einfluss der Einbausituation im Prüfstand bei der Untersuchung der Schalldämmung von BSP-Wänden. Um die Abqweichungen zwischen Prüfstandsmessungen zu reduzieren, sollten die Einbaubedingungen einheitlich definiert werden. Die Lagerung der, ohne Zwang eingebauten, BSP-Wand auf Trittschalldämmplatten stellt dabei eine praxistaugliche Variante dar, welche zu reproduzieraren Ergebnissen „auf der sicheren Seite“ führt.

5.5.3 Vergleichsmessungen M- und XL-Prüfstand

Wie die durchgeführten Vergleichsmessungen an Leichtbau- und Holzrahmenwänden zwischen dem M-Prüfstand (ca. 50 m³ Prüfraumvolumen) und dem XL-Prüfstand (ca. 150 m³ Prüfraumvolumen) zeigen, liegen die Differenzen zwischen den beiden Prüfständen im Allgemeinen innerhalb der typischen Vergleichsstandardabweichung nach EN ISO 12999-1:2021 [44]. Die eher geringen Abweichungen zwischen den beiden Prüfständen lassen auf eine geeignete Wahl der Raumdimensionen in [18] schließen.

5.6 Resonanzfrequenzen

Die entwickelten „Phasendifferenzmethode“- und „Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden“ zur Bestimmung der Resonanzfrequenz von Bauteilen funktionieren prinzipiell, müssen jedoch weiter optimiert werden, insbesondere da sie auf große Bauteile übertragen werden soll. Sowohl im Labor als auch In-Situ muss der erfolgreiche Einsatz gewährleistet werden. Bei größeren Bauteilen treten Eigenmoden auf, die sich im Phasen- und Amplitudenverlauf bemerkbar machen und die Identifikation der Masse-Feder-Resonanz deutlich erschweren können. Möglicherweise muss bei der Phasendiferenzmethode die Messsystematik hinsichtlich der Sensorpositionen angepasst werden, um so wenige Eigenmoden im betrachteten Bereich zu haben wie möglich. Des Weiteren können Unterstützende Informationen hilfreich sein z. B.: Messungen mit dem japanischen Gummiball, mit dem Normhammerwerk und/oder das Schalldämm-Maß bis 25 Hz um den relevanten Frequenzbereich für die Analyse eingrenzen zu können.

5.7 Vereinfachte Prognosemodelle

Aufgrund des in der Regel mehrschichtigen Aufbaus von Holzbauteilen ist die Prognose der Schalldämmung solcher Bauteile eine herausfordernde Aufgabe und noch nicht abschließend gelöst. Die in der aktuellen Forschung verwendeten Prognosemodelle sind aufgrund ihrer Komplexität im Planungsalltag im Allgemeinen nicht einsetzbar. Im Zuge des Forschungsprojekts wurden zwei vereinfachte Prognosemodelle auf ihre praktische Anwendbarkeit hin untersucht. Aus den durchgeführten Analysen kann geschlossen werden, dass mit dem Modell nach Rabold et al. (2006) [69] das bewertete Schalldämm-Maß einer Holzrahmenwand (ausgenommen von Wänden mit Vorsatzschalen aus Federschienen) mit einer Prognoseunsicherheit von ca. 2 dB praxistauglich abgeschätzt werden kann.

5.8 Neue Aufbauten in www.dataholz.eu

Durch das Projekt konnten 54 neue Bauteile in www.dataholz.eu aufgenommen werden. Zur Erhöhung der bauakustischen Planungssicherheit werden bei diesen Bauteilen sämtliche Spektrum-Anpassungswerte ab 50 Hz sowie die zugrundeliegenden Schallmessprotokolle inkl. der Frequenzverläufe zur Verfügung gestellt.

6 Literatur

[1] *Nusser, B.; Lux, C.; Ferk, H.:* Trittschalldämmung von Holzbalkendecken – Einfluss verschiedener Bauteilschichten. *In: :* Holzbau - die neue quadriga, Heft Heft 3. Kastner, Wolnzach (D), 2022, S. 45-47.

[2] *Stenitzer, A.; Nusser, B.; Blödt, A. et al.:* Messung der vertikalen Flankenübertragung anhand ausgewählter T-Stöße in Holzrahmenbauweise. *In:* DEGA (Hrsg.): Fortschritte der Akustik – 50. Jahrestagung für Akustik, Hannover, 2024, S. 380-383.

[3] *Nusser, B.; Lux, C.; Ferk, H.:* ETICS and Exterior Wooden Cladding on timber frame walls – influence of facade system and construction details on the airborne sound insulation. *In: :* e-Forum Acusticum 2020, Proceedings, virtual, 2020, S. 1241-1248.

[4] *Nusser, B.; Lux, C.; Ferk, H.:* Schalldämmung von Trennwänden in Holzrahmenbauweise - Einfluss von Konstruktionsdetails. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (Hrsg.): DAGA 2021 – 47. Jahrestagung für Akustik, Tagungsband, Wien/online, 2021, S. 184-187.

[5] *Stenitzer, A.; Lux, C.; Nusser, B.:* Schalldämmung als große (Un)bekannte – Praktikable Abschätzung der Schalldämmung von Holzrahmenwänden mit WDVS. *In:* Holzforschung Austria (Hrsg.): Bauphysik im Holzbau – Aktuell - Kompakt - Online. Tagungsband, HFA-Schriftenreihe Heft 74, Online, 2021, S. 65-76.

[6] *Nusser, B.; Ferk, H.:* Sound.Wood.Austria erfolgreich abgeschlossen. *In:* HFA-Magazin (2024), Heft 1, S. 3-5.

[7] *Ferk, H.; Leh, C.; Mosing, M. et al.:* Schalldämmung von Außenwänden im Holzbau - Teil 2: Holzmassivbauweise. *In:* Holzbau - die neue Quadriga (2020), Heft 5, S. 46-51.

[8] *Ferk, H.; Leh, C.; Mosing, M. et al.:* Schalldämmung von Wohnungstrennwänden im Holzbau. *In:* Holzbau - die neue Quadriga (2021), Heft 6, S. 41-45.

[9] *Ferk, H.; Leh, C.; Mosing, M. et al.:* Massivholz in der Decke – Schalldämmung von Brettsperrholzdecken. *In: :* Holzbau - die neue quadriga, Heft Heft 4. Kastner, Wolnzach (D), 2022, S. 44-47.

[10] *Stenitzer, A.; Lux, C.; Nusser, B. et al.:* Einfluss der Anregungsart auf den Trittschallpegel von Holzbalken- und Holzmassivdecken. *In:* DEGA (Hrsg.): DAGA 2023, Tagungsband, Hamburg, 2023, S. 320-323.

[11] *Nusser, B.; Pirch, P.; Lux, C.:* Einfluss des Prüfraumvolumens auf die Luftschalldämmung von Trocken- und Holzrahmenbauwänden. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (Hrsg.): DAGA 2021 – 47. Jahrestagung für Akustik, Tagungsband, Wien/online, 2021, S. 157-159.

[12] *Lux, C.; Hierl, D.; Nusser, B. et al.:* Resonanzfrequenzmessung von Decken- und Wandaufbauten. *In:* DEGA (Hrsg.): Fortschritte der Akustik – 50. Jahrestagung für Akustik, Hannover, 2024, S. 291-294.

[13] *Hessinger, J.; Rabold, A.; Saß, B.:* Schallschutz im Holzbau. *In: Fouad, N.A.* (Hrsg.): Bauphysik-Kalender 2014 – Schwerpunkt: Schallschutz und Akustik. Ernst, Wilhelm & Sohn, Berlin, 2014, S. 339-415.

[14] *Müllner, H.; Stani, M.; Dolezal, F.:* Sound Insulation in the Low Frequency Range Prospects and Recommendations to keep the Building with Wood Industry competitive – Feasibility study Building with wood. TGM, Wien Ausgabe 2011.

[15] ÖNROM EN ISO 10140-5:2021 Akustik - Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand - Teil 5: Anforderungen an Prüfstände und Prüfeinrichtungen.

[16] *Müllner, H.:* Inter-laboratory test - measurement of airborne and impact sound insulation of lightweight floors, focusing on the extended frequency range below 100 Hz. *In: :* Forum Acusticum, Proceedings. European Acoustics Association, Aalborg (Denmark), 2011, S. 2599-2604.

[17] *Dolezal, F.; Neusser, M.; Teibinger, M.:* Akustik Center Austria - neue Prüf- und Forschungskompetenz für Holzkonstruktionen in Österreich mit Fokus auf tiefe Frequenzen. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (Hrsg.): DAGA 2016 – 42. Jahrestagung für Akustik, Aachen, 2016, 413-414.

[18] *Dolezal, F.; Neusser, M.; Teibinger, M. et al.:* Akustik Center Austria - New research and testing competence for timber constructions. *In:* Vienna University of Technology (Hrsg.): World Conference of Timber Engineering – WCTE 2016, Proceedings, Wien, 2016.

[19] *Pirch, P.; Nusser, B.:* Vergleich verschiedener Schallmessmethoden bei Bauteiluntersuchungen im tieffrequenten Bereich. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (Hrsg.): 44. Deutsche Jahrestagung für Akustik (DAGA 2018), München, 2018.

[20] *Roozen, N.B.; Müllner, H.; Labelle, L. et al.:* Influence of panel fastening on the acoustic performance of light-weight building elements: study by sound transmission and laser scanning vibrometry. *In:* Journal of Sound and Vibration (2015), Heft 346.

[21] *Neusser, M.:* Analyse des Einflusses von Verbindungsmitteln auf das Schalldämm-Maß von leichten Trennwandkonstruktionen durch realitätsnahe Modellierung von Schraub- und Klebeverbindungen. Wien, Technische Universität Wien, Dissertation, 2017.

[22] *Hongisto, V.; Lindgren, M.; Helenius, R.:* Sound Insulation of Double Walls – An Experimental Parametric Study. *In:* EAA (Hrsg.): Acta Acustica united with Acustica Vol. 88/ 1-6 – The Journal of the European Acoustics Association (EAA). EAA, 88/1-6. S. Hirzel, 2002, S. 904-923.

[23] *Müllner, H.; Plotizin, I.:* The influence of the screw position on the airborne sound insulation of plasterboard-walls. *In:* Forum Acusticum (Hrsg.): Forum Acusticum 2002, 2002.

[24] *Dolezal, F.:* Trittschall-Flankenübertragung bei Massivholzkonstruktionen. Wien, TU Wien, Dissertation, 2009.

[25] *Rabold, A.; Schramm, M.; Chateauviex-Hellweg, C.:* SEA based prediction for integrated vibro-acoustical design optimization. *In: :* Euronoise 2015. European Acoustics Association, Proceedings, Maastricht, 2015.

[26] *Mecking, S.; Kruse, T.; Schanda, U.:* Measurement and calculation of sound transmission across junctions of solid timber building elements. *In: :* Euronoise 2015. European Acoustics Association, Proceedings, Maastricht, 2015.

[27] *Schijndel, J.A.W.M.* van: Guidelines for Heat and Moisture Modelling in Constructions Using Multiphysics FEM software. *In: Roels, S.; Vermeier, G.; Saelens, D.* (Hrsg.): Proceedings of the Building Physics Symposium in honour of Professor Hugo Hens. Laboratory of Building Physics; Catholic University Leuven (Belgium), Leuven, 2008, S. 59-62.

[28] *Negreira, J.; Sjöström, A.; Bard, D.:* Modelling guidelines for simulating low frequency vibroacoustic performance in wooden T-junctions. *In: Eberhardsteiner, J.; Winter, W.; Fadai, A. et al.* (eds.): Proceedings of the World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016). TU Verlag, Vienna, Austria, 2016, pp. 2880-2887.

[29] *Rabold, A.; Schanda, U.; Kollmannsberger, S. et al.:* Schallschutz im mehrgeschossigen Holzbau - Luft- und Trittschalldämmung von Trenndecken-. *In:* Bauingenieur 89 (2014).

[30] *Mahn, J.; Hoeller, C.; Zeitler, B.:* Measurement of the airborne and resonant radiation efficiencies. *In: :* 22nd International Congress on Sound an Vibration, Proceedings, 2015.

[31] *Davy, J.L.; Mahn, J.; Luboš, K. et al.:* Comparison of theoretical predictions of radiation efficiency with experimental measurements. *In: :* 22nd International Congress on Sound an Vibration, Proceedings, 2015.

[32] *Buchschmid, M.; Kohrmann, M.; Winter, C. et al.:* Vibroacoustic Characteristics of Light-Weighted Slabs Part 2: Measurement-Based Investigation of the Sound Radiation of Suspended Ceilings. *In: :* DAGA 2013, Meran, 2013.

[33] *Davy, J.L.; Mahn, J.; Guigou-Carter, C. et al.:* The prediction of flanking transmission below the critical frequency – Flanking sound transmission Ausgabe 2011.

[34] *Santoni, A.; Schoenwald, S.; Van Damme, B. et al.:* Average sound radiation models for orthotropic cross laminated Timber plates. *In:* SEA*;* SPA*;* EAA (Hrsg.): EuroRegio 2016 – 9th Iberian Acoustics Congress. SEA; SPA; EAA, Porto, 2016.

[35] *Tröbs, H.-M.; Schoenwald, S.; Zemp, A.:* Experimentelle Bestimmung des Abstrahlgrads von leichten Strukturen unter Verwendung verschiedener Messmethoden. *In:* DEGA (Hrsg.): DAGA 2014 – Tagungsband, Oldenburg, 2014, S. 92-93.

[36] *Griffin, M.J.:* Handbook of Human Vibration. Academic Press, 1990.

[37] *Nusser, B.; Pirch, P.:* Das Akustik Center Austria – von der Planungsphase zur Umsetzung. *In:* Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift 162 (2017), Heft 1, S. 187-190.

[38] ÖNORM EN ISO 10140-2:2021 Akustik - Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand - Teil 2: Messung der Luftschalldämmung.

[39] ISO 717-1:2013 Acoustics — Rating of sound insulation in buildings and of building elements — Part 1: Airborne sound insulation.

[40] ÖNORM EN 29052-1:1993 Akustik - Bestimmung der dynamischen Steifigkeit - Teil 1: Materialien, die unter schwimmenden Estrichen in Wohngebäuden verwendet werden.

[41] *Blevins, R.D.:* Formulas for natural frequency and mode shape. Krieger Publishing, Malabar, Florida, 2001.

[42] *Hongisto, V.; Oliva, D.; Rekola, L.:* Subjective and objective rating of the sound insulation of residential building façades against road traffic noise. *In:* The Journal of the acoustical society of America, Vol. 144 (2018), Iss. 2, p. 1100.

[43] *Chmelík, V.; Rychtáriková, M.; Müllner, H. et al.:* Methodology for development of airborne sound insulation descriptor valid for light-weight and masonry walls. *In:* Applied Acoustics 160 (2020), S. 107144.

[44] ÖNORM EN ISO 12999-1:2021 Akustik - Bestimmung und Anwendung der Messunsicherheiten in der Bauakustik - Teil 1: Schalldämmung.

[45] *Blödt, A.; Höller, C.; Schneider, M.:* Kenngrößern zur Beschreibung elastisch gebundener Schüttungen auf Decken in Holzbauweise. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (Hrsg.): DAGA 2022 – 48. Jahrestagung für Akustik, Tagungsband, Stuttgart/online, 2022, S. 304-307.

[46] *Rabold, A.:* Schallschutzprognose leicht gemacht – Nachweis Trittschallschutz von Holzdecken in der neuen DIN 4109. *In:* Holzbau - die neue Quadriga (2015), Heft 3, S. 38-40.

[47] *Rabold, A.; Schneider, M.; Fischer, H.-M. et al.:* Neue Berechnungsverfahren zur Trittschallübertragung. *In:* Bauphysik 42 (2020), Heft 4, S. 160-172.

[48] *Blödt, A.:* Schallschutz im Holzbau – Differenzierte Flankenbewertung bei der Trittschallübertragung, Berlin Ausgabe 2020.

[49] ÖNORM EN ISO 12354-2:2017 Bauakustik - Berechnung der akustischen Eigenschaften von Gebäuden aus den Bauteileigenschaften.

[50] ÖNORM EN ISO 10848-1:2018 Akustik - Messung der Flankenübertragung von Luftschall, Trittschall und Schall von Gebäudetechnischen Anlagen zwischen benachbarten Räumen im Prüfstand am Bau. Teil 1: Rahmendokument.

[51] DIN 4109-2:2018 Schallschutz im Hochbau - Teil 2: Rechnerischer Nachweis der Erfüllung der Anforderungen.

[52] *Bacher, S.; Fritz, F.; Kleemann, L. et al.:* Vertikale Flankenübertragung von Holztafelwänden – Untersuchungen zur vertikalen Flankenübertragung von Holztafelwänden bei Luft- und Trittschallanregung von Holzdecken zur Erweiterung des Nachweisverfahrens nach DIN 4109. ift Rosenheim Ausgabe 2022.

[53] *Gösele, K.:* Trittschall-Übertragung bei Holzbalkendecken über die Wände. *In:* Bauphysik 25 (2003), Heft 5, S. 271-278.

[54] *Teibinger, M.; Dolezal, F.; Matzinger, I.:* Deckenkonstruktionen für den mehrgeschoßigen Holzbau – Schall- und Brandschutz ; Detailkatalog, HFA-Schriftenreihe Heft 20, Holzforschung Austria, Wien, 2014.

[55] ÖNORM EN ISO 10848-4:2018 Akustik - Messung der Flankenübertragung von Luftschall, Trittschall und Schall von Gebäudetechnischen Anlagen zwischen benachbarten Räumen im Prüfstand am Bau. Teil 4: Anwendungen auf Stoßstellen mit mindestens einem Typ A-Bauteil.

[56] *Jeon, J.Y.; Lee, P.J.; Sato, S.-i.:* Use of the standard rubber ball as an impact source with heavyweight concrete floors. *In:* The Journal of the acoustical society of America, Vol. 126 (2009), Iss. 1, pp. 167-178.

[57] *Gurtner, A.; Imhof, T.:* Trittschallmesserfahrungen mit dem Japanischen Gummi-Ball an 25 Decken.

[58] *Späh, M.; Hagberg, K.; Bartlomé, O. et al.:* Subjective and Objective Evaluation of Impact Noise Sources in Wooden Buildings. *In:* Building Acoustics 20 (2013), Heft 3, S. 193-213.

[59] *Späh, M.; Liebl, A.; Leistner, P.:* Acoustics in wooden buildings - Correlation analysis of subjective and objective parameters – AcuWood Report 4 SP Report 2014:17. SP Technical Research Institute of Sweden; Fraunhofer Institut für Bauphysik Ausgabe 2014.

[60] ÖNORM EN ISO 10140-3:2021 Akustik - Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand - Teil 3: Messung der Trittschalldämmung.

[61] ISO 717-2:2020 Acoustics — Rating of sound insulation in buildings and of building elements — Part 2: Impact sound insulation.

[62] ÖNROM EN ISO 10140-5:2014 Akustik - Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand - Teil 5: Anforderungen an Prüfstände und Prüfeinrichtungen - Regenschall.

[63] ÖNROM EN ISO 10140-2:2010 Akustik - Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand - Teil 2: Messung der Luftschalldämmung.

[64] *Demamet, C.; Rozas, M.J.* de*; Chene, J.B. et al.:* European Round Robin Test for sound insulation Measurements of lightweight partition. *In: :* Internoise 2011 – 40th International congress and exposition on Noise control engineering.

[65] *Vavrik-Kirchsteiger, S.:* Masse-Feder-Simulator App. TU Graz - Labor für Konstruktiven Ingenieurbau, 2024, https://www.tugraz.at/arbeitsgruppen/lfb/tools-downloads/masse-feder-simulator-app [Zugriff am: 19.02.2025].

[66] *Hopkins, Carl*: Sound insulation. 1. ed // 1. Aufl. Amsterdam: Elsevier; Elsevier professional. 2007

[67] *Nankali, A.; Wang, Y.; Strimbu, C.E. et al.:* A role for tectorial membrane mechanics in activating the cochlear amplifier. *In:* Scientific reports 10 (2020), Heft 1, S. 17620.

[68] *Ho, K.M.; Yang, Z.; Zhang, X.X. et al.:* Measurements of sound transmission through panels of locally resonant materials between impedance tubes. *In:* Applied Acoustics 66 (2005), Heft 7, S. 751-765.

[69] *Rabold, A.; Hessinger, J.; Bacher, S. et al.:* Erarbeitung eines Prognoseverfahrens zur Bestimmung der Schalldämmung von Holzständerwänden auf der Grundlage der Konstruktion und der verwendeten Werkstoffe. ift Rosenheim, Labor für Schall- und Wärmemesstechnik, Rosenheim Ausgabe 2006.

[70] *Weber, L.; Kaltbeitzel, B.; Maysenhölder, W.:* Verbesserung der Schalldämmung von leichten Ständerwänden bei tiefen Frequenzen. Fraunhofer Institut für Bauphysik Ausgabe 2018.

[71] *Holtz, F.:* Schalltechnische Optimierung des Holzbaus durch Verbesserung der Wandkonstruktionen – Schlussbericht. Labor für Schall- und Wärmemesstechnik, Stephanskirchen Ausgabe 2004.

[72] *Zamora I Mestre, J.L.; Niampira Daza, A.:* Lightweight ventilated façade: Acoustic performance in laboratory conditions, analysing the impact of controlled ventilation variations on airborne sound insulation. *In:* Building Acoustics (2020).

[73] *Blödt, A.:* Praxishandbuch Schallschutz im Holzbau – Wirtschaftlichere Balkendecken durch optimierte Masseverteilung – Teil 2. *In: :* Holzbau - die neue quadriga, Heft Heft 2. Kastner, Wolnzach (D), 2020, S. 47-52.

[74] *Holtz, F.; Hessinger, J.; Öchsle, O. et al.:* Analyse, Lokalisierung, Sanierung und Vermeidung von schalltechnischen Mängeln im Holzbau. Labor für Schall- und Wärmemesstechnik, Rosenheim Ausgabe 2004.

[75] *Schramm, M.; Bacher, S.:* Nachweis der Luft- und Trittschalldämmung von Decken. Massivholz und Holzbalkendecken mit Varianten von schwimmenden Nassestrichen, Gefachdämmungen und Unterdecken Ausgabe März 2019.

[76] *Rabold, A.; Schödel, B.; Schanda, U.:* Schalltechnische Optimierung von Unterdeckenabhängern. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik (Hrsg.): 45. Deutsche Jahrestagung für Akustik (DAGA 2019), Rostock (Deutschland), 2019.

[77] *Blödt, A.; Rabold, A.; Halstenberg, M.:* Schallschutz im Holzbau - Grundlagen und Vorbemessung, Berlin Ausgabe 2019.

[78] *Holtz, F.; Rabold, A.; Hessinger, J. et al.:* Ergänzende Deckenmessungen zum laufenden Vorhaben: Integration des Holz-Skelettbaus in die neue DIN 4109 – Abschlussbericht April 2005. ift Rosenheim, Rosenheim Ausgabe 2005.

[79] *Neusser, M.; Bednar, T.:* Construction details affecting flanking transmission in cross laminated timber structures for multi-story housing. *In: :* Inter-noise 2022, Glasgow (Scotland), 2022.

[80] *Polwaththe-Gallage, H.-N.; Palmer, R.H.; Huang, E. et al.:* Effectiveness of the rubber ball compared to the tapping machine as the impact source to measure the impact sound insulation properties. *In: :* Proceedings of Acoustics, Victoria, Australia, 2019.

[81] *Lux, C.; Stenitzer, A.; Nusser, B.:* Untersuchung der bauakustischen Performance von Holzbalkendecken bei verschiedenen Anregungsarten. *In:* Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (Hrsg.): DAGA 2022 – 48. Jahrestagung für Akustik, Tagungsband, Stuttgart/online, 2022.

[82] *Frescura, A.; Lee, P.J.; Schöpfer, F. et al.:* Correlations between standardised and real impact sound sources in lightweight wooden structures. *In:* Applied Acoustics 173 (2021), S. 12.

[83] *Gover, B.N.; Bradley, J.; Schoenwald, S. et al.:* Subjective ranking of footstep and low-frequency impact sounds on lightweight wood-framed floor assemblies. *In:* Proceedings of Forum Acusticum (2011).

[84] *Nusser, B.; Lux, C.:* Schalldämmung von Holzmassivbauteilen – BSP-Außenwände mit WDVS aus EPS und Mineralwolle. *In:* Holzbau - die neue Quadriga (2018), Heft 5, S. 40-44.

Sound.Wood.Austria - Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise

Resonanzfrequenzmessung mittels Phasendifferenzmethode

Anhang 10 zum Endbericht

FFG-Projektnr.: 870818

HFA-Nr.: F500

Gefördert durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG)

Projektleitung

Dr. Bernd Nusser

Autor

Dominik Hierl

Betreuung seitens HFA

Dr. Christian Lux

Beteiligte Verbände und Firmen

Fachverband der Holzindustrie Österreichs, Österreichischer Fertighausverband, Bundesinnung Holzbau

Elk Fertighaus GmbH, Getzner Werkstoffe GmbH, Griffnerhaus GmbH, Haas Fertigbau, KLH Massivholz GmbH, Saint Gobain Austria, Stora Enso, Theurl GmbH, Vario-Bau Fertighaus GmbH, Vinzenz Harrer GmbH

Wien/Graz, Juli 2026

Entwicklung einer Messsystematik zur Bestimmung der Resonanzfrequenzen bei Holzdecken und Vergleich der Ergebnisse mit Berechnungsansätzen

Development of a measurement system for determining the resonance frequencies of wooden ceilings and comparison of the results with calculation approaches

Bachelorthesis
im Studiengang Innenausbau
der Technischen Hochschule Rosenheim

Dominik Hierl

Erstprüfer	Prof. Dr.-Ing Andreas Rabold
Zweitprüfer	Dr. Andreas Mayr

Datum der Anmeldung	24. Mai 2024
Datum der Abgabe	21. Juli 2024

Kurzfassung

Die vorliegende Bachelorthesis befasst sich mit der Entwicklung einer Messsystematik zur Bestimmung der Resonanzfrequenzen von Holzdecken, insbesondere bei Brettsperrholz- und Holzbalkendecken. Ziel ist es, diese Resonanzfrequenzen bei In-Situ-Messungen verlässlich identifizieren zu können.

Für die Untersuchung werden verschiedene Deckenaufbauten in Holz- und Massivbauweise mit unterschiedlichen Estrichen, Trittschalldämmungen und Unterdecken versehen und im Akustik Center Austria der Holzforschung Austria gemessen. Mit Hilfe der Übertragungsfunktion wird die Phasenverschiebung und Amplitude zwischen den Schalen der mehrschaligen Aufbauten berechnet. Die daraus gewonnenen Messergebnisse werden den Ergebnissen der Berechnungsverfahren gegenübergestellt und damit verglichen. Außerdem wird die Anwendbarkeit des Messsystematik bei den einzelnen Abhängungen und Estrichsystemen untersucht.

Schlagwörter: Resonanzfrequenz, Holzdecken, Übertragungsfunktion, Phasenverschiebung, Estrich, Trittschalldämmung, Unterdecken

Abstract

This bachelor's thesis deals with the development of a measurement system for determining the resonance frequencies of wooden ceilings, in particular cross-laminated timber and wooden beam ceilings. The aim is to be able to reliably identify these resonance frequencies during in-situ measurements.

For the study, various ceiling structures in timber and solid construction are fitted with different screeds, impact sound insulation and suspended ceilings and measured at the Akustik Center Austria of Holzforschung Austria. The transfer function is used to calculate the phase shift and amplitude between the shells of the multi-shell structures. The measurement results obtained are compared with the results of the calculation methods. In addition, the applicability of the measurement system to the individual suspensions and screed systems is analysed.

Keywords: resonant frequency, wooden ceilings, transfer function, phase shift, screed, impact sound insulation, suspended ceilings

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung **2**

Abstract **2**

Inhaltsverzeichnis **3**

Abbildungsverzeichnis **5**

Tabellenverzeichnis **7**

Abkürzungsverzeichnis **8**

Vorwort **10**

1 Einführung **11**

2 Stand der Wissenschaft und Technik **12**

2.1 Bauakustisches Verhalten einschaliger Bauteile 12

2.2 Bauakustisches Verhalten mehrschaliger Bauteile 14

2.3 Übertragungsfunktion 20

3 Versuchsaufbau und Messungen **29**

3.1 Messgeräte 29

3.2 Bauteildaten 31

3.3 Anregung 36

3.4 Messeinstellungen 37

4 Auswertung **39**

4.1 Methodik 39

4.2 Ergebnisse der Resonanzfrequenzmessung 41

4.2.1 Ergebnisse für weiche Trittschalldämmungen 48

4.2.2 Ergebnisse für harte Trittschalldämmungen 51

4.2.3 Ergebnisse für Direktschwingabhänger 53

4.2.4 Ergebnisse für Federschienen 55

4.2.5 Ergebnisse für Direktlattung 56

4.2.6 Ergebnisse für Unterdeckenresonanzen zweischaliger Aufbauten 58

5 Zusammenfassung und Ausblick **61**

Anhang **64**

Anhang A: Ergebnisübersicht 64

Anhang B: Aufbautenverzeichnis mit Kürzel 70

Anhang C: Berechnete Eigenfrequenzen 72

Anhang D: Messaufbau 73

Anhang E: Diagramme der Übertragungsfunktionen 75

Anhang E-1: Stahlbetondecken 75
Anhang E-2: Brettsperrholzdecken 80
Anhang E-3: Holzbalkendecke 89

Literaturverzeichnis 104

Eidesstattliche Erklärung 106

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Harmonische Schwingung (ingenieurkurse.de 2018)..... 13
Abbildung 2-2: Beispiele für Eigenmoden einer allseits gelenkig gelagerten Platte (Dietz et al. 2007)..... 14
Abbildung 2-3: Sprung der Phasendifferenz bei $f0$, Phasendifferenz bei $f0$ entspricht $90°$ (Weidner 2009) 16
Abbildung 2-4: Leck-Effekt bei zeitdiskreten Systemen 22
Abbildung 2-5: verschiedene, in der Signalverarbeitung gebräuchliche Fensterfunktionen: Rechteck-, Dreieck-, Hanning- und Welchfensterfunktion (Lohninger 2012)..... 23
Abbildung 2-6: Einfluss der Mittelung auf Spektren: a keine Mittelung, b Mittelung über 5 Spektren, c Mittelung über 50 Spektren (Kuttner 2015)..... 26
Abbildung 3-1: Befestigung der BS an der Rohdecke/Unterdecke..... 29
Abbildung 3-2: Befestigung der BS; links: Stahlbetondecke; rechts: Holzrahmendecke 30
Abbildung 3-3: verwendete Rohdecken; links: HRD, mitte: SBD; rechts: BSP31
Abbildung 3-4: verwendete Trittschalldämmungen; oben links: Isover TDPT30; oben rechts: Austrotherm EPS30; rechts unten: Rigidur 45 MW; links unten: Getzner Mat35..... 32
Abbildung 3-5: Links: Schraube angezogen; Mitte und Rechts: ca. 1mm Luft, Federschiene in Schraubenkopf hängend..... 33
Abbildung 3-6: Unterkonstruktion der Unterdecke mit DSA 34
Abbildung 3-7: Unterkonstruktion der Unterdecke mit FS 34
Abbildung 3-8: lose, ungebundene Basalt-Schüttung; links: vor der Einbringung mit Abziehhilfen; rechts: fertig eingebracht 34
Abbildung 3-9: Decken-Prüfstand 35
Abbildung 3-10: Links: Tennisball ($m = 56{,}1\ g$) zur Anregung, Mitte: Fallhöhe ca. $1{,}5\ m$; Rechts: verwendeter handelsüblicher Gummihammer ($m = 520\ g$)..... 36
Abbildung 3-11: Einstellparameter von Sinus Samurai FRF 37
Abbildung 3-12: Triggereinstellung in Sinus Samurai FRF 38
Abbildung 4-1: Exemplarische Messung mit Hammeranregung..... 42
Abbildung 4-2: Exemplarische Messung mit Ballanregung 42
Abbildung 4-3: Exemplarische Messung mit gegenüberliegenden BS-Positionen..... 44
Abbildung 4-4: Exemplarische Messung mit nicht gegenüberliegenden BS-Positionen..... 44
Abbildung 4-5: Exemplarische Messung mit Referenzpositionen 1und 3.... 45
Abbildung 4-6: Exemplarische Messung mit Referenzposition 2 45
Abbildung 4-7: Übereinstimmung von Phasendurchgang und Amplitude bei zweischaligem Aufbau 46
Abbildung 4-8: dreischaliger Aufbau mit tieferliegender Estrichresonanz; Estrichresonanz bei $35\ Hz$, Unterdeckenresonanz bei $69\ Hz$ 47
Abbildung 4-9: dreischaliger Aufbau mit tieferliegender Unterdeckenresonanz; Unterdeckenresonanz bei $60\ Hz$, Estrichresonanz bei $100\ Hz$..... 48

Abbildung 4-10: Vergleich der gemessenen und berechneten $f0$: weiche Trittschalldämmungen 49
Abbildung 4-11: Vergleich der gemessenen und berechneten $f0$: Direktschwingabhänger DSA 53
Abbildung 4-12: Vergleich der gemessenen und berechneten $f0$: Federschiene 55
Abbildung 4-13: Vergleich der gemessenen und berechneten $f0$: Direktlattung 57
Abbildung 4-14: Vergleich gemessener und berechneter $f0$ der Unterdecke bei zweischaligen Aufbauten 58
Abbildung 4-15: FS bei zweischaligem Aufbau 60

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Mittelungsarten (Kuttner 2015) 24
Tabelle 3-1: Verwendete Rohdecken 31
Tabelle 3-2: Verwendete Estriche 31
Tabelle 3-3: Verwendete Trittschalldämmungen 32
Tabelle 3-4: Verwendete Unterdecken 33
Tabelle 3-5: Verwendete Abhängungen 33
Tabelle 3-6: Verwendete Schüttung 35
Tabelle 4-1: Auswertung weicher TSD 50
Tabelle 4-2: Auswertung harter TSD 52
Tabelle 4-3: Auswertung der Direktschwingabhänger 54
Tabelle 4-4: Auswertung der Federschiene 56
Tabelle 4-5: Auswertung der Direktlattung 57
Tabelle 4-6: Auswertung der Unterdeckenresonanz zweischaliger Aufbauten 59

Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen

Symbol	Beschreibung	Einheit
A	Amplitude	m
d	Abhanghöhe	m
d	Bauteildicke	m
D	Federsteifigkeit punktförmiger Verbindungsmittel	$\frac{MN}{m}$
D	Federsteifigkeit linienförmiger Verbindungsmittel	$\frac{MN}{m^2}$
e	Achsabstand	m
E	Elastizitätsmodul	$\frac{N}{m^2}$
f	Frequenz	Hz
f_0	Resonanzfrequenz	Hz
$f_{m,n}$	Eigenfrequenz	Hz
f_s	Abtastfrequenz	Hz
Δf	Frequenzauflösung	Hz
$H(j\omega)$	Komplexe Übertragungsfunktion	-
$H_1(j\omega)$	Komplexe Übertragungsfunktion	-
$H_2(j\omega)$	Komplexe Übertragungsfunktion	-
$\hat{H}(j\omega)$	Amplitude der Übertragungsfunktion	$\left(\frac{m}{s^2}\right) \Big/ \left(\frac{m}{s^2}\right)$
$\Im$	Imaginärteil	-
m	Abhängelast	kg
m'	Flächenmasse	$\frac{kg}{m^2}$
n	Index des Abtastwertes/Stützstelle	-
N	Linienzahl	-
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
$\Re$	Realteil	-
s'	Dynamische Steifigkeit	$\frac{MN}{m^3}$
S_{XX}	Autoleistungsspektrum des Eingangssignals	-
S_{XY}	Kreuzleistungsspektrum	-
S_{YY}	Autoleistungsspektrum des Ausgangssignals	-
T	Blocklänge	$s/rad/°$
T	Periodendauer	$s/rad/°$

Δt	Abtastintervall	s
v	Querkontraktionszahl	-
w	Fensterfunktion	-
$\bar{x}$	Arithmetischer Mittelwert	-
$x(t)$	Eingangssignal als Funktion der Zeit	-
x_w	Gefenstertes Signal	-
$X(j\omega)$	Komplexes Eingangsspektrums	-
$X^*(j\omega)$	Komplexkonjugierte des Eingangsspektrums	-
y	Auslenkung	m
$y(t)$	Ausgangssignal als Funktion der Zeit	-
$Y(j\omega)$	Komplexes Ausgangsspektrums	-
$Y^*(j\omega)$	Komplexkonjugierte des Ausgangsspektrums	-
φ	Phase/Phasenwinkel	$rad/^\circ$
$\Delta\varphi$	Phasenverschiebung/Phasendifferenz	$rad/^\circ$
ω	Kreisfrequenz	$rad/^\circ$

Abkürzungen

BS	Beschleunigungssensor
BSP	Brettsperrholzdecke
DSA	Direktschwingabhänger
FFT	Schnelle Fouriertranformation
FS	Federschiene
FS hä.	Federschiene im Schraubenkopf hängend
GKF	Feuerschutz-Gipskartonplatte
HRD	Holzbalkendecke/Holzrahmendecke
RD	Rohdecke
SBD	Stahlbetondecke
TE	Trockenestrich
TSD	Trittschalldämmung
UD	Unterdecke
ZE	Zementestrich

Vorwort

Diese Bachelorarbeit wäre ohne die Unterstützung und das Engagement zweier Personen nicht möglich gewesen.

Mein besonderer Dank gilt Christian, der stets mit Geduld, einem offenen Ohr und hilfreichen Ratschlägen zur Seite stand.

Ein großes Dankeschön möchte ich auch an Alexander richten, der mich nicht nur fachlich unterstützt, sondern auch den Arbeitsalltag durch seine positive Art bereichert hat.

1 Einführung

Durch die immer größere Verbreitung des Holzbaus muss dieser immer höheren Anforderungen gerecht werden. Insbesondere im Hinblick auf den Schallschutz ist durch die geringe Masse von Holzbauteilen sorgfältige Planung notwendig, um dies durch angepasste Konstruktionen, wie zum Beispiel mehrschalige Aufbauten, zu kompensieren. Bei diesen Bauteilen kommt es aufgrund von Resonanzen zu einem Einbruch der Schalldämmung, was zu einem Konflikt mit den vereinbarten bauakustischen Anforderungen führen kann.
Für den Nachweis, dass Deckenkonstruktionen die vorgegebenen Anforderungen einhalten, besteht nun durch Änderungen in der ÖNORM B 8115-5:2021-4 – Schallschutz und Raumakustik im Hochbau die Möglichkeit, diesen anstatt unter Einbeziehen des Spektrum-Anpassungswertes $C_{I,50\text{-}2500}$ alternativ auch unter Verwendung der maximalen Resonanzfrequenz des Bauteils zu erbringen. Dadurch entsteht die Notwendigkeit, diese exakt bestimmen zu können, was aber besonders bei Holzdecken durch deren Inhomogenität und komplexe Konstruktionen schwierig ist.
Das Forschungsprojekt „Sound.Wood.Austria“ der Holzforschung Austria und der Technischen Universität Graz soll nun dazu Erkenntnisse liefern, die dazu beitragen, ein In-Situ-Messverfahren für die Identifikation der Resonanzfrequenzen bei Trittschallanregung von Holzbalken- und Brettsperrholzdecken zu entwickeln. Diese Untersuchung soll helfen, Gesetzmäßigkeiten beim Auftreten der Resonanzen zu erkennen, um auch bei unbekannten Deckenaufbauten eine Identifizierung zu ermöglichen. Zudem muss die Vereinbarkeit der Messergebnisse mit den Berechnungsergebnissen überprüft werden (Lux et al. 2024).

Um den Einfluss verschiedener Konstruktionen und Bauteile auf die Resonanz von Holzdecken untersuchen zu können, wird ein breiter Querschnitt verschiedener Deckenaufbauten erstellt und gemessen. Die Messungen wurden im Akustik Center Austria der Holzforschung Austria in Stetten durchgeführt. Zur Bestimmung der Resonanzfrequenz wird der Ansatz der Übertragungsfunktion gewählt, um anschließend daraus die Phasenverschiebung und die Amplitude der Signale zu berechnen. Hieraus lassen sich dann Rückschlüsse für die Lage der Resonanz ziehen. Die Einführung in die Grundlagen der Signalverarbeitung und Übertragungsfunktion sind im Kapitel 2.3 beschrieben.

Die gewonnenen Messdaten werden anschließend im Kapitel 4 analysiert. Es erfolgt eine Gegenüberstellung der Messwerte mit den Berechnungsergebnissen, um die Plausibilität der Werte zu konsolidieren. Dabei wird auch die Anwendbarkeit der Messsystematik bei den jeweiligen Unterdeckenabhängungen und Trittschalldämmungen untersucht.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Bauakustisches Verhalten einschaliger Bauteile

Einschalige Bauteile erreichen ihre bauakustische Wirksamkeit vor allem über eine Erhöhung der Masse. Da dies aber weder wirtschaftlich noch ressourcenschonend ist, werden im modernen Hoch- und Innenausbau überwiegend mehrschalige Systeme verwendet. Diese erreichen mit vergleichsweise geringer Flächenmasse ähnliche bauakustische Eigenschaften wie einschalige Massivsysteme.

Bei jedem schwingungsfähigen System kommt es unter Schwingungsanregung zur Ausbildung von sogenannten Eigenmoden. Diese entsprechen denjenigen periodischen Schwingungen, die sich einstellen, wenn das System nach erfolgter Anregung ohne äußere Kräfte frei schwingt. Diese Schwingungen wirken sich bauakustisch in dem Maße aus, dass dort eine Zunahme der Luft- und Körperschallübertragung zu beobachten ist. Diese Einbrüche in der Schalldämmung haben zur Folge, dass im Frequenzspektrum die Eigenmoden meist als Ausschläge oder sogenannte Peaks der Messkurve erkennbar sind. Ein Peak bezeichnet hierbei in der Messtechnik einen signifikanten Spitzenwert der Messwerte.

Eigenmoden sind sowohl abhängig von den materialspezifischen Kennwerten wie dem Elastizitätsmodul E und der Querkontraktionszahl ν als auch von den Bauteilparametern wie den Abmessungen, der Flächenmasse m' und den Lagerungsbedingungen. Die entsprechenden Frequenzen, bei denen Eigenmoden auftreten, werden Eigenfrequenzen genannt. Sie werden charakterisiert durch die Anzahl der halben Sinusbögen in x- und y-Achse. Die Anzahl der Eigenmoden hängt von der Anzahl der Freiheitsgrade des Systems ab.

Die Auslenkung der Schalen lässt sich physikalisch als harmonische Schwingung beschreiben und durch eine Sinusfunktion wie in Abbildung 2-1 darstellen. Die Platte zeigt hierbei die zeitlich abhängige Auslenkung y mit der Amplitude A. Die Zeit, die das System für einen kompletten Durchlauf einer Schwingung benötigt, wird Periodendauer T genannt. Diese lässt sich in absoluten Einheiten in s angeben oder als Winkelfunktion in ° oder rad. Dabei entspricht T genau einem Winkel von $360°$ und somit 2π. Die Verschiebung der Schwingung des Systems gegenüber dem Nulldurchgang wird durch den Phasenwinkel φ angegeben.

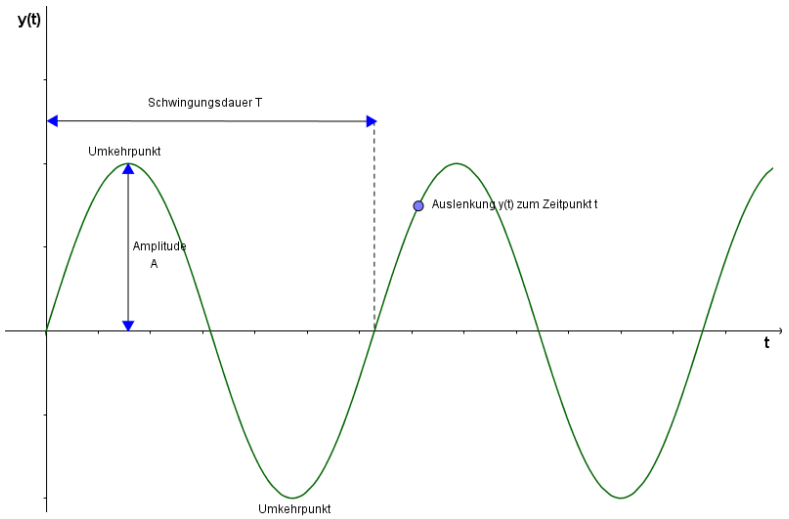


Abbildung 2-1: Harmonische Schwingung (ingenieurkurse.de 2018)

Findet beispielsweise wie in Abbildung 2-1 beim Zeitpunkt 0 der Nulldurchgang des Phasenwinkels statt, so beträgt dort der Phasenwinkel $0°$. Verschiebt sich die Schwingung um $\frac{1}{2}\pi$ bzw. $90°$ und damit um ein Viertel einer Periode T, so durchläuft die Schwingung beim Zeitpunkt 0 den Umkehrpunkt und besitzt zu diesem Zeitpunkt die Amplitude A. Wird der Phasenwinkel eines Eingangs- und eines Ausgangssignals zweier Schalen eines Bauteils betrachtet, lässt sich daraus auch die Phasenverschiebung oder Phasendifferenz $\Delta\varphi$ zwischen den beiden Schalen berechnen. Diese gibt die Verzögerung zweier Schwingungen zueinander an.

In Abbildung 2-2 sind die ersten vier Eigenmoden einer allseitig gelenkig gelagerten Platte zu erkennen. Bei der ersten Eigenmode $f_{1,1}$ bildet sich sowohl in x- als auch in y-Richtung eine Mode in der Form einer halben Sinusschwingung aus, die sich jeweils überlagern. Die maximale Auslenkung entspricht der Amplitude. Diese ist dabei in der Plattenmitte zu beobachten. Bei erhöhter Frequenz können sich mehrere weitere Eigenmoden einstellen. Treten beispielsweise bei der Mode $f_{2,2}$ in beide Plattenrichtungen jeweils zwei halbe Sinusschwingungen auf, so ergibt dies vier dreidimensionale Wellen.

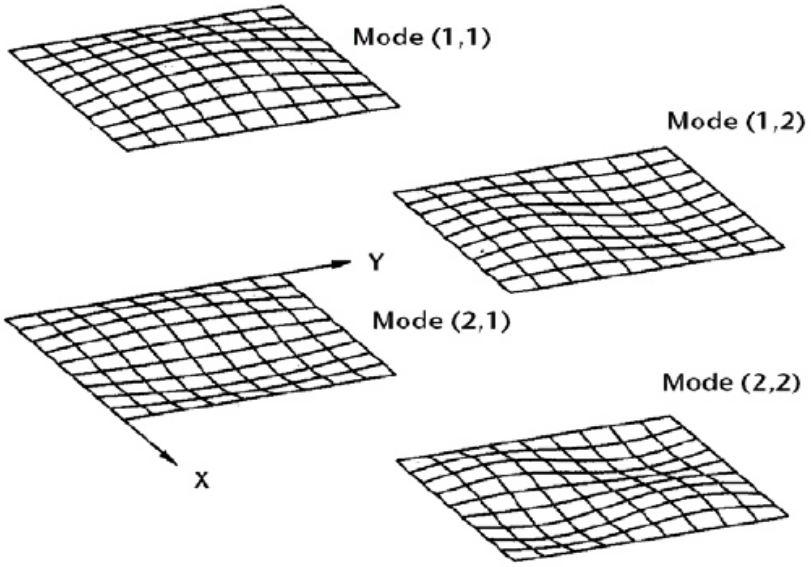


Abbildung 2-2: Beispiele für Eigenmoden einer allseits gelenkig gelagerten Platte (Dietz et al. 2007)

2.2 Bauakustisches Verhalten mehrschaliger Bauteile

Wird zu einem Ein-Masse-System eine zweite Schale hinzugefügt, zum Beispiel eine Trockenbauvorsatzschale, so handelt sich dann um ein zweischaliges Bauteil, welches physikalisch als ein Masse-Feder-Masse-System zu betrachten ist. Dabei sind die zwei Massen über eine Feder miteinander gekoppelt (Blödt et al. 2019). In konkretem Beispiel kann dies eine Hohlraumdämmung sein, die zwischen einer Massivwand und der Trockenbauvorsatzschale eingebracht ist.

Eine Erscheinung, die für zweischalige Bauteile typisch ist, ist die sogenannte Masse-Feder-Masse-Resonanz. Wird ein solches System durch Luft- oder Trittschall zur Schwingung angeregt, ist diese bei der Resonanz besonders groß (Blödt et al. 2019). Die dazugehörige Frequenz, bei der diese Masse-Feder-Masse-Resonanz auftritt, ist als Masse-Feder-Masse-Resonanzfrequenz f_0 definiert. Zur Vereinfachung der Lesbarkeit wird der Begriff Resonanz bzw. Resonanzfrequenz äquivalent verwendet.

Ein zweischaliges Bauteil zeigt nach Zürcher und Frank 2022 bei Frequenz f folgendes frequenzabhängiges Verhalten:

- $f < f_0$
  Das Masse-Feder-Masse-System schwingt wie ein Einmassenschwinger. Hierbei ist keine Verbesserung im Vergleich zu einem einschaligen Bauteil mit gleicher Flächenmasse zu beobachten.
  Die Schalen schwingen „in Phase“ oder „gleichphasig“ mit einer Phasenverschiebung $\Delta\varphi$ von $0°$. Erhöht man die Frequenz, so wird die Phasenverschiebung größer, die Periodendauer T stimmt aber weiterhin überein.
- $f = f_0$
  Bei der Resonanzfrequenz schwingen die einzelnen Schalen des Systems mit einer Phasenverschiebung von$= 90°$ bzw. $\frac{\pi}{2}$ zueinander (Kuttner 2015). Dabei hat, wie in Abbildung 2-3 erkennbar, die Dämpfung der Feder einen Einfluss auf den Verlauf der Phasenverschiebung. In diesem Bereich ist ein Einbruch der Schalldämmung zu erwarten.
- $f > f_0$
  Ab hier weist ein zweischaliges System bessere bauakustische Eigenschaften als einschaliges Bauteil mit gleicher Flächenmasse auf**.** Es ist dort ein Anstieg der Schalldämmung zu beobachten.
  Bei höher werdender Frequenz vergrößert sich die Phasenverschiebung der Schalen und erreicht schließlich $180°$, d.h. die Schalen schwingen gegenphasig.
- $f \gg f_0$
  Im Hohlraum zwischen den Schalen kommt es zur Ausbildung von sogenannten Hohlraumresonanzen. Dabei entstehen im Hohlraum sogenannte stehende Wellen, welche wiederum mit einen Einbruch der Schalldämmung einhergehen (Zürcher und Frank 2022). Der letzte Bereich ist hierbei wegen des hohen Frequenzbereiches für die Betrachtung der Masse-Feder-Masse-Resonanz unrelevant und wird daher in dieser Arbeit nicht näher behandelt.

Aufgrund dieses frequenzabhängigen Verhaltens gilt es bei der Planung von Decken diese Resonanzfrequenz durch angepasste Konstruktion so tief wie möglich anzusetzen, damit die Verbesserung auf einem möglichst großen Teil des Spektrums wirksam wird.

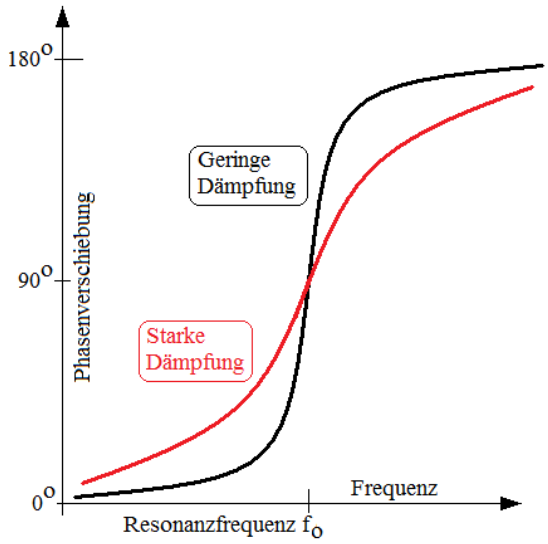


Abbildung 2-3: Sprung der Phasendifferenz bei f_0, Phasendifferenz bei f_0 entspricht 90° (Weidner 2009)

Die Resonanzfrequenz f_0 für zweischalige Aufbauten lässt sich gemäß Willems et al. 2020 mit Gleichung (2-1), nachfolgend als vereinfachtes Verfahren bezeichnet, berechnen:

$$f_0 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{s'\left(\frac{1}{m'_1}+\frac{1}{m'_2}\right)} \tag{2-1}$$

Dabei ist:

- m'_1 die flächenbezogene Masse der ersten Bauteilschicht in kg/m^2,
- m'_2 die flächenbezogene Masse der zweiten Bauteilschicht in kg/m^2,
- s' die dynamische Steifigkeit des Hohlraums in MN/m^3.

Setzt sich bei Vorsatzschalen der Hohlraum aus einer Teil- oder Volldämmung und einer Abhängung zusammen, so ist die gesamte dynamische Steifigkeit s' des Hohlraums je nach Art der Verbinder nach Mecking et al. 2022 folgendermaßen zu berechnen:

$$s' = \frac{0{,}111}{d} + \begin{cases} 0 & freistehend \\ n \cdot D & punktförmig\ elast. \\ \frac{D}{e} & linienförmig\ elast. \end{cases} \tag{2-1}$$

Dabei ist:

- d die Abhanghöhe bzw. Hohlraumdicke in m,
- n die Anzahl der punktförmigen Verbinder je m^2,
- D die Federsteifigkeit des Verbindungsmittels MN/m,
- e der Achsabstand linienförmiger Verbinder in m.

Eigenfrequenz und Federsteifigkeit D hängen nach Schödel 2018 wie folgt zusammen:

$$f_0 = \frac{\sqrt{D}}{2\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{m}} \tag{2-2}$$

Dabei ist:

- f_0 die Eigenfrequenz des Abhängers in Hz,
- D die Federsteifigkeit des Abhängers in $\frac{MN}{m}$,
- m die Abhängelast je Abhänger in kg.

Wird zu zweischaligen Bauteilen noch eine Schale hinzugefügt, erhält man ein dreischaliges Masse-Feder-Masse-Feder-Masse-System. Die zuvor genannten Gesetzmäßigkeiten gelten hierbei analog. Jedoch bilden sich bei Dreimassensystemen zwei verschiedene Resonanzfrequenzen aus. Man unterscheidet dabei die untere Resonanzfrequenz $f_{0,-}$ und die obere Resonanzfrequenz $f_{0,+}$. Beim Erreichen der unteren, tiefer im Frequenzspektrum liegenden Resonanzfrequenz $f_{0,-}$ schwingt eine Schale mit den beiden anderen Schalen, die sich wiederum miteinander wie ein Einmassenschwinger verhalten, in Resonanz. Beim Erreichen der oberen Resonanzfrequenz kommt es dann zur Ausbildung von zwei Resonanzen und eines Dreimassenschwingers.

Für die Berechnung der beiden Resonanzfrequenzen dreischaliger Systeme gilt Gleichung (2-3) nach Blevins 1979:

$$f_{0,\mp} = \frac{1}{2^{\frac{3}{2}}\pi}\left\{\frac{s'_1 + s'_2}{m_2} + \frac{s'_1 + s'_2}{m_1 + m_3} \mp \left[\left(\frac{s'_1 + s'_2}{m_2} + \frac{s'_1 + s'_2}{m_1 + m_3}\right)^2 - 4s'_1 s'_2\left(\frac{1}{m_1 m_2} + \frac{1}{m_2 m_3} + \frac{1}{m_1 m_3}\right)\right]^{\frac{1}{2}}\right\}^{\frac{1}{2}} \tag{2-3}$$

Dabei ist:

- m'_1 die flächenbezogene Masse der ersten Bauteilschicht in kg/m^2,
- m'_2 die flächenbezogene Masse der zweiten Bauteilschicht in kg/m^2 ,
- m'_3 die flächenbezogene Masse der dritten Bauteilschicht in kg/m^2 ,
- s'_1 die dynamische Steifigkeit des ersten Hohlraums in MN/m^3,
- s'_2 die dynamische Steifigkeit des zweiten Hohlraums in MN/m^3.

Beim Auftreten der unteren Resonanz kommt es wie bei der Zwei-Massen-Resonanz zu einer Phasenverschiebung $\Delta\varphi$ von $90°$ zwischen den beiden beteiligten Schalen der unteren Resonanz. Die dritte Schale verhält sich dabei mit der mittleren Schale wie ein Einmassenschwinger. Das heißt, beide schwingen mit einer Phasenverschiebung von $0°$ zueinander. Bei höher werdenden Frequenzen verschiebt sich die Phase der beiden Schalen der unteren Resonanz, bis diese irgendwann gegenphasig mit einer Phasenverschiebung von $180°$ zu schwingen beginnen. Erreicht man schließlich auch die obere Resonanzfrequenz, ist die Phasenverschiebung von $90°$ auch zwischen mittlerer und der bis jetzt unbeteiligten Schale zu beobachten. Damit ergibt sich zwischen den beiden äußeren Schalen eine Phasenverschiebung von $90° + 180° = 270°$.

In diesem konkreten Beispiel bedeutet dies, dass die Phasenverschiebung zwischen Estrich und Unterdecke bei der **Unterdeckenresonanz** bei

- ca. $90°$ liegt, wenn die Resonanzfrequenz der Unterdecke bei **tieferen** Frequenzen liegt als die Estrichresonanz,
- ca. $270°$ liegt, wenn die Resonanzfrequenz der Unterdecke bei **höheren** Frequenzen liegt als die Estrichresonanz,
- zwischen $180°$ und $270°$ liegt, wenn beide Resonanzfrequenzen nahe beieinander liegen.

Betrachten wir hingegen die **Estrichresonanz**, dann beträgt analog dazu die Phasenverschiebung zwischen Estrich und Unterdecke

- ca. $90°$, wenn die Resonanzfrequenz des Estrichs bei **tieferen** Frequenzen liegt als die Unterdeckenresonanz.
- ca. $270°$, wenn die Resonanzfrequenz des Estrichs bei **höheren** Frequenzen liegt als die Unterdeckenresonanz.
- zwischen $180°$ und $270°$, wenn beide Resonanzfrequenzen nahe beieinander liegen.

Systeme mit weiteren Schalen werden in dieser Arbeit nicht behandelt.

Die Gesetzmäßigkeiten aus Kapitel 2.1 sind bei den einzelnen Schalen mehrschaliger Bauteile weiterhin gültig. Deshalb können auch hierbei Eigenmoden und davon resultierende Einbrüche in der Schalldämmung vorkommen. Die davon stammenden Peaks im Frequenzspektrum machen es insbesondere bei Holzbalkendecken und den üblichen gipsbasierten Plattenmaterialien im Holz- und Leichtbau schwer, diese eindeutig einer Resonanz zuzuordnen. Zusätzlich erschwert eine hohe Dämpfung einen Peak der Resonanz identifizieren zu können (Hopkins 2007).

Daher ist es nach Hopkins 2014 in diesem Fall oft einfacher, die Resonanzfrequenz über die Phasenverschiebung zu identifizieren, die dazu aus der Übertragungsfunktion berechnet wird. Die Ermittlung dieser wird im folgenden Kapitel 2.3 beschrieben.

2.3 Übertragungsfunktion

Die Übertragungsfunktion stellt eine Möglichkeit dar, ein lineares, zeitunabhängiges System zu beschreiben, indem sie den Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangssignal eines schwingungsfähigen Systems beschreibt. Hierdurch lassen sich viele Parameter eines schwingungsfähigen Systems, wie zum Beispiel Federkonstante, Dämpfung oder Phasenverschiebung berechnen (Kuttner 2015). Die Phasenverschiebung beschreibt in der Signalverarbeitung die Verschiebung eines sinusförmigen Ausgangssignals im Vergleich zum Eingangssignal.

Nach Kuttner 2015 bildet sich die Übertragungsfunktion $H(j\omega)$ nach Gleichung (2-4) durch den Quotienten aus dem komplexen Spektrum $Y(j\omega)$ des Ausgangssignals Y und dem komplexen Spektrum $X(j\omega)$ des Eingangssignals X:

$$H(j\omega) = \frac{Y(j\omega)}{X(j\omega)} \tag{2-4}$$

Dabei ist

- $H(j\omega)$ die komplexe Übertragungsfunktion als Funktion der Kreisfrequenz,
- $Y(j\omega)$ das komplexe Spektrum des Ausgangssignals Y ,
- $X(j\omega)$ das komplexe Spektrum des Eingangssignals X.

Die Übertragungsfunktion $H(j\omega)$ als Funktion der Kreisfrequenz ω lässt sich ebenso als Funktion der Frequenz f darstellen, da beide Größen nach Gleichung (2-5) zusammenhängen:

$$\omega = 2\pi f \tag{2-5}$$

Zur Berechnung der Übertragungsfunktion müssen zu Beginn beide Signale als Funktion der Zeit aufgezeichnet und jeweils durch eine Schnelle Fouriertransformation (engl. FFT) in den Frequenzbereich überführt werden. Der Zeit- und Frequenzbereich sind nach Kuttner 2015 durch folgende Gesetzmäßigkeiten miteinander verknüpft:

$$\Delta f \cdot T = 1 \tag{2-6}$$

und

$$f_s \cdot \Delta t = 1 \tag{2-7}$$

Dabei ist

- Δf die Frequenzauflösung in Hz,
- T die Blocklänge in s,
- f_s die Abtastfrequenz in Hz,
- Δt das Abtastintervall in s.

Da die Einstellparameter der Signalverarbeitung durch die Transformation in den Zeit- und Frequenzbereich abhängig voneinander sind, sind nur zwei dieser vier Parameter frei zu wählen, die die anderen beiden festlegen (Kuttner 2015).

Im Zeitbereich wird das Signal in Segmente der Blocklänge T unterteilt, die jeweils einzeln und getrennt voneinander weiterverarbeitet werden. Eine Blocklänge besteht dabei gemäß Gleichung (2-8) aus N Abtastwerten oder Samples mit dem Abtastintervall von Δt. Dies bedeutet, dass nach jedem Abtastwert mit dem Abstand Δt zueinander ein sogenannter Samplepunkt gesetzt und die Amplitude der abzutastenden Schwingung gespeichert wird.

$$T = N \cdot \Delta t \tag{2-8}$$

Im Frequenzbereich hingegen wird nach Gleichung (2-9) die zu betrachtende Abtastfrequenz f_s in N Abtastwerte mit der Frequenzauflösung Δf unterteilt.

$$f_s = N \cdot \Delta f \tag{2-9}$$

Die so sequenzierten Signale müssen schließlich in den Frequenzbereich mittels FFT transformiert werden. Jedoch setzt die FFT eine Periodizität bzw. ein kontinuierliches Spektrum voraus. Hierbei muss es sich bei der Blocklänge T um ein ganzzahliges Vielfaches der Periode T eines Signals handeln, damit das Signal an beiden Blockenden periodisch fortgesetzt werden kann. Wenn dies zutrifft, handelt es sich um eine synchrone Abtastung und das Signal passt vollständig in den Block.

In den meisten Fällen ist diese Periodizität aber nicht gegeben. Dann liegt eine sogenannte asynchrone Abtastung vor, wenn die Blocklänge nicht einem ganzzahligen Vielfachen einer Periodendauer entspricht. Das Signal kann dann an den Blockgrenzen nicht stetig weitergeführt werden und weist dabei Sprünge bzw. Knicke auf, sogenannte Diskontinuitäten. Diese Diskontinuitäten werden in der FFT als Frequenzen dargestellt, die im ursprünglichen Signal gar nicht vorhanden sind. Das Spektrum aus der FFT-Berechnung ist daher nicht identisch mit dem Spektrum des ursprünglichen Signals, es kommt zu einer sogenannten spektralen Streuung und somit an den Intervallgrenzen zu Sprüngen und Knicken.

In der Abbildung 2-4 ist dieses Phänomen dargestellt. In den beiden oberen Diagrammen wird das Signal $y_1(t)$, dessen Periodendauer genau einer Blocklänge T entspricht, durch eine synchrone Abtastung in den Frequenzbereich überführt. Das Signal $y_2(t)$ entspricht hingegen nicht einer Blocklänge, sodass durch die asynchrone Abtastung das diskrete Spektrum über mehrere Spektralkomponenten gespreizt wird. Das Maximum ist im diskreten Spektrum von $Y_2(k)$ nicht mehr darstellbar und die Frequenzen werden auf benachbarte Spektralkomponenten verteilt (Puente León et al. 2011). Dieser Effekt wird Leck-Effekt oder Leakage genannt.

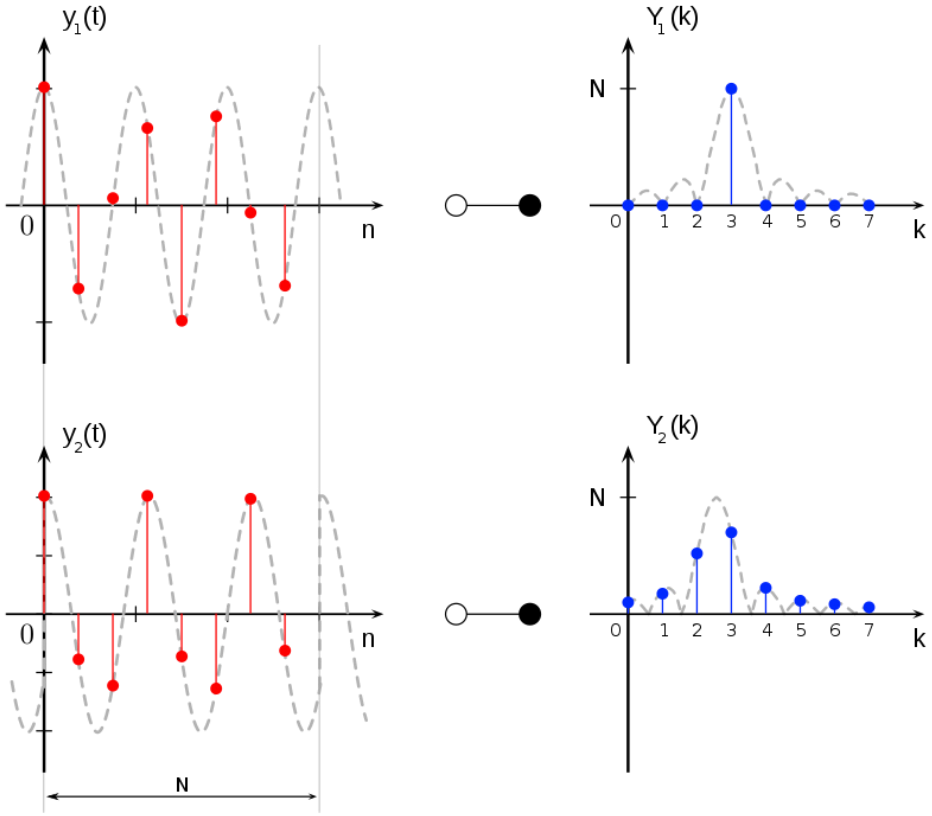


Abbildung 2-4: Leck-Effekt bei zeitdiskreten Systemen

Um diesen Leck-Effekt zu minimieren, können die Signale einer sogenannten Fensterung unterzogen werden. Dabei sind die Blöcke mit einer geeigneten Fensterfunktion zu multiplizieren, die das Signal an den Blockrändern weniger stark gewichtet und somit graduell gegen Null variieren lässt. Die Übergänge zwischen den Signalen werden dadurch stetig und weisen keine Knicke mehr auf. Dafür stehen viele verschiedene Fensterfunktionen zur Verfügung (Abbildung 2-5), die je nach Signal und Anwendung sinnvoll gewählt werden müssen.

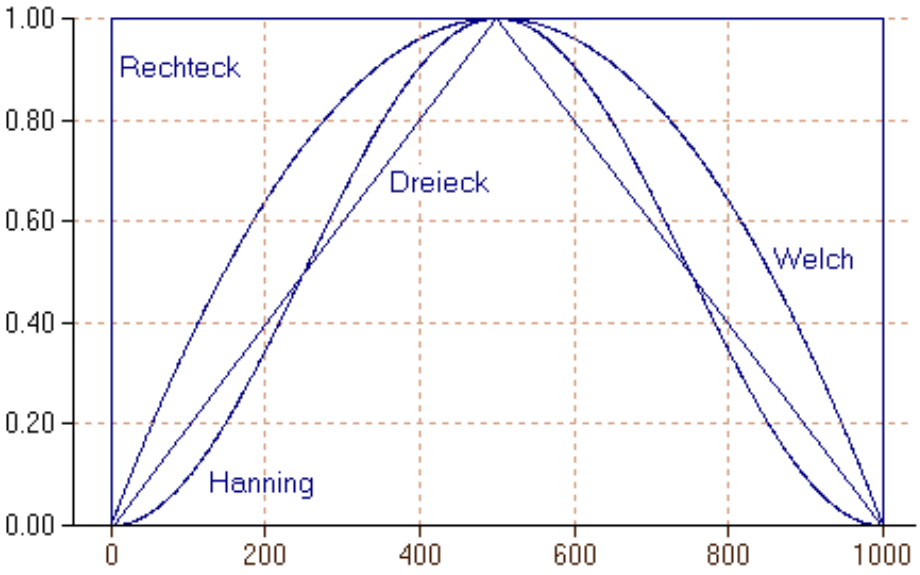


Abbildung 2-5: verschiedene, in der Signalverarbeitung gebräuchliche Fensterfunktionen: Rechteck-, Dreieck-, Hanning- und Welchfensterfunktion (Lohninger 2012)

Insbesondere für einen kurzen Einzelimpuls ist die Rechteckfunktion geeignet. Sie multipliziert nach Gleichung (2-10) und (2-11) das Signal innerhalb des betrachteten Blockes mit der Blocklänge T mit dem Wert 1, während es außerhalb des Blockes das Signal mit 0 multipliziert, wodurch das Signal an den Rändern stets 0 beträgt. Signale benachbarter Blöcke weisen somit stets einen sauberen knick- und sprungfreien Übergang mit periodischer Fortsetzung auf. Der Leck-Effekt kann dadurch nicht gänzlich vermieden, aber deutlich minimiert werden.

$$w(n) = 1 \qquad (2\text{-}10)$$

$$n = 0, 1, 2, \dots, N-1$$

Dabei ist

- $w(n)$ die Rechteck-Fensterfunktion,
- N die Länge des Signals in Abtastwerten,
- n der Index des Abtastwertes im Signal.

$$x_w(n) = w(n) \cdot x_1(n) \qquad (2\text{-}11)$$

Dabei ist

- $x_w(n)$ das gefensterte Signal,
- $x_1(n)$ das ursprüngliche Eingangssignal,
- $w(n)$ die Rechteck-Fensterfunktion.

Das so verarbeitete Signal kann schließlich in den Frequenzbereich mittels FFT überführt werden. Man erhält ein diskretes Linienspektrum, das nur an den Stützstellen n definiert ist. Zwischen den Stützstellen n und $n+1$ ist das Spektrum nicht definiert und enthält keine Informationen. Die praktische Darstellung erfolgt jedoch häufig als durchgezogene Linie und interpoliert damit zwischen den Stützstellen (Kuttner 2015). Die Formel zur Überführung eines Zeitsignals $x(t)$ als Funktion der Zeit in den Frequenzbereich zu $X(j\omega)$ als komplexe Funktion der Kreisfrequenz lautet nach Meyer 2020 und Gleichung (2-12) und (2-13):

$$X(j\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} x(t) \cdot e^{-j\omega t} dt \tag{2-12}$$

$$x(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} X(j\omega) \cdot e^{j\omega t} d\omega \tag{2-13}$$

Die so gefensterten und in den Frequenzbereich überführten Blöcke müssen nun gemittelt werden (Vorländer 2018). Dadurch lässt sich die Überlagerung des Signals durch Rauschen und dessen Einfluss minimieren. Es stehen verschiedene in Tabelle 2-1 aufgelistete Arten der Mittelung zur Verfügung:

Tabelle 2-1: Mittelungsarten (Kuttner 2015)

Mittelungsart	**Durchführung**	**Anwendung**
Lineare Mittelung	Jedes Spektrum wird gleich gewichtet (quadratischer Mittelwert)	– Kurze Signallänge – Verringerung der statistischen Messabweichung bei stochastischen Signalen
Exponentielle Mittelung	Die jüngsten Spektren werden am stärksten gewichtet, ältere Spektren bekommen exponentiell weniger Gewicht.	– Verfolgung des Einflusses von langsamen zeitlichen Änderungen auf ein Signal (z. B. Betriebszustände, Veränderungen in Parametern) – statistische Messabweichung ist frequenzunabhängig
Spitzenwert-Mittelung	Mittelung über den Spektren mit den höchsten Amplituden (d. h. kein statistisches Verfahren)	Erfassung der Spitzenwerte (Worst case scenario)
Zeitbereichsmittelung	– Mittelung im Zeitbereich („Ausmitteln“ von positiven und negativen Amplituden) – Verbesserung des Signal-Rausch-Abstandes	– Periodisch wiederholende Daten, Synchronisierung über Trigger erforderlich – Transiente Signale, rotierende Maschinen

Es wird über mehrere Blöcke gemittelt, womit im mathematischen Kontext die Schätzung gegen den wahren Mittelwert konvergiert (Kuttner 2015). Wird beispielsweise eine Mittelungsanzahl von 10 gewählt, ergibt sich aus einer Blocklänge von $1{,}28\ s$ eine Messdauer von 12,8 s. Das Signal wird dabei blockweise aufgezeichnet und das Signal pro Block zum vorhandenen Speicherinhalt addiert. Infolgedessen wächst das eigentliche Signal nach 10 Wiederholungen um den Faktor 10, während das Rauschen aufgrund seiner statistischen Natur nur $\sqrt{n} = \sqrt{10} \approx 3{,}16$-mal so groß geworden ist (Richter 2012).

Anschließend wird dann für jedes einzelne Sample das arithmetische Mittel $\bar{x}$ gebildet durch Gleichung (2-14):

$$\bar{x} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i = \frac{1}{n}(x_1 + x_2 + \cdots + x_n) \tag{2-14}$$

Allgemein erhält man bei n Wiederholungen eine Verbesserung des Signal-/Rausch-Verhältnisses, englisch signal to noise ratio (SNR), um die quadratische Wurzel der Anzahl der Mittelungen $\sqrt{n}$ (Gleichung (2-14)). Beim Vergleich von Spektren mit unterschiedlicher Mittelungsanzahl, wie in Abbildung 2-6, ist eine deutliche Abnahme der Ausschläge und deren Amplitude zu erkennen.

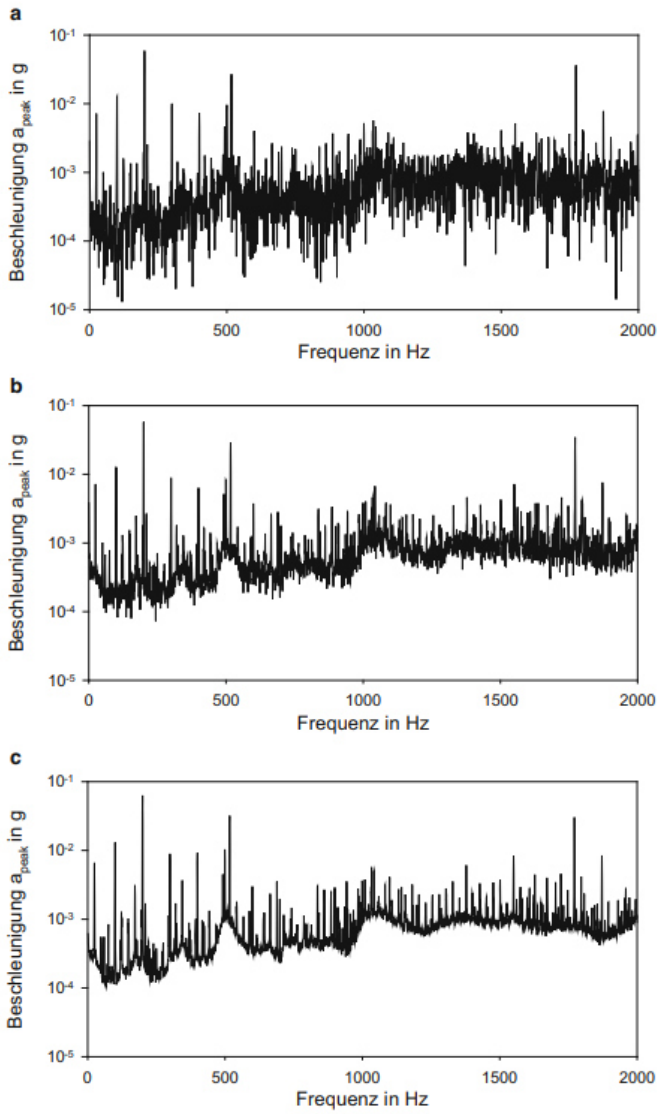


Abbildung 2-6: Einfluss der Mittelung auf Spektren: a keine Mittelung, b Mittelung über 5 Spektren, c Mittelung über 50 Spektren (Kuttner 2015)

Nachdem die beiden Signale in den Frequenzbereich überführt und zur Rauschminderung gemittelt werden, kann nun nach Gleichung (2-4) aus dem Quotienten des komplexen Spektrums des Ausgangsignals $Y(j\omega)$ und dem des Eingangssignals $X(j\omega)$ die komplexe Übertragungsfunktion $H(j\omega)$ gebildet werden.

$$H(j\omega) = \frac{Y(j\omega)}{X(j\omega)}$$

Um Rauschen weiter zu minimieren, ist es notwendig, die Übertragungsfunktion weiter zu modifizieren. Hierbei wird Zähler und Nenner mit der komplex Konjugierten X^* bzw. der komplex Konjugierten Y^* multipliziert, womit man nach Gleichung (2-15) bzw. Gleichung (2-16) die Übertragungsfunktion H_1 bzw. H_2 erhält.

$$H_1(j\omega) = \frac{Y(j\omega) \cdot X^*(j\omega)}{X(j\omega) \cdot X^*(j\omega)} \tag{2-15}$$

$$H_2(j\omega) = \frac{Y(j\omega) \cdot Y^*(j\omega)}{X(j\omega) \cdot Y^*(j\omega)} \tag{2-16}$$

Mithilfe der Definition des Autoleistungsspektrums $S_{XX}(\omega)$ für das Eingangssignal X

$$S_{XX}(\omega) = X^*(j\omega) \cdot X(j\omega) \tag{2-17}$$

bzw. $S_{YY}(\omega)$ für das Ausgangssignal Y

$$S_{YY}(\omega) = Y^*(j\omega) \cdot Y(j\omega) \tag{2-18}$$

und des Kreuzleistungsspektrums $S_{XY}(j\omega)$

$$S_{XY}(j\omega) = X^*(j\omega) \cdot Y(j\omega) \tag{2-19}$$

ergibt sich dadurch die Übertragungsfunktion H_1 als Quotient aus dem Autoleistungsspektrum $S_{XX}(\omega)$ des Eingangssignals und dem Kreuzleistungsspektrum $S_{XY}(j\omega)$:

$$H_1(j\omega) = \frac{S_{XY}(j\omega)}{S_{XX}(\omega)} \tag{2-20}$$

Die Übertragungsfunktion $H_2(j\omega)$ dazu ergibt sich analog, wobei diese aus dem Autoleistungsspektrum $S_{YY}(\omega)$ des Ausgangssignals Y im Zähler und dem Kreuzleistungsspektrum $S_{XY}(j\omega)$ im Nenner gebildet wird:

$$H_2(j\omega) = \frac{S_{YY}(\omega)}{S_{XY}(j\omega)} \tag{2-21}$$

Das Autoleistungsspektrum $S_{YY}(\omega)$ bzw. $S_{XX}(\omega)$ ist definiert als die Leistung eines Signals, die auf eine bestimmte Bandbreite von Frequenzen entfällt. Sie ist also ein Maß für die Leistungsdichte eines Signals.

Das Kreuzleistungsspektrum $S_{XY}(j\omega)$ hingegen ist definiert als die Leistungsdichte zwischen einem Eingangs- und Ausgangssignal.

Durch die Wahl der geeigneten Übertragungsfunktion H_1 oder H_2 wird der Einfluss von Störgeräuschen und Grundrauschen minimiert. Dazu ist je nach Quelle des Rauschens die Übertragungsfunktion zu wählen:

- Rauschen auf dem Eingangssignal X: Die Übertragungsfunktion H_2 ist zu verwenden, da diese nur einen systematischen Fehler enthält, da das Eingangssignal nur einmal in S_{XY} eingeht,
- Rauschen auf dem Ausgangssignal Y: Die Übertragungsfunktion H_1 ist zu verwenden, diese besitzt nur einen systematischen Fehler wiederum durch S_{XY},
- Rauschen auf beiden Signalen: H_1 und H_2 haben beide einen systematischen Fehler.

Aus der so erzeugten komplexen Übertragungsfunktion $H(j\omega)$ lässt sich nun die Phasenverschiebung $\Delta\varphi$ zwischen Ein- und Ausgangssignal X bzw. Y bestimmen. Diese wird aus dem Real- und Imaginärteil von $H(j\omega)$ nach Gleichung (2-22) berechnet:

$$\Delta\varphi(j\omega) = -arctan\frac{\Im(H(j\omega))}{\Re(H(j\omega))} \tag{2-22}$$

Dabei ist

- $\Delta\varphi(j\omega)$ die Phasenverschiebung,
- $H(j\omega)$ die komplexe Übertragungsfunktion,
- $\Im$ der Imaginärteil der komplexen Übertragungsfunktion $H_1(j\omega)$,
- $\Re$ der Realteil der komplexen Übertragungsfunktion $H_1(j\omega)$.

Des Weiteren kann aus der Übertragungsfunktion auch die Amplitude berechnet werden, indem nach Meyer 2020 und Gleichung (2-23) der Betrag aus dieser gebildet wird:

$$\widehat{H}(j\omega) = |H(j\omega)| = \sqrt{(\Re(H(j\omega)))^2 + (\Im(H(j\omega)))^2} \tag{2-23}$$

3 Versuchsaufbau und Messungen

3.1 Messgeräte

Gemessen werden die Übertragungsfunktionen mit acht piezoelektrischen Beschleunigungssensoren (BS) der Fa. Endevco, Modell 65-10. Ein Sensor ist dabei stets auf der obersten Schale positioniert, der als Referenz für alle Übertragungsfunktionen genutzt wird. Drei BS sind auf der Rohdecke (RD) und die übrigen vier BS auf der Unterdecke (UD) befestigt.

Um die Rohdecke auch mit Unterdecke und Estrich messtechnisch erfassen zu können, wird in der Rohdecke an den in Anhang D-1 dargestellten Punkten Eindreh-Gewindemuffen verankert. Darin befestigen lassen sich M6-Gewindestäbe, die durch Bohrungen in der Unterdecke hindurchgeführt werden. An deren Schraubenköpfen werden die BS angebracht. Das Vorgehen ist auf Abbildung 3-1und Abbildung 3-2 zu erkennen. Somit ist eine simultane messtechnische Erfassung aller Schalen eines dreischaligen Systems möglich.

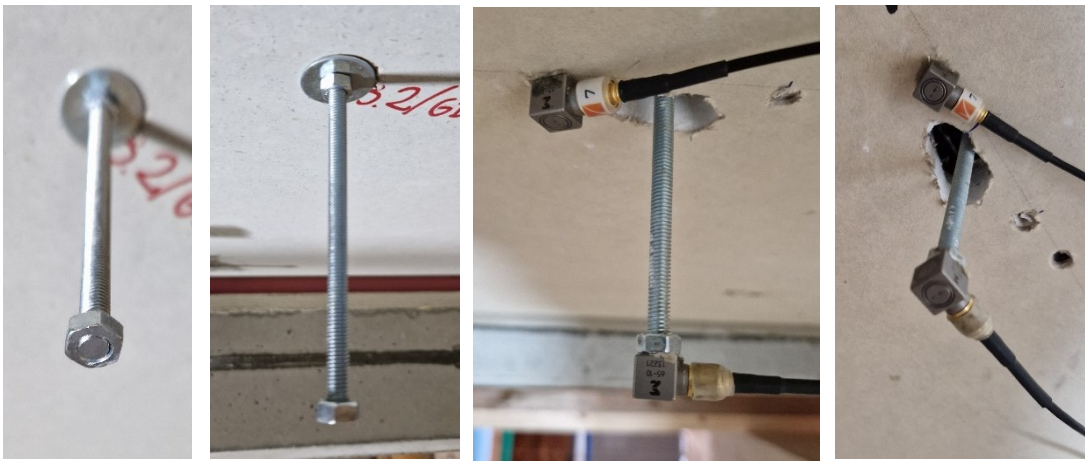


Abbildung 3-1: Befestigung der BS an der Rohdecke/Unterdecke

Es werden drei BS-Positionen festgelegt, die jeweils auf allen drei Schalen genau gegenüberliegend befestigt sind. Auf der Unterdecke wird zusätzlich eine vierte Sensorposition ausgewählt. Die genauen Positionen, die jeweiligen BS-Kanäle und Abmessungen sind dem Anhang D-1 zu entnehmen.

Der Referenzsensor wird dabei nach jeder Messung umpositioniert, um auf jedem im Anhang D-2 zu erkennenden Punkt eine Messung durchführen zu können.

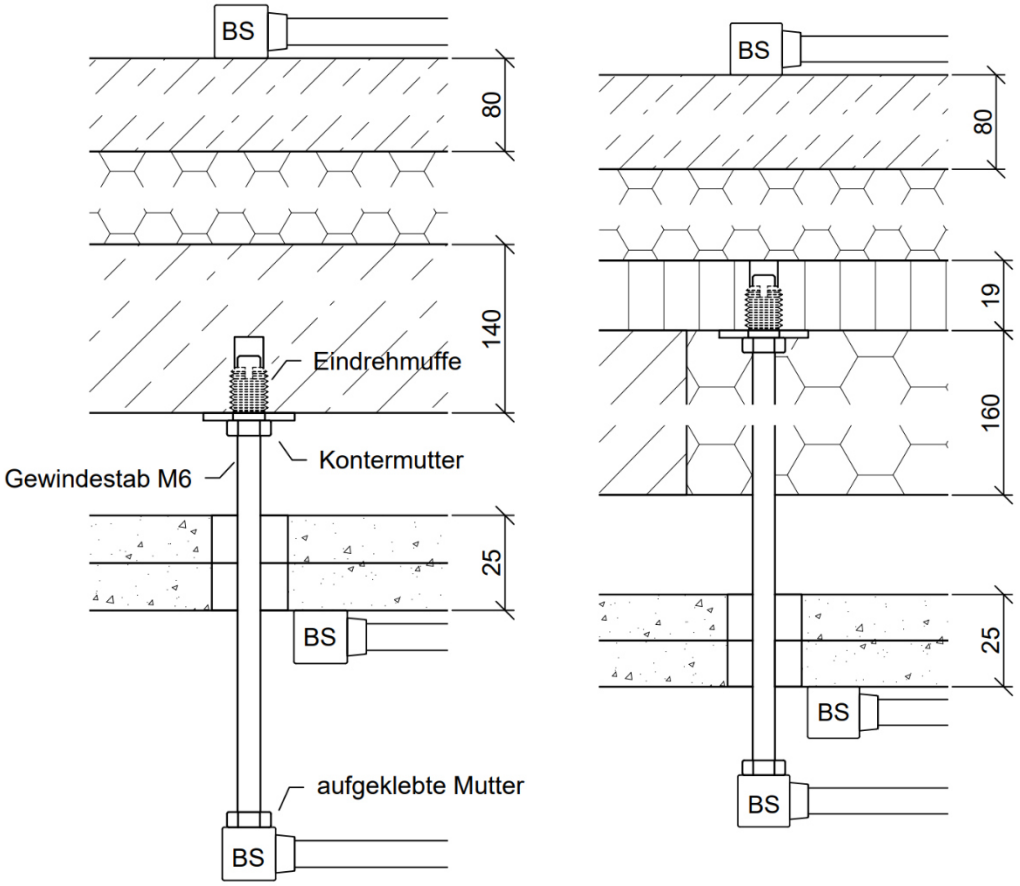


Abbildung 3-2: Befestigung der BS; links: Stahlbetondecke; rechts: Holzrahmendecke

3.2 Bauteildaten

Es stehen die in Tabelle 3-1 aufgelisteten und in Abbildung 3-3 dargestellten Stahlbeton-, Brettsperrholz- und Holzbalkendecken zur Verfügung. Die Stahlbetondecke dient dazu, auch Unterschiede zwischen Massiv- und Holzbauweise aufzeigen zu können. Jede Rohdecke wird mit einem Kürzel benannt (Stahlbetondecke = SBD, Brettsperrholzdecke = BSP, Holzbalkendecke/Holzrahmendecke = HRD).

Tabelle 3-1: Verwendete Rohdecken

Decken	d **in** mm	m' **in** kg/m^2
Stahlbetondecke	140	365
Brettsperrholzdecke	140	62
Holzbalkendecke	160	29



Abbildung 3-3: verwendete Rohdecken; links: HRD, mitte: SBD; rechts: BSP

Die Rohdecken werden mit einem Zementestrich (ZE), der hier durch eine $80\,mm$ starke Stahlbetonplatte simuliert wird, oder einem Trockenestrich (TE) versehen (Tabelle 3-2) und mit den verschiedenen Trittschalldämmungen in Tabelle 3-3 kombiniert.

Tabelle 3-2: Verwendete Estriche

Estriche	d **in** mm	m' **in** kg/m^2	s' **in** MN/m^3
Zementestrich	80	212	-
Rigips Rigidur 45 MW	45	35	33

Tabelle 3-3: Verwendete Trittschalldämmungen

Trittschalldämmungen	d **in** mm	m' **in** kg/m^2	s' **in** MN/m^3
Isover TDPT 30	30	3	14
Austrotherm EPS W20	30	0,5	135
Getzner Mat35	16	3	12

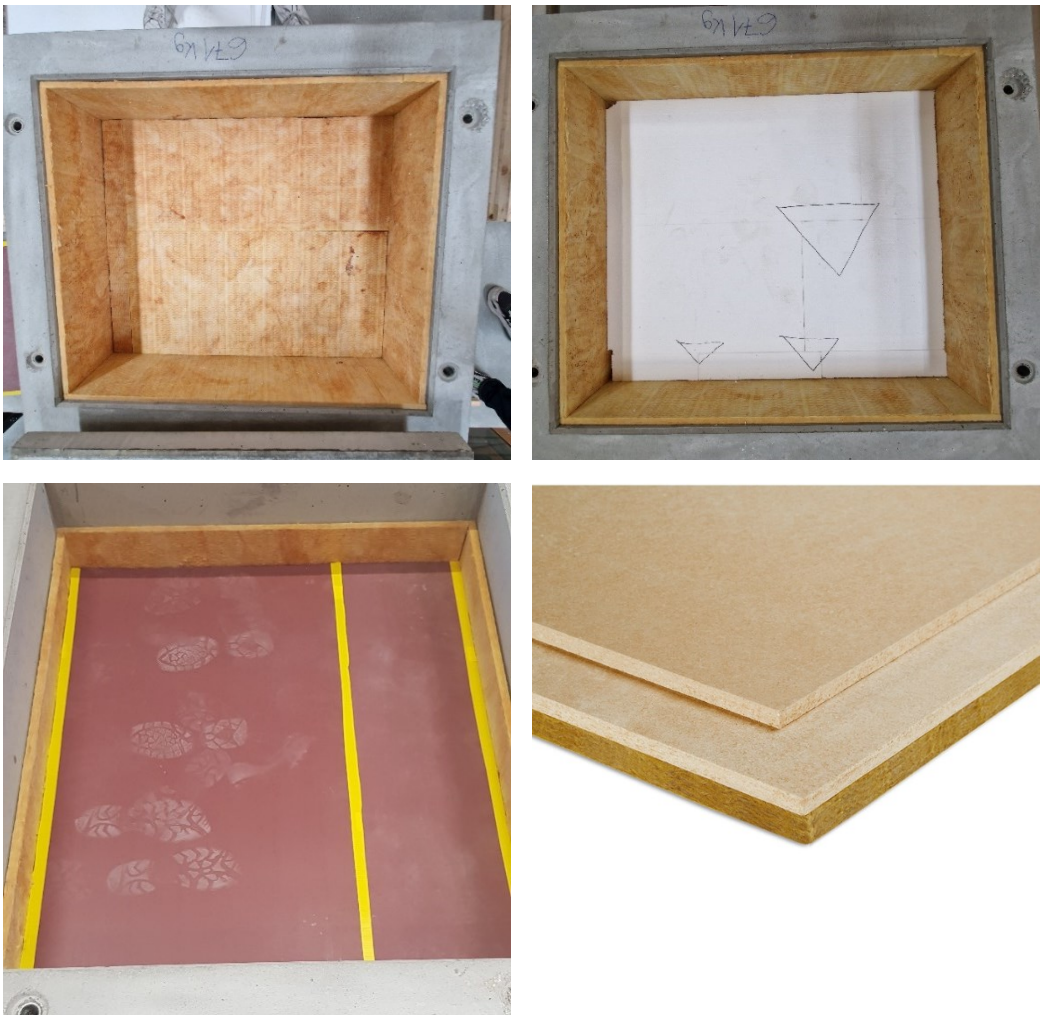


Abbildung 3-4: verwendete Trittschalldämmungen; oben links: Isover TDPT30; oben rechts: Austrotherm EPS30; rechts unten: Rigidur 45 MW; links unten: Getzner Mat35

Zusätzlich werden an den Decken noch die in Tabelle 3-4 aufgeführten Unterdeckenbeplankungen aus Gipskartonplatten mit den verschiedenen Abhängungen in Tabelle 3-5 befestigt. Die Federschiene (FS) und Direktlattung wird dabei nur bei der HRD genutzt, während die Direktschwingabhänger (DSA) bei allen Decken zur Verwendung kommen.

Tabelle 3-4: Verwendete Unterdecken

Unterdecken	d **in** mm	m' **in** kg/m^2
Rigips RF 12,5	12,5	10,3
Rigips Duo'tech RF	25	20,8

Tabelle 3-5: Verwendete Abhängungen

Abhängung	**Abhanghöhe** d **in** mm
Direktschwingabhänger	60
Direktlattung	30
Federschiene	27

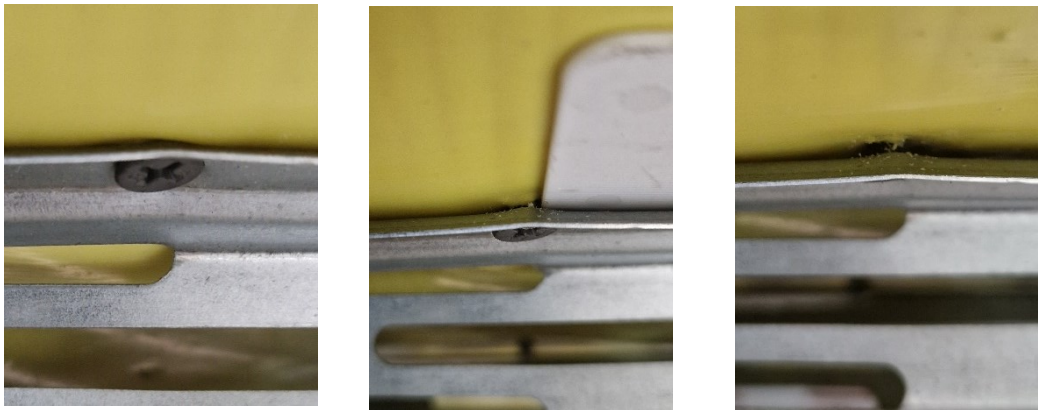


Abbildung 3-5: Links: Schraube angezogen; Mitte und Rechts: ca. 1mm Luft, Federschiene in Schraubenkopf hängend

Bei der Federschiene wird jeweils eine Messreihe mit angezogenen Befestigungsschrauben als auch mit nicht angezogener, im Schraubenkopf hängender Federschiene durchgeführt (Abbildung 3-5).

Die Konstruktionsweisen der Unterdeckenabhängungen sind in der Abbildung 3-6 und Abbildung 3-7 bildhaft dargestellt. Die genauen Positionen mit Bemaßungen finden sich im Anhang D-3.

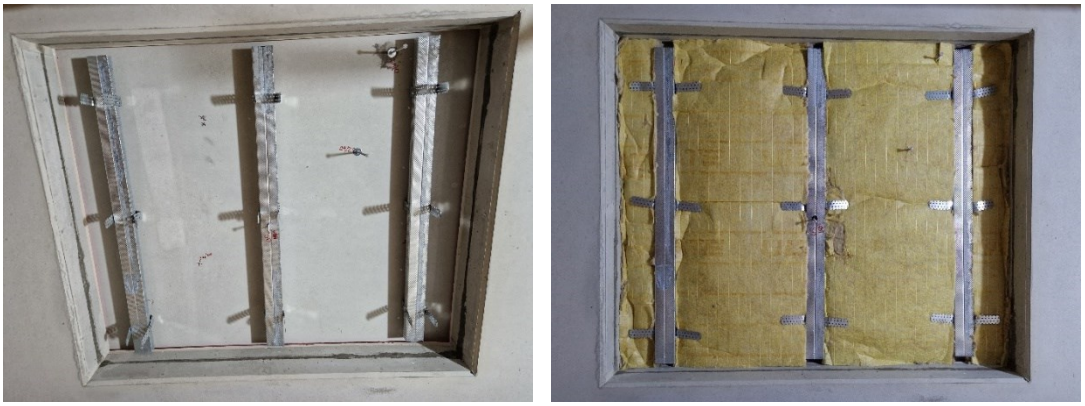


Abbildung 3-6: Unterkonstruktion der Unterdecke mit DSA



Abbildung 3-7: Unterkonstruktion der Unterdecke mit FS

Als zusätzliche trittschalldämmende Maßnahme wird bei den Holzdecken noch eine Schüttung eingebracht. Hierzu sind Daten in Tabelle 3-6 zu finden. Die Einbringung der Schüttung ist in Abbildung 3-8 exemplarisch dargestellt.

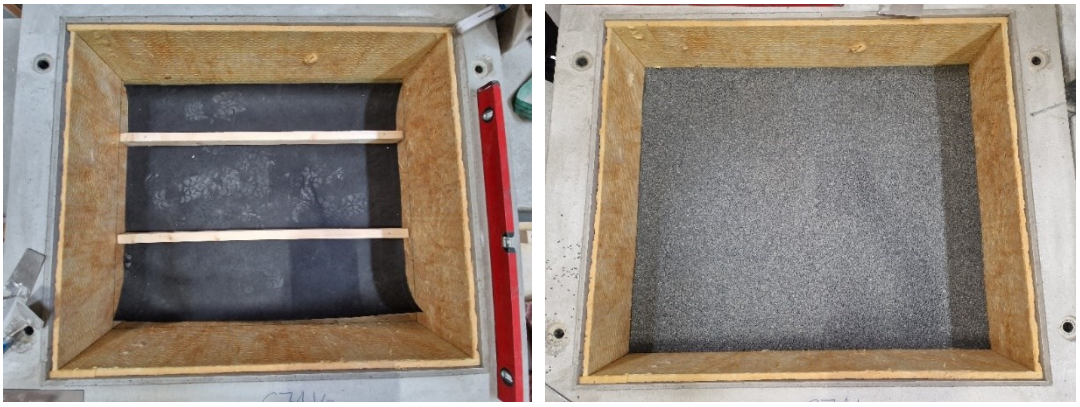


Abbildung 3-8: lose, ungebundene Basalt-Schüttung; links: vor der Einbringung mit Abziehhilfen; rechts: fertig eingebracht

Tabelle 3-6: Verwendete Schüttung

Schüttung	d **in** mm	m' **in** kg/m^2
Basaltschüttung (ungebunden)	60	77,9

Daraus ergibt sich eine Anzahl an gemessenen Aufbauten von insgesamt 57, die sich aus 10 bei der SBD, 18 bei der BSP-Decke und 29 bei der HRD zusammensetzen. Die Aufbauten werden jeweils je nach verwendeten Bauteilen mit einer zweistelligen Zahlenkombination versehen. Die genauen Deckenaufbauten mit ihren jeweils verwendeten Bauteilen sind im Anhang B dargestellt und aufgelistet.

Sie werden zur Messung in ein Deckenloch einer Prüfdecke eingelassen. Diese wiederum liegt auf zwei Brettschichtholzträgern auf. Das Deckenloch besitzt einen umlaufenden Falz, wodurch sich an der Oberseite lichte Maße von $1300\,mm$ bzw. $1100\,mm$ und an der Unterseite von $1200\,mm$ bzw. $1000\,mm$ ergeben. Die zu prüfenden Deckenaufbauten liegen dabei auf einem Elastomer auf, umlaufend sorgt eine $20\,mm$ starke mineralische Trittschalldämmung für eine akustische Entkopplung (Abbildung 3-9). Da es sich lediglich um Körperschallmessungen handelt, ist die Verfälschung durch eine fehlende Abschirmung als vernachlässigbar anzusehen.

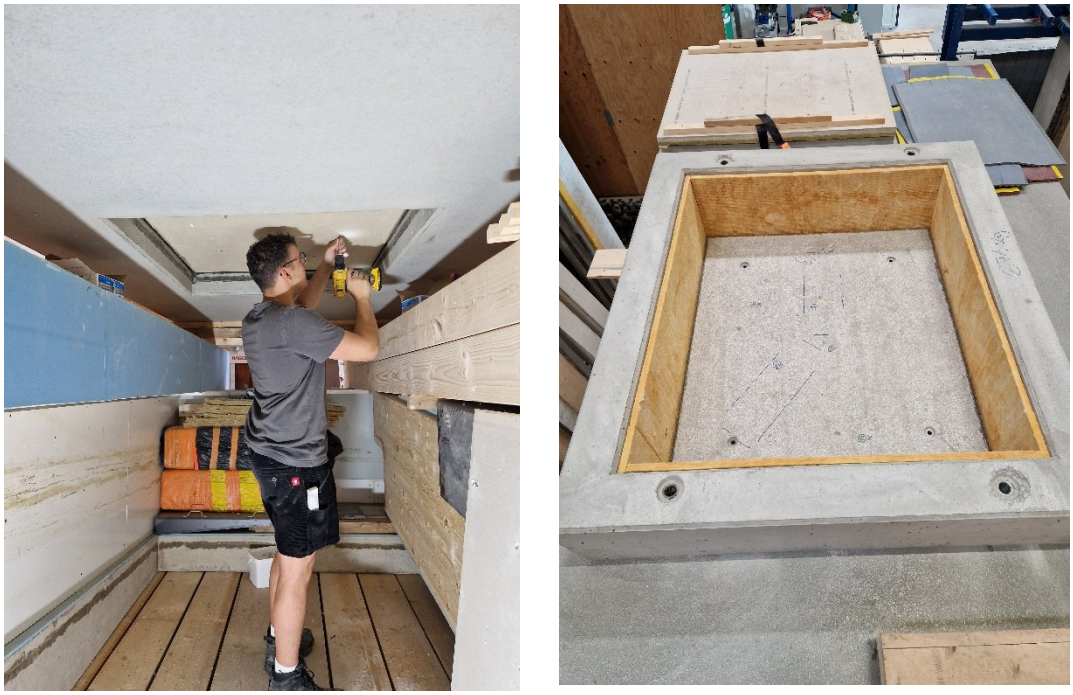


Abbildung 3-9: Decken-Prüfstand

3.3 Anregung

Die Anregung der Aufbauten erfolgt durch Körperschall mit Hilfe eines handelsüblichen Gummihammers ($m = 520\,g$) und eines Tennisballs ($m = 56{,}1\,g$), der aus einer Fallhöhe von ca. $1{,}5\,m$ auf die Decken fallen gelassen wird (Abbildung 3-10). Es werden sechs Positionen gewählt, an denen nacheinander angeregt wird. Die Mittelung der Messergebnisse wird dann über diese sechs Messungen pro Aufbau vollzogen. Diese Anregungspositionen sind im Anhang D-4 dargestellt.



Abbildung 3-10: Links: Tennisball ($m = 56{,}1\,g$) zur Anregung, Mitte: Fallhöhe ca. $1{,}5\,m$; Rechts: verwendeter handelsüblicher Gummihammer ($m = 520\,g$)

3.4 Messeinstellungen

Zur Signalverarbeitung wird der Messmodus „Stoßanregung“ der Software „Samurai Transfer FRF“ in der Version 3.0.2 der Fa. SINUS Messtechnik GmbH genutzt. Sie erlaubt die mehrkanalige Aufzeichnung der Beschleunigungsdaten und berechnet aus diesen die Übertragungsfunktion. Es müssen zuvor die in Kapitel 2.3 beschriebenen Einstellparameter festgelegt werden.

Dabei wird die Übertragungsfunktion H_1 gewählt. Da für die Betrachtung der Resonanzfrequenz in der Praxis vorkommender Decken nur tiefe Frequenzen unterhalb von ca. $f = 300\,Hz$ relevant sind, wird bei der Aufzeichnung der Signale die Bandbreite bzw. Abtastfrequenz f_s auf $625\,Hz$ reduziert. Es erfolgt wie in Abbildung 3-11 dargestellt eine Festlegung der Linienzahl/Anzahl der Abtastwerte N von 801. Daraus ergibt sich nach Gleichung (2-9) eine Frequenzauflösung Δf von $0{,}78\,Hz$.

Aus der Abtastfrequenz f_s lässt sich nach Gleichung (2-7) ein Abtastintervall Δt von $3{,}2 \cdot 10^{-3} s$ berechnen. 801 Samples mit diesem Abtastintervall ergeben somit eine Blocklänge von $1{,}28\,s$.

Zur Fensterung wird ein Rechteckfenster gewählt, da es sich um eine Impulsmessung handelt, bei der diese Art des Fensters gute Ergebnisse liefert (vgl. Kapitel 2.3). Es wird eine lineare Mittelung, die insbesondere für kurze Signallängen geeignet ist (Tabelle 2-1), verwendet. Die Mittelungsanzahl ist sechs, da über die sechs Messungen der sechs Anregungspositionen gemittelt wird (Abbildung 3-11).

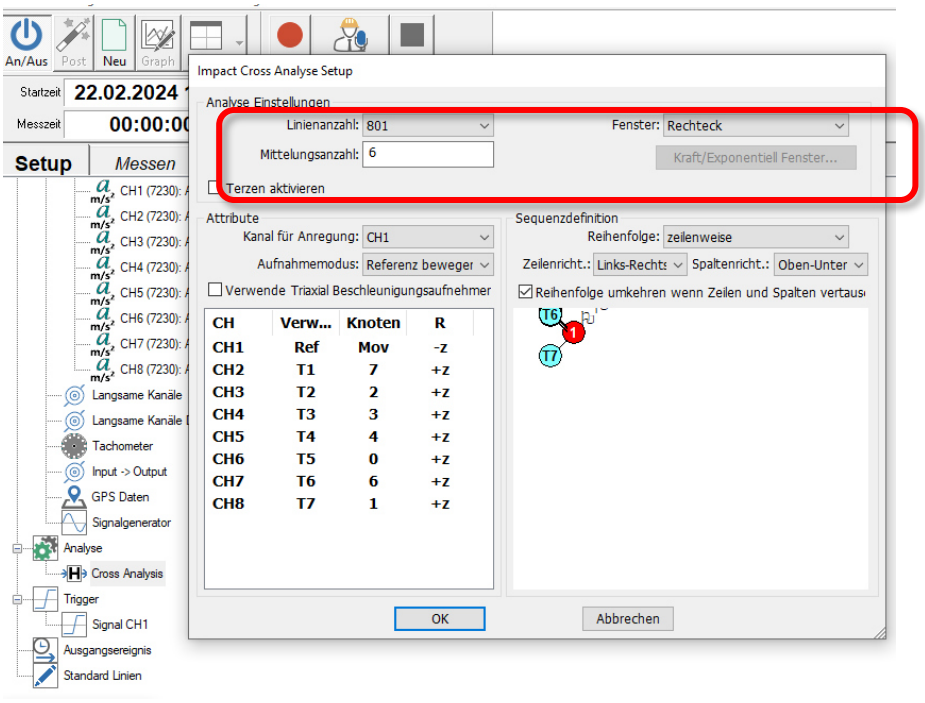


Abbildung 3-11: Einstellparameter von Sinus Samurai FRF

Zur Auslösung der Messung wird ein Trigger eingestellt, der mit einem Offset von $-20\,ms$ vor dem Triggersignal bei einem Pegel von $0{,}1\,\%$ des Maximalpegels auslöst (Abbildung 3-12).

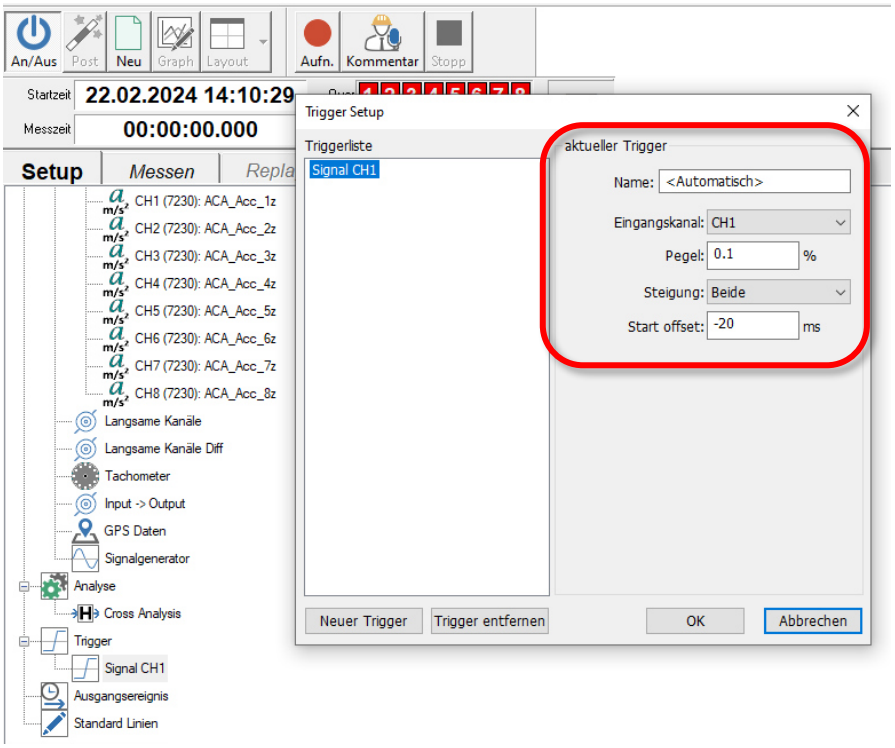


Abbildung 3-12: Triggereinstellung in Sinus Samurai FRF

4 Auswertung

4.1 Methodik

Zunächst erfolgt für alle Aufbauten die Berechnung der dazugehörigen Resonanzfrequenzen. Dazu wird zum einen der Ansatz nach Blevins nach Gleichung (2-3) verwendet und zum anderen der vereinfachte Ansatz, bei dem ein Modell des Zweimassenschwingers nach Gleichung (2-1) approximiert wird. Für beide Ansätze wird jeweils die untere und obere Resonanzfrequenz $f_{0,-}$ und $f_{0,+}$ berechnet und tabellarisch erfasst. Bei zweischaligen Aufbauten wird stets das vereinfachte Verfahren angewandt.

Zunächst muss für die Unterdecken die dynamische Steifigkeit des Hohlraumes bzw. der Abhängung berechnet werden.

Bei den DSA wird nach Schödel 2018 für den in der Messreihe verwendeten Abhänger eine Eigenfrequenz von $33\,Hz$ angenommen.

Somit ergibt sich für die gegebene Abhängelast von $2{,}67\,kg$ pro Abhänger nach Gleichung (2-2) eine Federsteifigkeit der DSA von $0{,}115\ \frac{MN}{m^3}$. Mit der Dämmung und der Anzahl der Abhänger lässt sich die dynamische Steifigkeit s' der Unterdecke mit DSA und Dämmung mit $2{,}744\ \frac{MN}{m^3}$ bestimmen.

Die längenbezogene Federsteifigkeit D der Federschiene kann nach Mecking et al. 2022 mit $0{,}38\ \frac{MN}{m^2}$ angesetzt werden. Der Achsabstand e der FS beträgt $0{,}4\,m$. Dadurch erhält man nach Gleichung (2-1) für die dynamische Steifigkeit der FS einen Wert von $2{,}80\ \frac{MN}{m^3}$. Nach Addition mit der dynamischen Steifigkeit der Luftschicht erhält man schließlich einen Wert von $1{,}544\ \frac{MN}{m^3}$ für die parallelgeschaltete Luftschicht und Federschiene.

Mit Hilfe der Formeln (2-22) und (2-23) wird aus der komplexen Übertragungsfunktion die Amplitude und Phasenverschiebung berechnet. Für jeden Aufbau werden zwei Diagramme erstellt, zum einen jeweils oben dargestellt für die Amplitude und zum anderen, unten dargestellt, für die Phasenverschiebung. Beide Diagramme werden übereinandergelegt und mit dem gleichen Frequenzbereich versehen.

In beide Diagramme sind die berechneten Resonanzfrequenzen nach Blevins als rote, vertikale Referenzlinien aufgetragen. Die Messergebnisse werden als blaue Referenzlinien eingefügt.

Durch Gegenüberstellung der Amplitude und der entsprechenden Phasendurchgänge und deren Lage im Frequenzspektrum wird die Resonanzfrequenz identifiziert. Bei der Amplitude ist dabei auf Amplitudenpeaks zu achten, die auf die Resonanz hindeuten. Bei der Phasenverschiebung erfolgt die Analyse im Bereich von 90°, 180° und 270°. Decken sich beide Parameter anhand ihrer Lage im Frequenzspektrum, deutet dies auf die Resonanz hin.

Mit Hilfe des vereinfachten Modells nach Gleichung (2-1) und durch Gegenüberstellung der Messergebnisse von zwei- und dreischaligen Aufbauten wird die Estrich- bzw. Unterdeckenresonanz der unteren bzw. oberen Resonanzfrequenz zugeordnet. Dadurch werden alle Messwerte den jeweiligen Trittschalldämmungen bzw. Unterdecken zugehörig gemacht. Hierbei sind die Messwerte nach weichen TSD (TDPT30 + Mat35) und harten TSD (EPS30 + Rigidur MW45) gruppiert. Bei den Unterdecken werden jeweils die Unterdeckensysteme mit den DSA, der FS und der Direktlattung gruppiert.

Anschließend werden in einer Spalte die jeweils zugehörigen Berechnungsergebnisse nach Blevins dokumentiert, in einer weiteren Spalte die Ergebnisse des vereinfachten Verfahrens. Zudem werden die Messergebnisse, die aus der Analyse der Diagramme stammen, eingetragen. Es wird jeweils die Differenz zwischen der Berechnung und der Messung für beide Verfahren ermittelt und wiederum in ein Diagramm überführt. Dabei sind auf der Abszisse die Messwerte und auf der Ordinate die berechneten Werte aufgetragen. Außerdem wird die Winkelhalbierende zwischen den beiden Achsen eingefügt, entlang derer sich bei übereinstimmender Berechnung und Messung die Werte entlang anordnen.

Für die Differenz beider Berechnungsverfahren wird für alle Bauteile eine gemeinsame Standardabweichung und der arithmetische Mittelwert berechnet.

Da der Referenzsensor stets auf dem Estrich befestigt ist, kann die Unterdeckenresonanz bei dreischaligen Systemen auch nur dreischalig gemessen werden. Um zu untersuchen, ob dies einen systematischen Fehler darstellt und die Ergebnisse verfälscht, werden im Folgenden die Ergebnisse der Unterdeckenresonanz, die mit und ohne Estrichauflage gemessen werden, gesondert betrachtet.

4.2 Ergebnisse der Resonanzfrequenzmessung

Im Hinblick auf die Art der Anregung kann festgestellt werden, dass ein erhöhtes Rauschen der Signale bei der Anregung mit Tennisball im Vergleich zur Hammeranregung vorliegt. Dies wirkt sich als unregelmäßige Messkurve mit vielen Ausschlägen aus. Beide Arten der Anregung resultieren aber grundsätzlich in den gleichen frequenzabhängigen Verläufen der Messkurven. Damit zeigt sich eine äquivalente Lage von Peaks, Phasendurchgängen, etc. im Frequenzspektrum. Der Tennisball regt dabei vor allem im tieffrequenten Frequenzspektrum an.

In der Abbildung 4-1 und Abbildung 4-2 sind exemplarisch beide Anregungen gegenübergestellt. Bei der Hammeranregung in Abbildung 4-1 ist zu erkennen, dass die Messkurven im Vergleich zur Ballanregung in Abbildung 4-2 glattere Kurven erzeugt. Dies bedeutet, dass weniger Rauschen und somit weniger Ausschläge zu beobachten sind. Jedoch sind die Amplitudenpeaks bei ca. $60\,Hz$ und ca. $96\,Hz$ bei beiden Anregungsarten deutlich erkennbar. Auch die weiteren Frequenzverläufe zeigen ähnliche Charakteristiken, woraus die These entsteht, dass die Art der Anregung keinen Einfluss auf die Lage des Amplitudenpeaks und Phasendurchgänge im Frequenzspektrum hat. Der Betrag der Amplitude ist je nach Intensität des Hammerschlags unterschiedlich. Bei dieser Untersuchung spielt aber nur die Lage der Amplitude eine Rolle, aber nicht deren Betrag. Da die Analyse der Messkurven mit weniger verrauschten Messkurven einfacher ist und die Lage der Peaks gleichbleibt, werden in der weiteren Auswertung die Messwerte mit Tennisballanregung nicht weiter berücksichtigt.

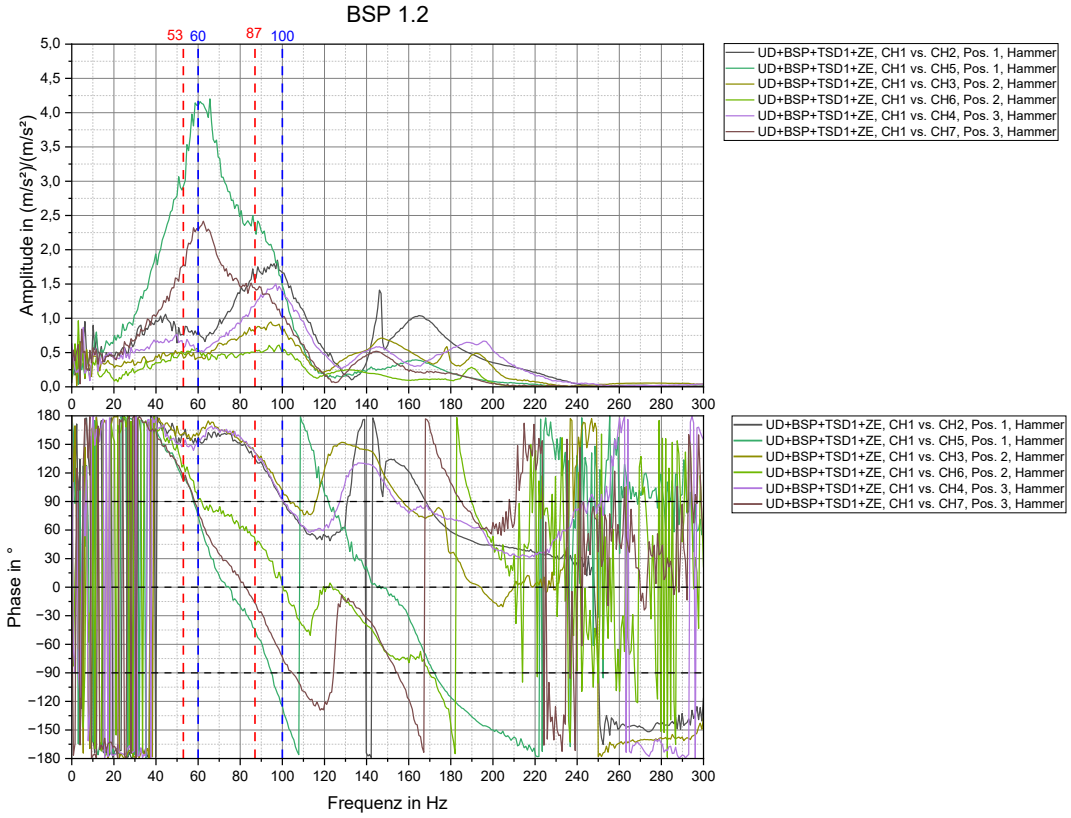


Abbildung 4-1: Exemplarische Messung mit Hammeranregung

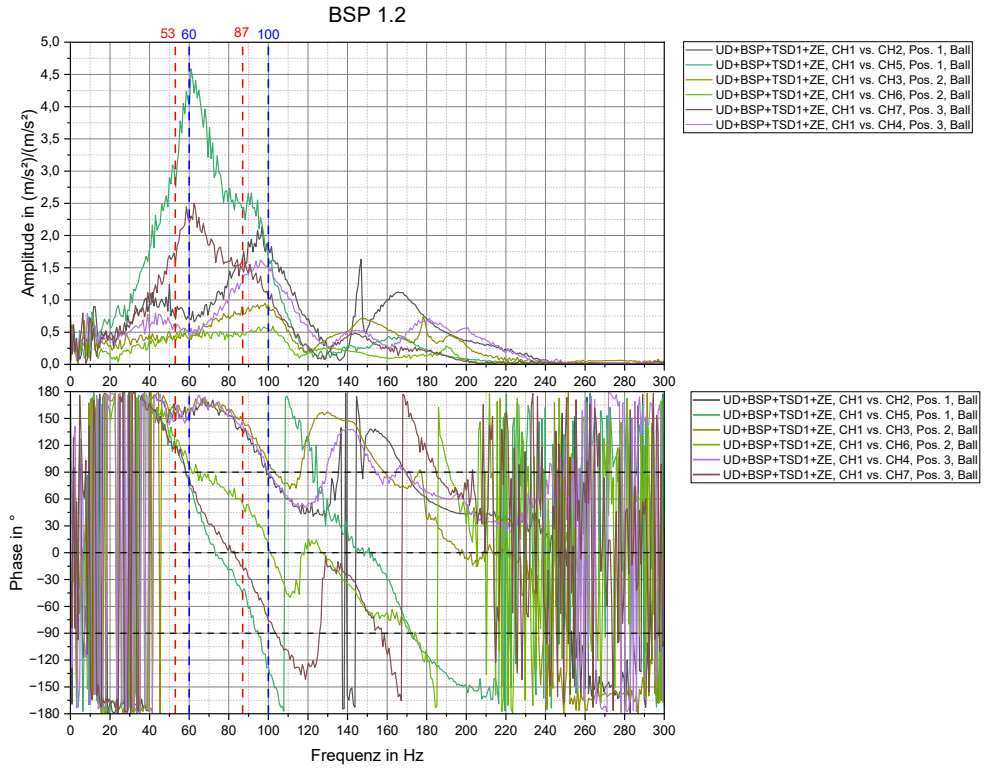


Abbildung 4-2: Exemplarische Messung mit Ballanregung

Bei den Senderpositionen ist festzustellen, dass insbesondere bei der Holzbalkendecke nur gegenüberliegende Sensoren Übertragungsfunktionen erzeugen, die die tatsächliche räumliche und zeitliche Verschiebung zwischen den Schalen abbilden können. Dies wird in der Abbildung 4-3 und Abbildung 4-4 ersichtlich.

Alle vier dargestellten Diagramme weisen den identischen Deckenaufbau auf. In Abbildung 4-3 wird der Referenz- und der Antwortsensor auf der gleichen Position befestigt, in Abbildung 4-4 hingegen auf unterschiedlichen Positionen. Vor allem wenn ein BS über der Balkenlage befestigt ist, wird dabei nur der direkte Übertragungsweg über die Balkenlage abgebildet. Auch die Schwingung der Beplankung wird durch die Balkenlage beeinflusst, sodass beim Übertragungsweg zwischen zwei BS über die Balkenlage hinweg die Messwerte verfälscht werden können. Bei der Auswertung muss deshalb darauf geachtet werden, betroffene Übertragungsfunktionen nicht zu verwenden.

Des Weiteren zeigen die Messungen, dass die Übertragungsfunktionen der Referenzposition 2 verrauschte Messwerte erzeugen. Hierbei ist die Position 2 ist diejenige Position, die sich am Plattenrand befindet. In Abbildung 4-5 ist zu erkennen, dass die innenliegenden Positionen 1 und 3 im Vergleich zu den Messkurven der Referenzposition 2 in Abbildung 4-6 weniger Ausschläge besitzen. Somit ist dieses Rauschen auf die Schwingung des Plattenrandes bei allseitig gelenkiger Lagerung zurückzuführen. Daher wird bei der Auswertung im entsprechenden Fall die betroffenen Messwerte meist nicht berücksichtigt.

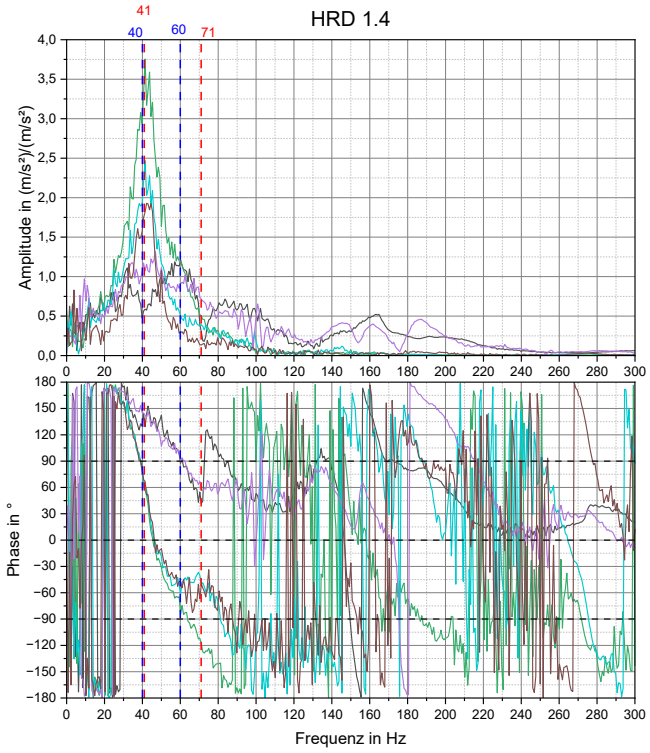


Abbildung 4-3: Exemplarische Messung mit gegenüberliegenden BS-Positionen

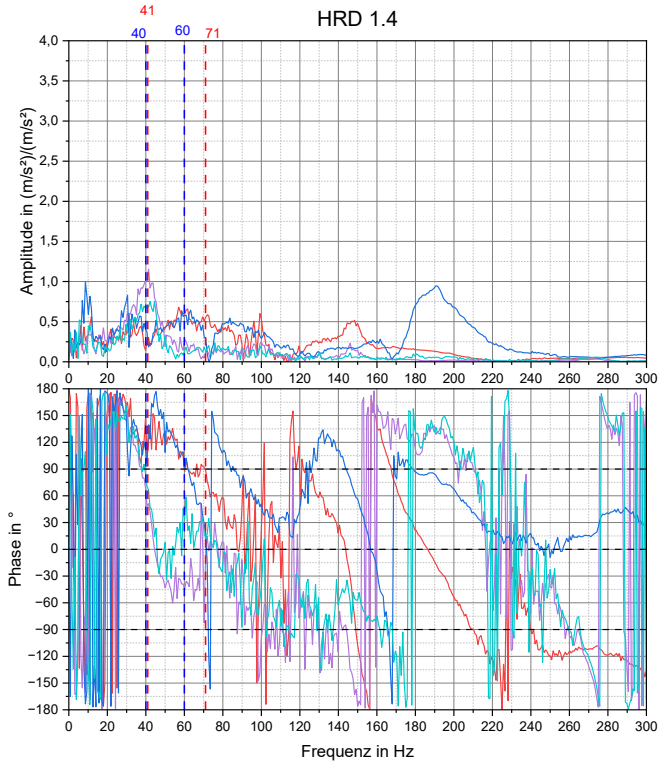


Abbildung 4-4: Exemplarische Messung mit nicht gegenüberliegenden BS-Positionen

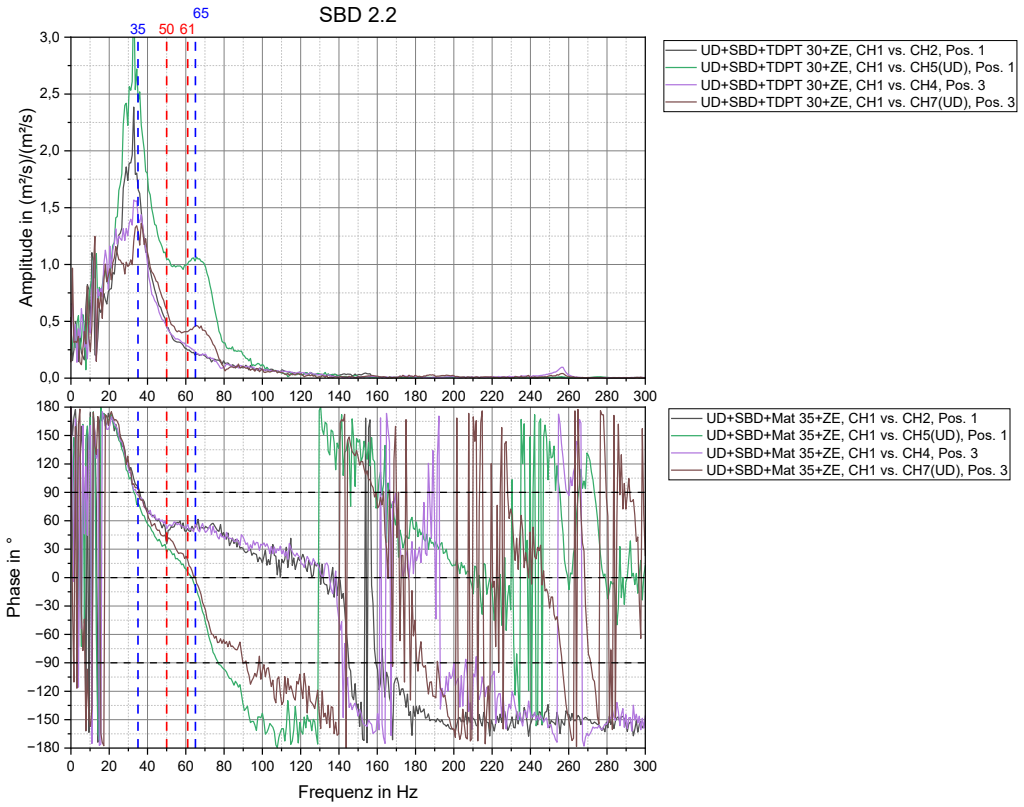


Abbildung 4-5: Exemplarische Messung mit Referenzpositionen 1und 3

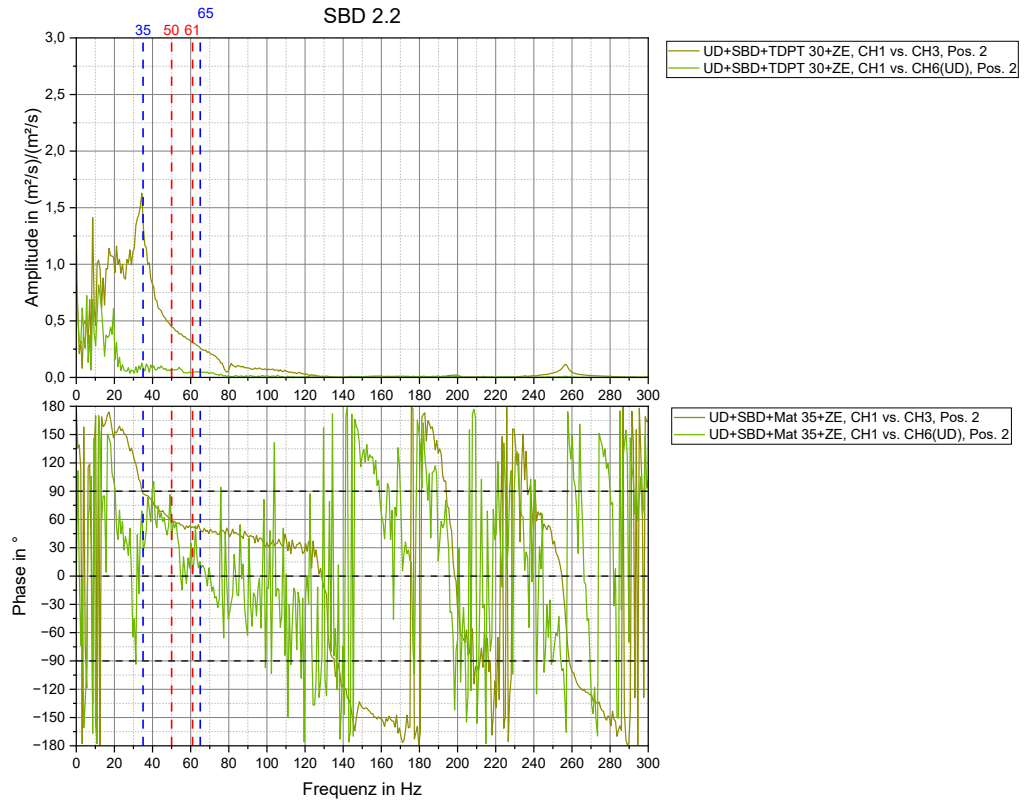


Abbildung 4-6: Exemplarische Messung mit Referenzposition 2

Werden die verbliebenen Messergebnisse analysiert, zeigt sich dabei, dass der prognostizierte Verlauf der Phasenverschiebung und Amplitude zwischen Referenz- und Antwort-BS bei mehrschaligen Systemen bei der entsprechenden Frequenz mit der Messung übereinstimmt. Bei zweischaligen Aufbauten ist diese Übereinstimmung bei einer Phasenverschiebung von $90°$ gegeben, da die entsprechende Phasenverschiebung bei der Resonanz eines Zweimassenschwingers $90°$ beträgt. Folgerichtig decken sich in Abbildung 4-7 Amplitudenpeak und Phasendurchgang bei $73\,Hz$.

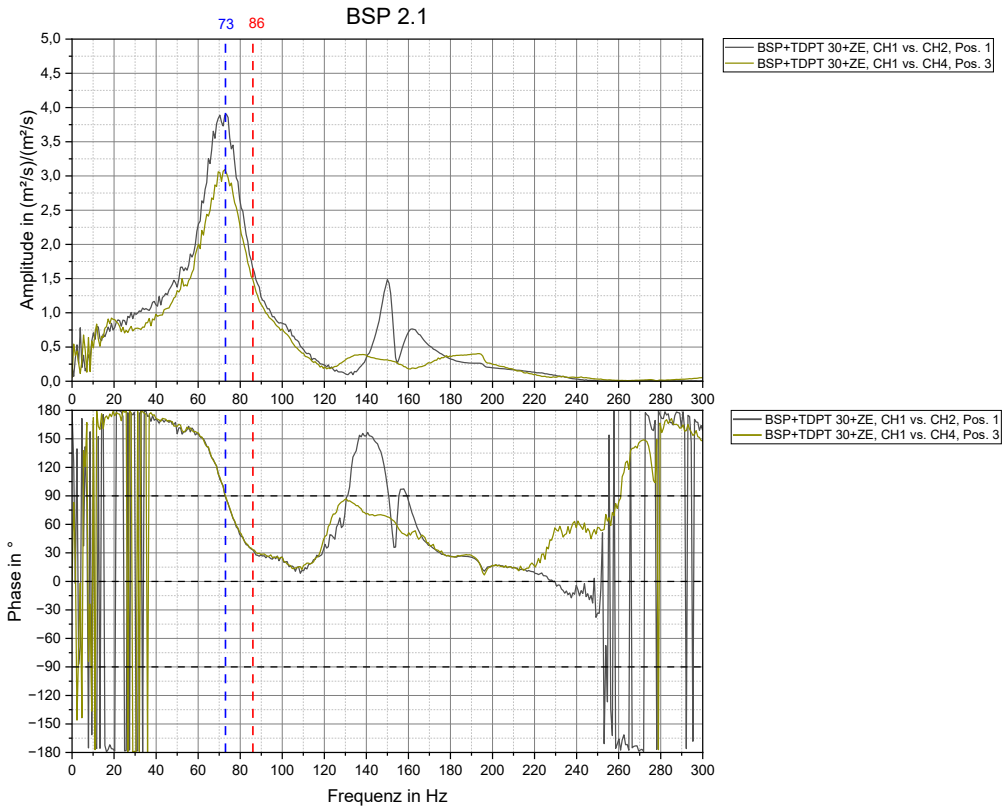


Abbildung 4-7: Übereinstimmung von Phasendurchgang und Amplitude bei zweischaligem Aufbau

Bei dreischaligen Aufbauten sind zwei Szenarien zu unterscheiden. Bei zwei SBD-Aufbauten (SBD 1.2 und SBD 2.2) liegt die Estrichresonanz rechnerisch unter der Unterdeckenresonanz. Dann ist bei der Estrichresonanz eine Phasenverschiebung von $90°$ und bei der höherliegenden Unterdeckenresonanz eine Phasenverschiebung von $270°$ zwischen Referenz und Antwort zu erwarten. Dies deckt sich mit der Charakteristik der in der Abbildung 4-8 dargestellten Messkurve (SBD 1.2). Hierbei befindet sich der prognostizierte Phasendurchgang der Estrichresonanz bei $90°$ (schwarze und violette Kurve) und der der Unterdeckenresonanz (blaue, grüne, braune Messkurve) bei ca. $220\,Hz$. Die Phasenverschiebung von $270°$ und der Amplitudenpeak decken sich in diesem Fall nicht exakt. Dieses Verhalten ist aber charakteristisch,

wenn beide Resonanzen nahe beieinander liegen. In diesem Fall liegt der Phasenverschiebung zwischen Estrich und Unterdecke nämlich zwischen 180° und 270°, sodass sich damit die 220° Phasenverschiebung erklären lassen. In diesem Fall ist es ratsamer, primär die Amplitudeninformation zu betrachten.

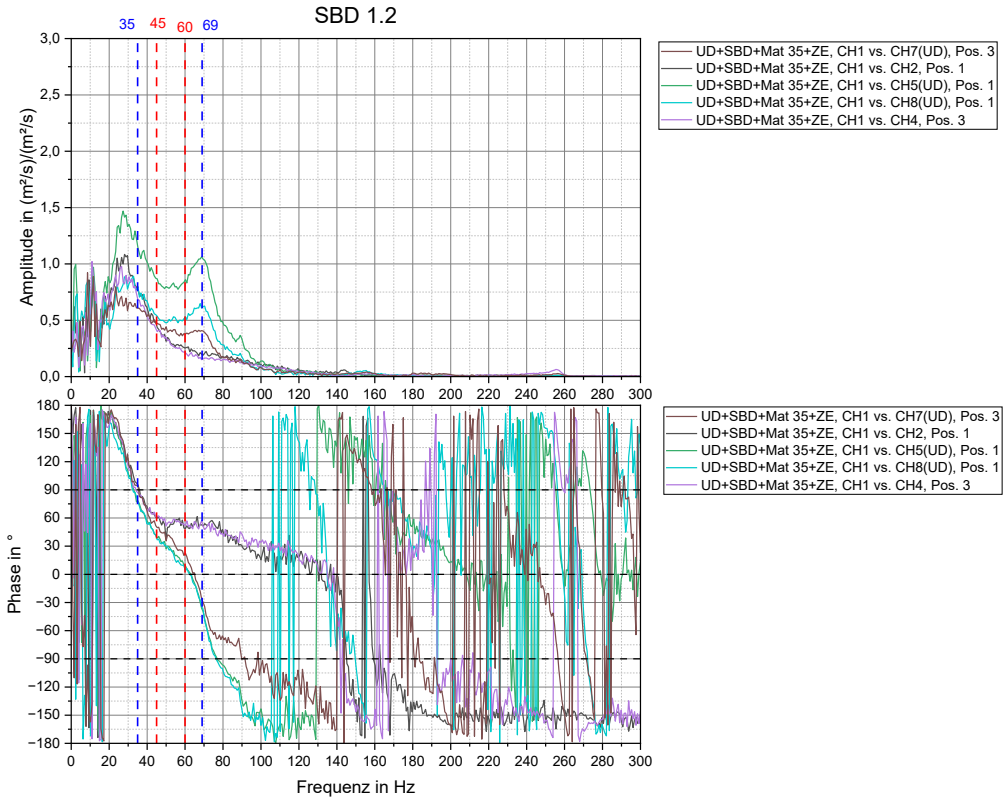


Abbildung 4-8: dreischaliger Aufbau mit tieferliegender Estrichresonanz; Estrichresonanz bei 35 Hz, Unterdeckenresonanz bei 69 Hz

Bei allen anderen dreischaligen Aufbauten in dieser Messreihe ist, mit Ausnahme der beiden zuvor genannten SBD-Aufbauten, die Unterdeckenresonanz die niedrigere Resonanz. Dann ist bei der Unterdeckenresonanz nur eine Phasenverschiebung von 90° zu beobachten. Dies ist mit den Messkurven übereinstimmend belegbar. In der Abbildung 4-8 ist exemplarisch erkenntlich, dass beim Amplitudenmaximum (grüne, blaue, braune Kurven) die Phasenverschiebung zwischen Estrich und Unterdecke exakt 90° beträgt. Erreicht man schließlich die Estrichresonanz, beträgt die Phasenverschiebung zwischen Estrich und Rohdecke nun auch 90° und die Phasenverschiebung zwischen Estrich und Unterdecke erhöht sich auf ca. 270°. Im Beispiel der Abbildung 4-9 deckt sich dementsprechend der Amplitudenpeak der Übertragungsfunktion der Estrichresonanz (schwarze und violette Kurve) mit dem Phasendurchgang bei 90°. Währenddessen erreicht die Phasenverschiebung zwischen Estrich und Unterdecke bei gleicher Frequenz die prognostizierten 270°.

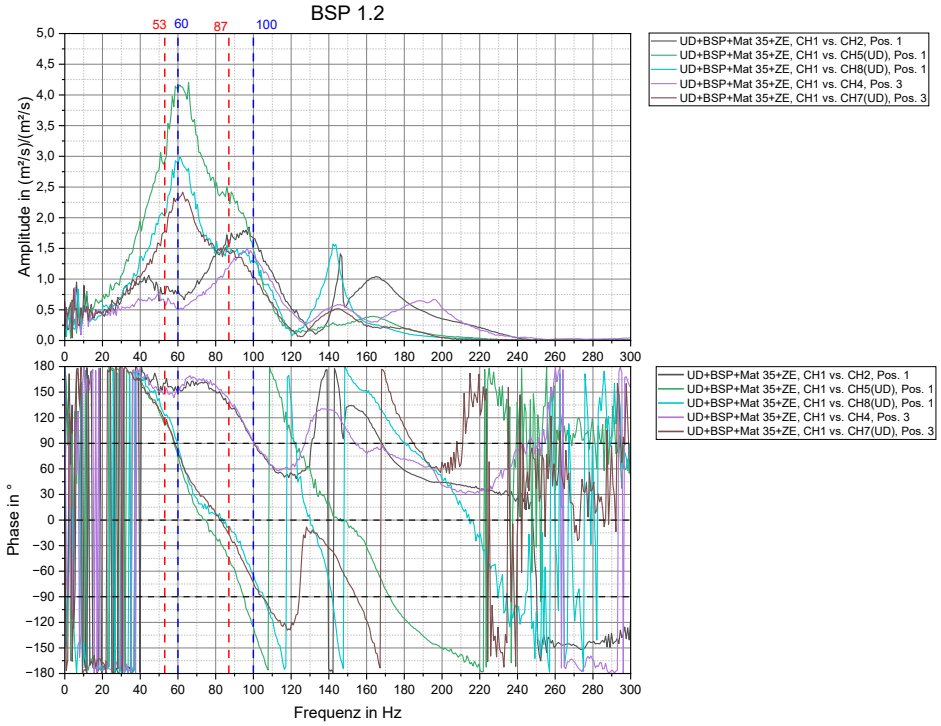


Abbildung 4-9: dreischaliger Aufbau mit tieferliegender Unterdeckenresonanz; Unterdeckenresonanz bei $60\ Hz$, Estrichresonanz bei $100\ Hz$

4.2.1 Ergebnisse für weiche Trittschalldämmungen

Bei der weiteren Analyse der einzelnen Bauteile kann bei den weichen Trittschalldämmungen eine gute Übereinstimmung der Berechnungs- und Messwerte beobachtet werden. Folglich ergeben sich hohe Bestimmtheitsmaße R^2 der Messwerte bei beiden Berechnungsverfahren. Somit ist eine Anordnung der Werte entlang der Winkelhalbierenden wie in Abbildung 4-10 festzustellen.

Das Verfahren nach Blevins weist dabei geringfügig höhere Berechnungs- als Messergebnisse auf. Dies kann als günstig bewertet werden, da sich dadurch bei der bauakustischen Planung von Decken eine erhöhte Sicherheit ergibt. Werte, bei denen die Berechnung höher liegt als die Messung, sind demnach in den nachfolgenden Tabellen grün gekennzeichnet. Im umgekehrten Fall werden diese rot gekennzeichnet.

Die Differenz zwischen Berechnung und Messung ist gegenüber dem vereinfachten Verfahren insgesamt um $3\ Hz$ größer. Jedoch streuen die Werte um $1\ Hz$ weniger um diesen Mittelwert (Tabelle 4-1).

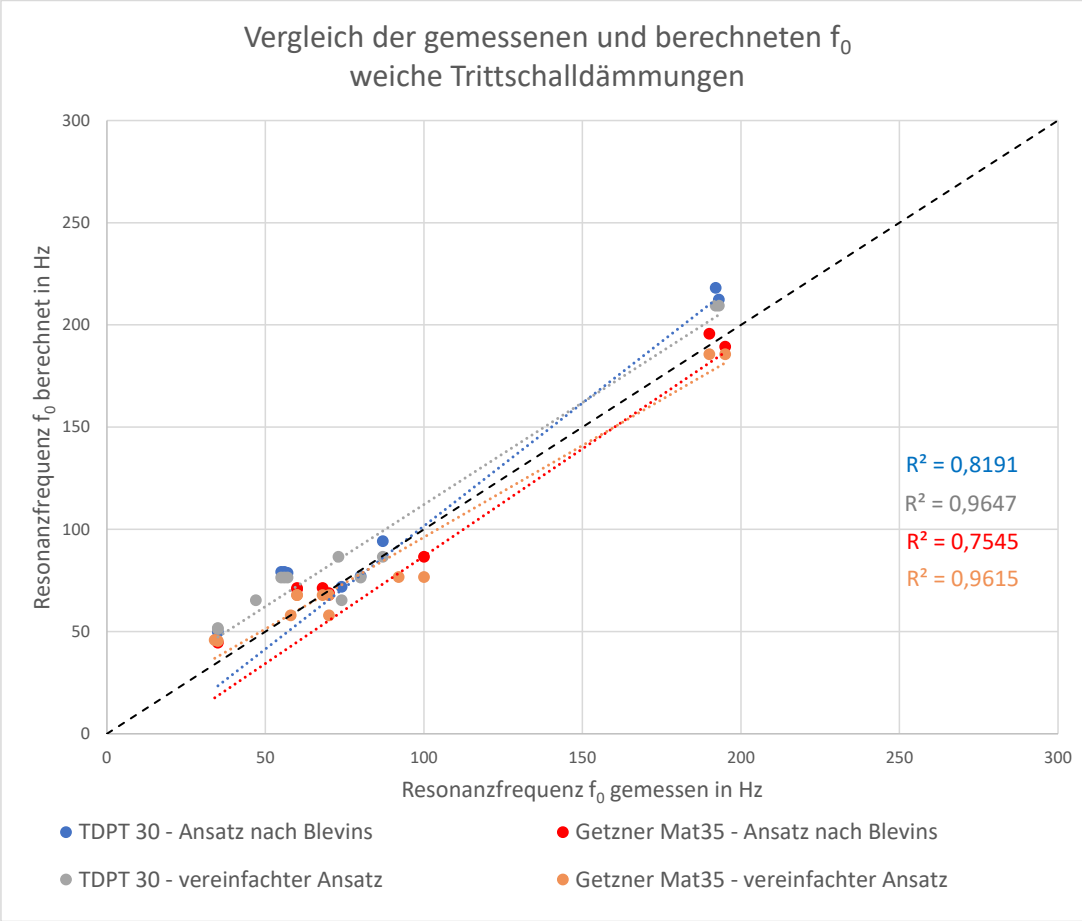


Abbildung 4-10: Vergleich der gemessenen und berechneten f_0: weiche Trittschalldämmungen

Es lässt sich feststellen, dass das gewählte Verfahren in der Lage ist, bei weichen Trittschalldämmungen die Resonanzfrequenz zu identifizieren. Amplitudenpeak und Phasendurchgänge können meist übereinstimmend bestimmt werden. Es ergibt sich dabei aber eine hohe Streuung mit einer Standardabweichung von bis zu $13\,Hz$, welche aber meist auf der positiven Seite liegen.

Tabelle 4-1: Auswertung weicher TSD

Aufbau	TSD	Berechnung in Hz		Mes-sung in Hz	Differenz in Hz	
		nach Blevins	vereinfachter Ansatz		nach Blevins	vereinfachter Ansatz
SBD 1.1	Mat35	-	46	34	-	12
SBD 1.2	Mat35	45	45	35	10	10
BSP 1.1	Mat35	-	77	92	-	-15
BSP 1.2	Mat35	87	77	100	-13	-23
BSP 1.3	Mat35	-	58	58	-	0
BSP 1.4	Mat35	68	58	70	-2	-12
HRD 1.1	Mat35	189	186	195	-6	-9
HRD 1.2	Mat35	196	186	190	6	-4
HRD 1.3	Mat35	69	68	70	-1	-2
HRD 1.4	Mat35	71	68	60	11	8
HRD 1.5	Mat35	71	68	68	3	0
HRD 1.6	Mat35	71	68	60	11	8
Standardabweichung					**8**	**11**
Mittelwert					**2**	**-2**
SBD 2.1	TDPT 30	-	52	35	-	17
SBD 2.2	TDPT 30	50	51	35	15	16
BSP 2.1	TDPT 30	-	86	73	-	13
BSP 2.2	TDPT 30	94	86	87	7	-1
BSP 2.3	TDPT 30	-	65	47	-	18
BSP 2.4	TDPT 30	72	65	74	-2	-9
HRD 2.1	TDPT 30	212	209	193	19	16
HRD 2.2	TDPT 30	218	209	192	26	17
HRD 2.3	TDPT 30	77	76	80	-3	-4
HRD 2.4	TDPT 30	79	76	57	22	19
HRD 2.5	TDPT 30	79	76	55	24	21
HRD 2.6	TDPT 30	79	76	56	23	20
Standardabweichung					**11**	**10**
Mittelwert					**15**	**12**
Standardabweichung Gesamt					**12**	**13**
Mittelwert Gesamt					**8**	**5**

4.2.2 Ergebnisse für harte Trittschalldämmungen

Harte TSD erlauben überwiegend keine Rückschlüsse für die Resonanz anhand der Messergebnisse. Die hohe dynamische Steifigkeit des EPS verschiebt die Resonanz dabei in höhere Frequenzbereiche, bei denen zudem Eigenmoden auftreten können. Dadurch wird es schwierig, die Resonanzfrequenz zu identifizieren. Beim Trockenestrich hingegen liegen bereits im tieffrequenten Frequenzbereich Eigenmoden vor. Diese weisen darüber hinaus betragsmäßig große Amplituden auf. Damit ist eine Einschränkung bei der Anwendung der hier gewählten Methodik bei Trockenestrichen gegeben.

Bei den wenigen Werten, die identifiziert werden können, ist aber anzumerken, dass die Berechnung mit einem Mittelwert von $60\,Hz$ deutlich über der Messung liegt. Dies ergibt wiederum mehr Sicherheit bei der Planung. Außerdem streuen die Werte bei beiden Verfahren stark um den Mittelwert (Tabelle 4-2).

Eine Bestimmung der Resonanzfrequenz mit Hilfe der Übertragungsfunktion bei den genannten harten Trittschalldämmungen ist somit mit einem hohen Fehler verbunden und somit eingeschränkt anwendbar.

Tabelle 4-2: Auswertung harter TSD

Aufbau	TSD	Berechnung in Hz		Mes-sung in Hz	Differenz in Hz	
		nach Blevins	vereinfachter Ansatz		nach Blevins	vereinfachter Ansatz
SBD 3.1	EPS 30	-	163	-	-	-
SBD 3.2	EPS 30	162	163	-	-	-
BSP 3.1	EPS 30	-	272	180	-	92
BSP 3.2	EPS 30	273	272	192	81	80
BSP 3.3	EPS 30	-	206	180	-	26
BSP 3.4	EPS 30	205	206	165	40	41
HRD 3.1	EPS 30	658	660	-	-	-
HRD 3.2	EPS 30	659	660	-	-	-
HRD 3.3	EPS 30	240	241	-	-	-
HRD 3.4	EPS 30	240	241	-	-	-
HRD 3.5	EPS 30	240	241	-	-	-
HRD 3.6	EPS 30	240	241	-	-	-
Standardabweichung					**29**	**32**
Mittelwert					**60**	**60**
SBD 4.1	Rigidur 45	-	170	-	-	-
SBD 4.2	Rigidur 45	170	79	-	-	-
BSP 4.1	Rigidur 45	-	201	-	-	-
BSP 4.2	Rigidur 45	201	133	150	51	-17
BSP 4.3	Rigidur 45	-	181	-	-	-
BSP 4.4	Rigidur 45	180	100	-	-	-
HRD 4.1	Rigidur 45	355	321	-	-	-
HRD 4.2	Rigidur 45	358	321	-	-	-
HRD 4.3	Rigidur 45	190	117	-	-	-
HRD 4.4	Rigidur 45	190	117	-	-	-
HRD 4.5	Rigidur 45	190	117	-	-	-
HRD 4.6	Rigidur 45	190	117	-	-	-
Standardabweichung					-	-
Mittelwert					-	-
Standardabweichung Gesamt					**21**	**44**
Mittelwert Gesamt					**57**	**44**

4.2.3 Ergebnisse für Direktschwingabhänger

Werden die DSA betrachtet, ist festzustellen, dass bei den HRD durchwegs die Differenz positiv ist (grüne Werte) und vor allem bei der SBD negativ ist. In der Praxis ergeben sich somit größere Sicherheiten bei der Verwendung von DSA bei HRD-Decken. Bei der SBD scheint die hohe Differenz beider Flächenmassen die errechnete Resonanzfrequenz f_0 leicht zu überschätzen. Im Mittel ergibt sich nach Tabelle 4-3 eine geringe Differenz von $1\,Hz$ beim Verfahren nach Blevins und $2\,Hz$ beim vereinfachten Verfahren. Auch betragsmäßig sind bei den einzelnen Werten meist geringe Differenzen festzustellen. Die Standardabweichung beträgt jeweils $5\,Hz$. Einige wenige Werte weisen hingegen große Differenzen von bis zu $14\,Hz$ auf. Diese stammen von Aufbauten mit Trockenestrich oder EPS-Trittschalldämmung, bei denen bereits die Estrichresonanz große Differenzen zeigt. Dementsprechend liegt hier nahe, dass ein Einfluss dieser Trittschalldämmungen besteht. Insgesamt betrachtet konsolidieren die geringen Werte aber damit die Anwendbarkeit des gewählten Verfahrens bei Unterdecken mit DSA. Außerdem ist hier festzustellen, dass der vereinfachte Ansatz und das Berechnungsverfahren nach Blevins kaum Unterschiede vorweisen.

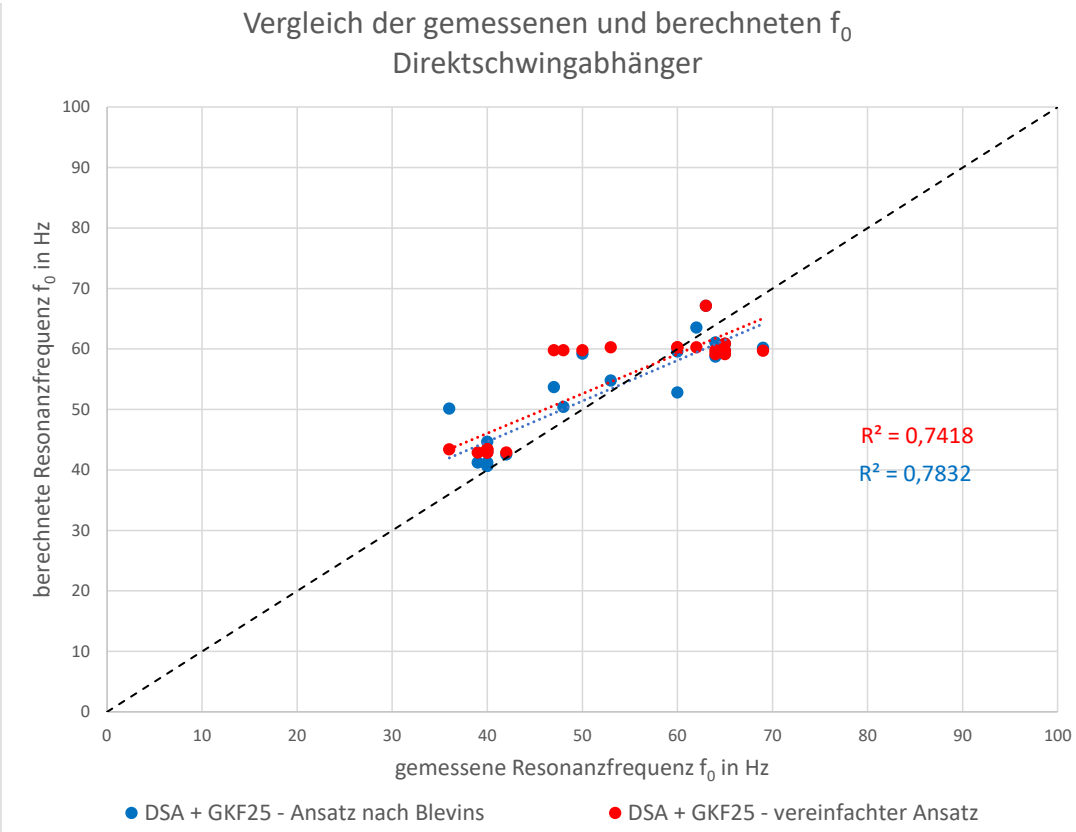


Abbildung 4-11: Vergleich der gemessenen und berechneten f_0: Direktschwingabhänger DSA

Tabelle 4-3: Auswertung der Direktschwingabhänger

Aufbau	TSD	Berechnung in Hz		Mes-sung in Hz	Differenz in Hz	
		nach Blevins	vereinfachter Ansatz		nach Blevins	vereinfachter Ansatz
SBD 1.2	DSA	60	60	64	-4	-4
SBD 2.2	DSA	61	61	65	-4	-4
SBD 3.2	DSA	59	59	64	-5	-5
SBD 4.2	DSA	59	59	65	-6	-6
SBD 5.1	DSA	60	60	65	-5	-5
BSP 1.2	DSA	53	60	60	-7	0
BSP 1.4	DSA	50	60	48	2	12
BSP 2.2	DSA	55	60	53	2	7
BSP 2.4	DSA	54	60	47	7	13
BSP 3.2	DSA	60	60	60	0	0
BSP 3.4	DSA	59	60	50	9	10
BSP 4.2	DSA	64	60	62	2	-2
BSP 4.4	DSA	61	60	64	-3	-4
BSP 5.1	DSA	67	67	63	4	4
HRD 1.2	DSA	41	43	40	1	3
HRD 1.4	DSA	41	43	40	1	3
HRD 2.2	DSA	41	43	40	1	3
HRD 2.4	DSA	41	43	39	2	4
HRD 3.2	DSA	43	43	40	3	3
HRD 3.4	DSA	43	43	42	1	1
HRD 4.2	DSA	50	43	36	14	7
HRD 4.4	DSA	45	43	40	5	3
Standardabweichung					**5**	**5**
Mittelwert					**1**	**2**

4.2.4 Ergebnisse für Federschienen

Bei der Federschiene, die nur bei der HRD zur Verwendung kommt, wird zwischen einer fest angeschraubten (FS) und einer lose im Schraubenkopf hängender Federschiene (FS hä.) unterschieden. Die Berechnung erfolgt bei beiden Varianten identisch. Den Messergebnissen nach ist dabei aber kein signifikanter Einfluss auf die Lage der Resonanzfrequenz ersichtlich. Der Größenunterschied bei der Standardabweichung und dem Mittelwert der Differenz ist minimal (Tabelle 4-4). Alle Werte ordnen sich in der Abbildung 4-12 entlang der Winkelhalbierenden an, was den geringen Differenzen zwischen Messung und Berechnung entspricht.

Die geringe Standardabweichung von $2\,Hz$ und der Mittelwert der Differenz von $1\,Hz$ bzw. $2\,Hz$ deuten darauf hin, dass die tatsächlichen Resonanzfrequenzen durch die Methodik sehr gut abgebildet werden können.

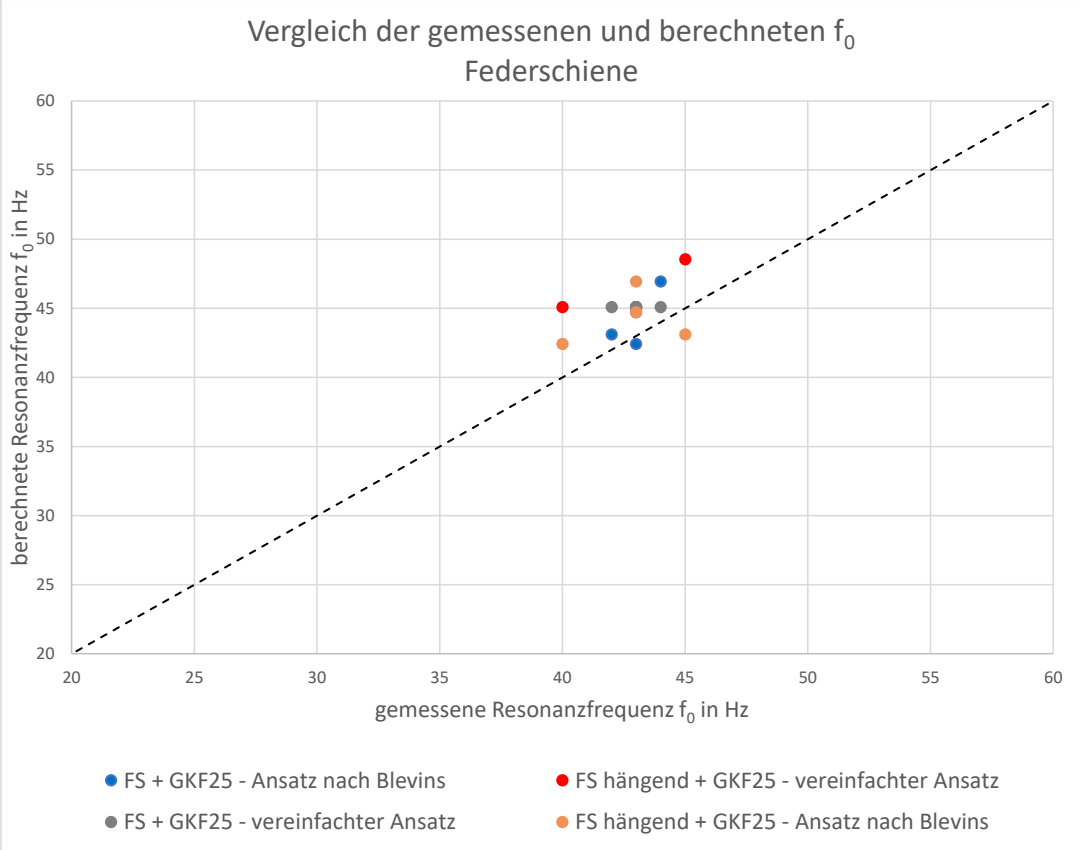


Abbildung 4-12: Vergleich der gemessenen und berechneten f_0: Federschiene

Tabelle 4-4: Auswertung der Federschiene

Aufbau	Abhängung	Berechnung in Hz		Messung in Hz	Differenz in Hz	
		nach Blevins	vereinfachter Ansatz		nach Blevins	vereinfachter Ansatz
HRD 1.5	FS	42	45	43	-1	2
HRD 2.5	FS	43	45	42	1	3
HRD 3.5	FS	45	45	43	2	2
HRD 4.5	FS	47	45	44	3	1
Standardabweichung					1	1
Mittelwert					1	2
HRD 1.6	FS hä.	42	45	40	2	5
HRD 2.6	FS hä.	43	49	45	-2	4
HRD 3.6	FS hä.	45	45	43	2	2
HRD 4.6	FS hä.	47	45	43	4	2
Standardabweichung					2	2
Mittelwert					1	3
Standardabweichung Gesamt					2	2
Mittelwert Gesamt					1	2

4.2.5 Ergebnisse für Direktlattung

Es ist erkennbar, dass bei der Direktlattung die Berechnung höhere und damit günstigere Werte vorweist als die Messung. Diese liegen im Mittel ca. $24\,Hz$ unter denen der Messung (Tabelle 4-5). Grund hierfür ist, dass bei der Berechnung der dynamischen Steifigkeit des Hohlraumes nur die Luftschicht und näherungsweise die FS zugrunde gelegt wird. In Realität ist die dynamische Steifigkeit aufgrund der vergleichsweisen starren Kopplung durch die Lattung um ein Vielfaches höher. Dadurch ergeben sich höhere Messergebnisse. Dies spiegelt sich auch an der Anordnung der Werte in Abbildung 4-13 wider.

Zudem ist festzustellen, dass beim Vergleich mit den errechneten Eigenfrequenzen der GKF 12,5 (Anhang C-2) beim Achsabstand e von $0{,}4\,m$ die erste Eigenmode bei ca. $90\,Hz$ liegt. Da die Platte durch die Verschraubung und relativ starre Kopplung durch die Latten als beidseitig aufgelegt anzusehen ist, kann die Resonanzfrequenz erst dann auftreten, wenn die erste Eigenmode $f_{1,1}$ auftritt. Denn die Beplankung zwischen der Befestigung kann nur dann schwingen, wenn dies die Lage der Eigenmode zulässt. Somit ist unterhalb von $f_{1,1}$ die Platte nicht fähig, in Resonanz zu schwingen, obwohl diese rechnerisch unterhalb der Eigenfrequenz liegen würde. Dadurch wird statt der Resonanzfrequenz in Realität mehr die Eigenfrequenz gemessen.

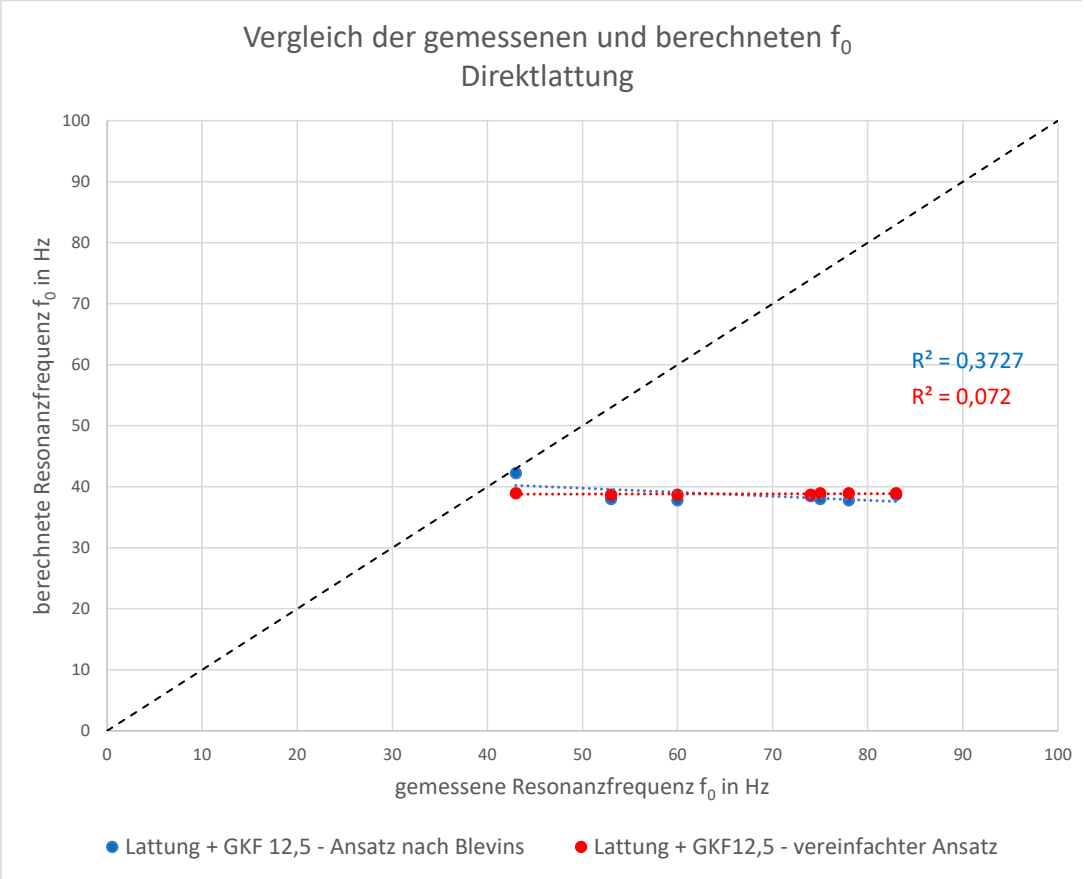


Abbildung 4-13: Vergleich der gemessenen und berechneten f_0: Direktlattung

Tabelle 4-5: Auswertung der Direktlattung

Aufbau	Abhängung	Berechnung in Hz		Messung in Hz	Differenz in Hz	
		nach Blevins	vereinfachter Ansatz		nach Blevins	vereinfachter Ansatz
HRD 1.1	Lattung	38	39	78	-40	-39
HRD 1.3	Lattung	38	39	60	-22	-21
HRD 2.1	Lattung	38	39	75	-37	-36
HRD 2.3	Lattung	38	39	53	-15	-14
HRD 3.1	Lattung	39	39	83	-44	-44
HRD 3.3	Lattung	38	39	74	-36	-35
HRD 4.1	Lattung	42	39	43	-1	-4
HRD 4.3	Lattung	39	39	-	-	-
Standardabweichung					18	17
Mittelwert					-24	-24

4.2.6 Ergebnisse für Unterdeckenresonanzen zweischaliger Aufbauten

Gemeint sind hier alle Aufbauten ohne Estrich, bei denen somit als zweischaliges System die Unterdeckenresonanz gemessen wird. Insgesamt ergibt sich hierbei eine mittlere Differenz von vergleichsweisen hohen $13\,Hz$ mit einer Standardabweichung von $14\,Hz$ (Tabelle 4-6). Diese Werte sind im Vergleich zu den vorherigen Ergebnissen als hoch anzusehen. Ursächlich dafür ist hauptsächlich die HRD, die eine mittlere Differenz von $23\,Hz$ aufweist. Die Messung ist dabei niedriger als die Berechnung. Außerdem sind die Messwerte sogar tiefer als die entsprechende Messung mit zusätzlicher Estrichauflage. Da eine Erhöhung der Resonanzfrequenz bei einer Erhöhung der Massen den physikalischen Gesetzmäßigkeiten widerspricht, ist davon auszugehen, dass dafür ein anderes Phänomen ursächlich ist.

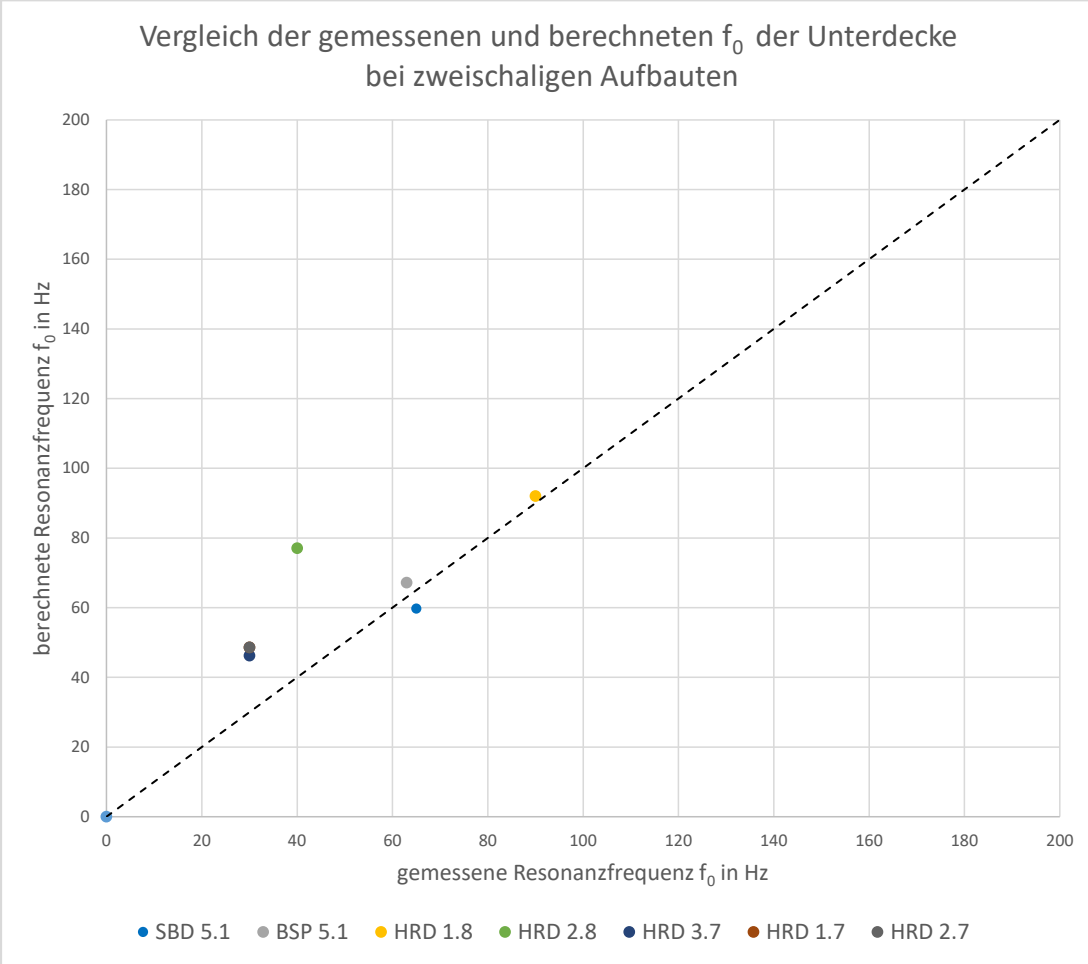


Abbildung 4-14: Vergleich gemessener und berechneter f_0 der Unterdecke bei zweischaligen Aufbauten

Tabelle 4-6: Auswertung der Unterdeckenresonanz zweischaliger Aufbauten

Aufbau	Abhängung	Berechnung in Hz	Messung in Hz	Differenz in Hz
		vereinfachter Ansatz		vereinfachter Ansatz
SBD 5.1	DSA	60	65	-5
BSP 5.1	DSA	67	63	4
HRD 1.8	Lattung	92	90	2
HRD 2.8	DSA	77	40	37
HRD 3.7	DSA	46	30	16
HRD 1.7	FS	49	30	19
HRD 2.7	FS hä.	49	30	19
Standardabweichung				**14**
Mittelwert				**13**

Da in Abbildung 4-15 die Federschiene bei der Phasenverschiebung zweimal einen 90°-Durchgang aufweist, deutet dies darauf hin, dass dort zwei Resonanzen auftreten. Zum einen tritt eine Resonanz bei $30\ Hz$ auf, bei der nur die Luftschicht die Feder bildet, zum anderen eine Resonanz mit der dynamischen Steifigkeit aus Luftschicht und den Federschienen, die miteinander parallelgeschalten sind. Die zweite zu beobachtende Resonanz mit ca. $49\ Hz$ liegt dabei geringfügig höher als die des entsprechenden dreischaligen Aufbaus mit Estrichauflage. Somit liegt nahe, dass dies die gleiche Resonanz ist, die auch bei den dreischaligen Aufbauten auftritt.

Bei den DSA-Decken ist ein derartiges Verhalten nicht zu beobachten. Es scheint sich die dynamische Steifigkeit s' nur mit der Federsteifigkeit der DSA abzuzeichnen. Trotzdem ist in weiteren Untersuchungen zu klären, warum die untere der beiden Resonanzen bei der FS beim entsprechenden dreischaligen Aufbau nicht zur Erscheinung kommt.

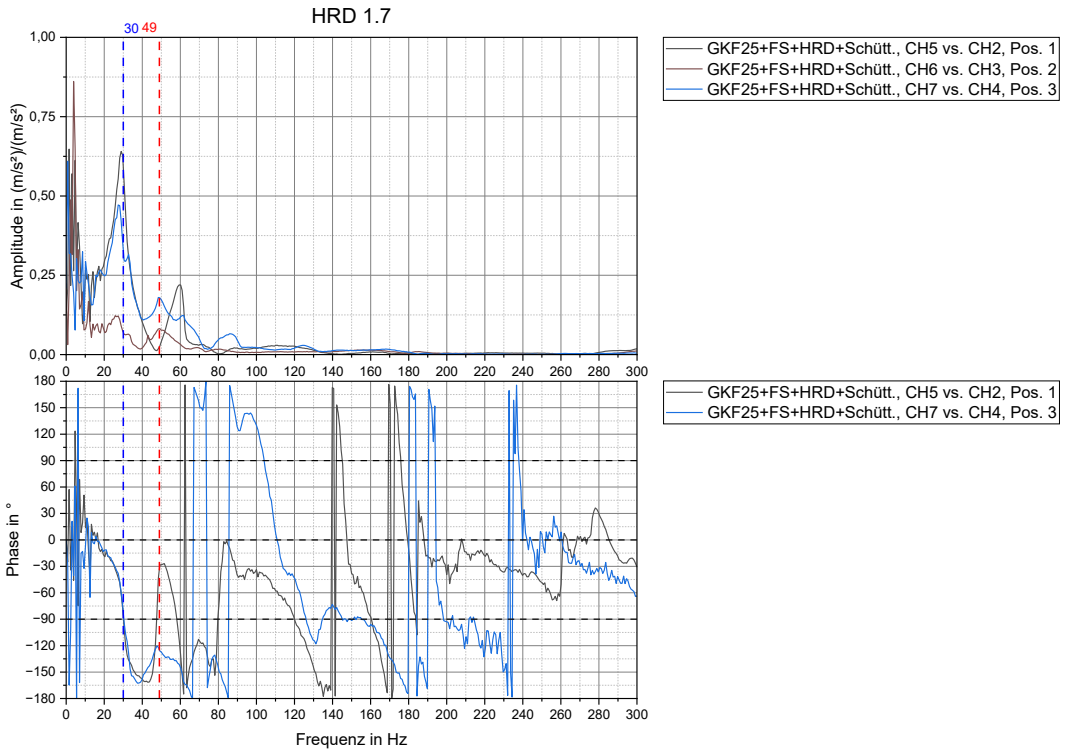


Abbildung 4-15: FS bei zweischaligem Aufbau

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im Zuge dieser Bachelorarbeit wurden die Resonanzfrequenzen und deren Identifikation bei Stahlbetondecken und insbesondere Holzdecken untersucht. Die dazu notwendigen Messungen wurden im Akustik Center Austria in Stetten durchgeführt. Es wurde dabei eine Vielzahl an Aufbauten gemessen, die sich aus unterschiedlichen Kombinationen verschiedener Unterdeckensystemen, Estrichen und Trittschalldämmungen ergibt.

Zur Bestimmung der Resonanz wird die Übertragungsfunktion verwendet, aus derer sich die Amplitude und die Phasenverschiebung der Bauteile berechnen lässt. Mit Hilfe derer wird die Lage der Resonanzfrequenzen bestimmt und mit den Ergebnissen der vorhandenen Berechnungsverfahren verglichen. Darüber hinaus wird der Einfluss der verschiedenen Bauteile auf die Messung und die Anwendbarkeit des Verfahrens untersucht.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das Verfahren in der Lage ist, über die Übertragungsfunktion und deren Amplituden- und Phaseninformation die Resonanzfrequenz zu bestimmen. Der prognostizierte Verlauf der Amplitude und der Phasenverschiebung deckt sich meist mit den beobachteten Werten. Jedoch gibt es deutliche Unterschiede bei den verschiedenen Trittschalldämmungen.

Bei den weichen Trittschalldämmungen ergeben sich geringe Differenzen zwischen Berechnung und Messung und somit eine gute Anwendbarkeit der Methodik. Die Getzner Mat35 zeigt dabei sowohl eine etwas geringere Abweichung von der Berechnung also auch generell geringere Berechnungsergebnisse wie die Isover TDPT30. Dies ist auf die geringere dynamische Steifigkeit und die größere Dämpfung der Mat35 zurückzuführen. Die Berechnung liegt meist über der Messung, sodass sich eine größere Sicherheit bei der bauakustischen Auslegung von Decken in der Praxis ergibt.

Deutliche Einschränkungen bei der Anwendbarkeit der Methodik ergeben sich hingegen bei den harten Trittschalldämmungen. Es ist überwiegend nicht möglich, Anhaltspunkte zur Identifikation der Resonanzfrequenz zu finden. Ein Grund ist beim Rigidur MW45 das tieffrequente Auftreten von Eigenmoden. Das Messverfahren ist für diese Arten der Trittschalldämmung bzw. Estrichsystemen nur bedingt zu empfehlen und mit einem hohen Fehler verbunden.

Sehr geringe Differenzen zwischen der Berechnung und Messung weisen die Unterdecken mit DSA und FS auf. Hierbei ist auffällig, dass bei den DAS bei der SBD die Berechnung höher ist als das Ergebnis, während bei den Holzdecken eine gegensätzliche Erscheinung auftritt.

Im Hinblick auf die Lage der Resonanzfrequenz kann durch die Messwerte kein signifikanter Unterschied zwischen festangezogener FS und im Schraubenkopf hängender FS beobachtet werden.

Bei der Direktlattung ist nachweisbar die dynamische Steifigkeit zu niedrig angesetzt. In den Messungen zeigen sich höhere Messergebnisse und damit eine hohe Differenz zur Berechnung. Messwerte, die im selben Bereich wie die berechneten Eigenmoden liegen, sind ein Indiz dafür, dass dort nur die erste Eigenmode gemessen wird. Ursächlich ist, dass unterhalb der ersten Eigenmode die Resonanz gar nicht zum Schwingen angeregt werden kann.

Die Messergebnisse führen außerdem zur Empfehlung, bei den Holzbalkendecken zur Auswertung nur Übertragungsfunktionen gegenüberliegender Beschleunigungssensoren zu verwenden. Eine versetzte Anordnung über die Balkenlage hinweg führt zu einer fehlerhaften Messung, die die Resonanz nicht richtig abbildet.

Des Weiteren ist eine randnahe Positionierung der Beschleunigungssensoren zu vermeiden. Grund hierfür ist die überhöhte Auslenkung an den Plattenrändern, sodass verrauschte Werte erzeugt werden. Eine angepasste Positionierung der Sensoren minimiert zudem den Einfluss von Eigenmoden im betrachteten Bereich.

Weiterführende Untersuchungen müssen klären, aus welchem Grund die große Differenz zwischen Berechnung und Messung bei der Unterdeckenresonanz der zweischaligen Aufbauten auftritt. Hierbei sollte auf der Rohdecke ebenfalls ein Referenzsensor befestigt sein, um die Ergebnisse mit denen der dreischaligen Aufbauten zu vergleichen. Dahingehend muss geklärt werden, ob die Positionierung der Referenz nur auf dem Estrich einen systematischen Fehler darstellt.

Zudem müssen die gewonnenen Erkenntnisse auf Decken mit größeren Abmessungen transferiert werden. Das dabei stärker zu erwartende Auftreten von Eigenmoden stellt eine Herausforderung für das Messverfahren dar. Unterschiedliche Grundrissformen, Unterzüge und zum Teil unbekannte Deckenaufbauten sind weitere erschwerende Bedingungen, die bei In-Situ-Messung auftreten. Dahingehend muss die Verlässlichkeit der Messsystematik überprüft und nachgewiesen werden. Außerdem könnten weitere Arten der Anregung wie zum Beispiel mit dem japanischen Gummiball oder dem Normhammerwerk sinnvoll sein, um gezielt den relevanten Frequenzbereich anregen zu können.

Außerdem ist die Fragestellung zu klären, welche Resonanz für das Ziel, die Nachweisführung mit Hilfe der Resonanzfrequenz zu erbringen, relevant ist. In der ÖNORM 8115-5 wird bisher dazu die „maximale Resonanzfrequenz“ definiert, wobei unklar bleibt, welche damit gemeint ist. Bei den in dieser Versuchsreihe gemessenen Holzdecken ist stets die Unterdeckenresonanz die untere Resonanz. Diese ist dabei meist zufriedenstellend nachzuweisen. Da zudem bereits über der unteren Resonanz eine Verbesserung der Schalldämmung eintritt, ist die Erbringung des Nachweises durch die untere Resonanz günstig und wünschenswert.

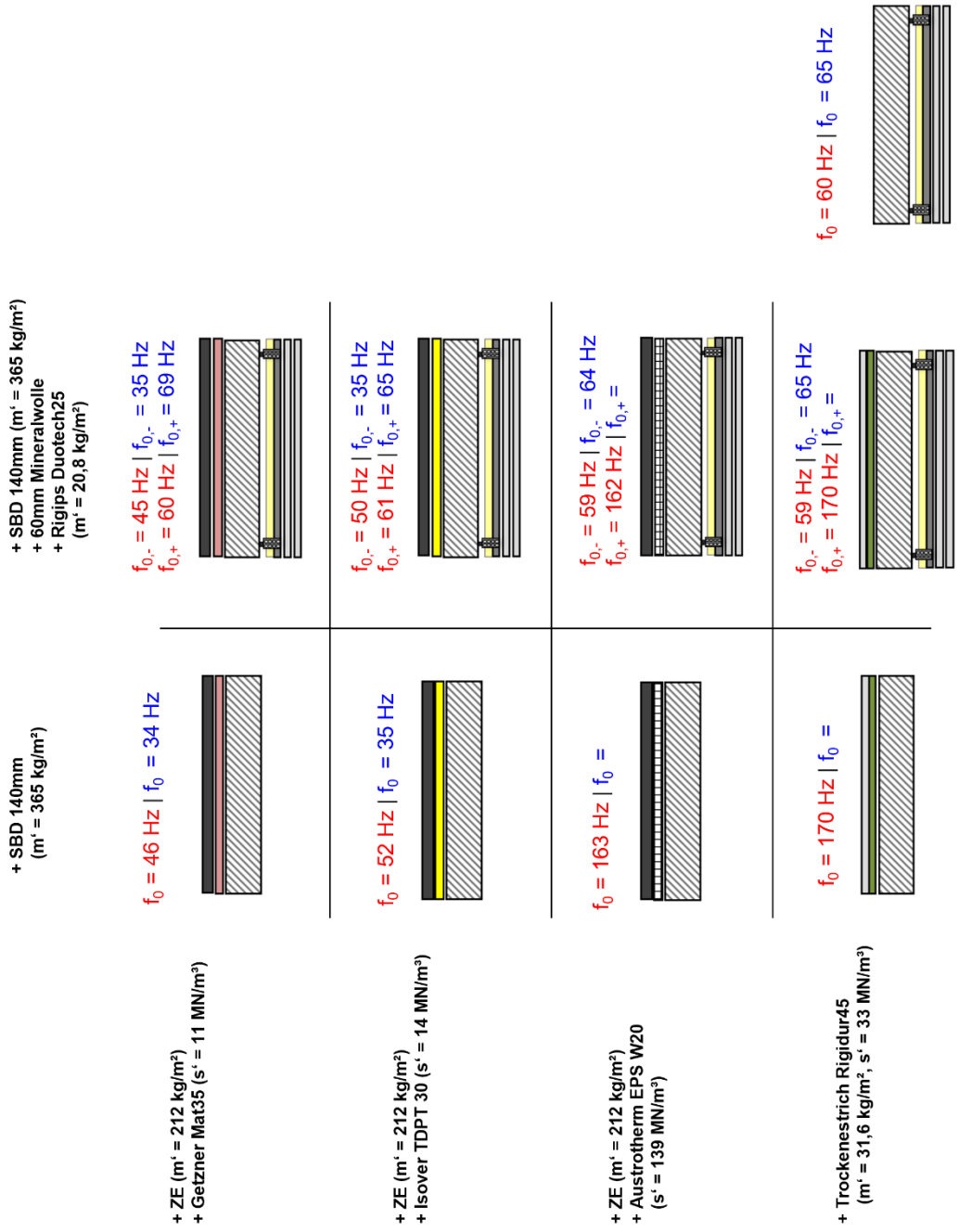
Anhang

Anhang A: Ergebnisübersicht

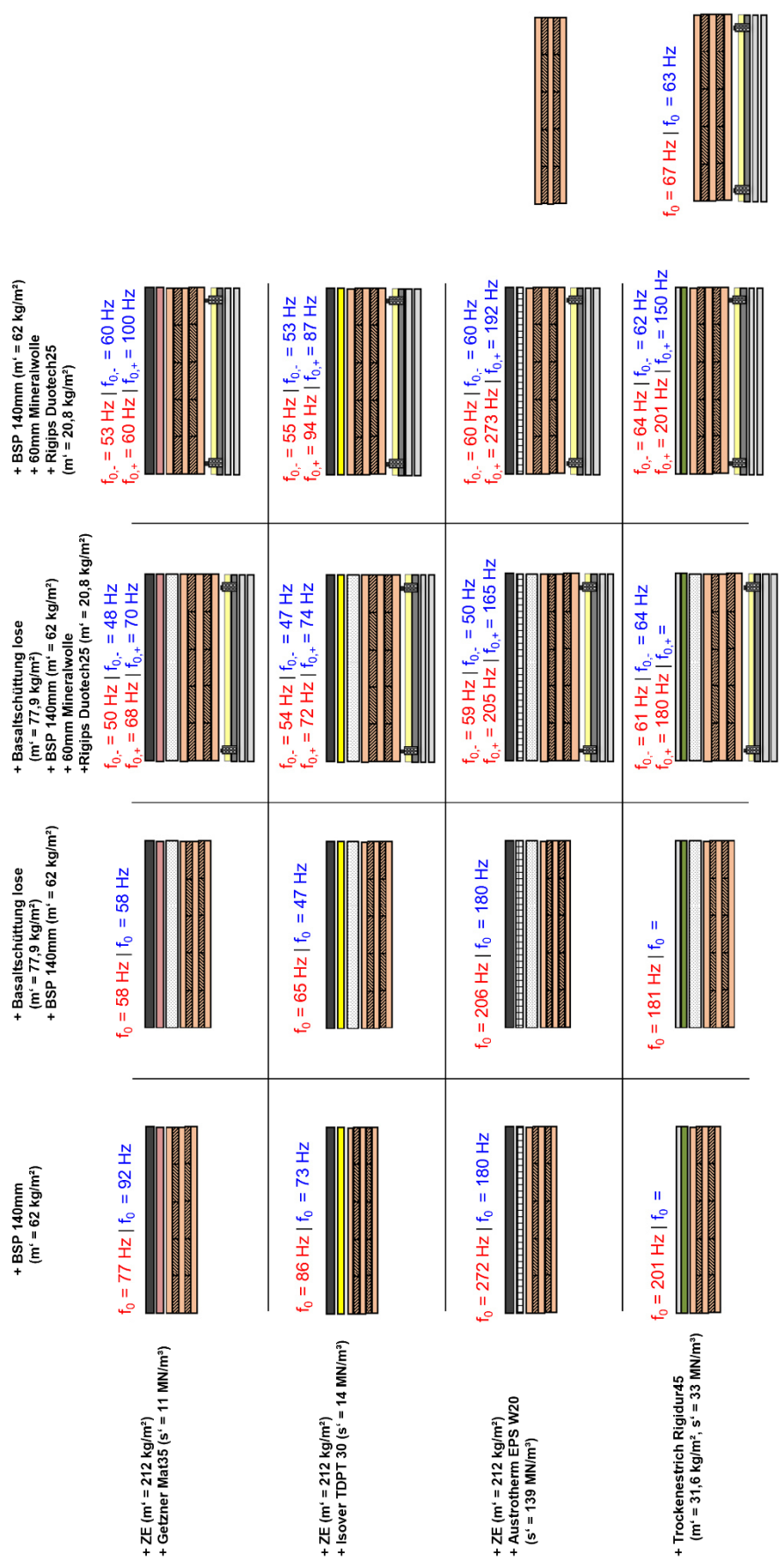
Anhang A-1: Tabellarische Ergebnisübersicht

Aufbauten	Berechnung nach Blevins		Berechnung vereinfachter Ansatz		Messung	
	$f_{0,-}$	$f_{0,+}$	$f_{0,Unterdecke}$	$f_{0,Estrich}$	$f_{0,-}$	$f_{0,+}$
SBD 1.1	-	-	-	46 Hz	34 Hz	--
SBD 1.2	45 Hz	60 Hz	60 Hz	45 Hz	35 Hz	69 Hz
SBD 2.1	-	-	-	52 Hz	35 Hz	--
SBD 2.2	50 Hz	61 Hz	61 Hz	51 Hz	35 Hz	65 Hz
SBD 3.1	-	-	-	163 Hz	--	--
SBD 3.2	59 Hz	162 Hz	59 Hz	163 Hz	64 Hz	--
SBD 4.1	-	-	-	170 Hz	--	--
SBD 4.2	59 Hz	170 Hz	59 Hz	79 Hz	65 Hz	--
SBD 5.1	-	-	60 Hz	-	65 Hz	--
BSP 1.1	-	-	-	77 Hz	92 Hz	--
BSP 1.2	53 Hz	87 Hz	60 Hz	77 Hz	60 Hz	100 Hz
BSP 1.3	-	-	-	58 Hz	58 Hz	--
BSP 1.4	50 Hz	68 Hz	60 Hz	58 Hz	48 Hz	70 Hz
BSP 2.1	-	-	-	86 Hz	73 Hz	--
BSP 2.2	55 Hz	94 Hz	60 Hz	86 Hz	53 Hz	87 Hz
BSP 2.3	-	-	-	65 Hz	47 Hz	--
BSP 2.4	54 Hz	72 Hz	60 Hz	65 Hz	47 Hz	74 Hz
BSP 3.1	-	-	-	272 Hz	180 Hz	--
BSP 3.2	60 Hz	273 Hz	60 Hz	272 Hz	60 Hz	192 Hz
BSP 3.3	-	-	-	206 Hz	180 Hz	--
BSP 3.4	59 Hz	205 Hz	60 Hz	206 Hz	50 Hz	165 Hz
BSP 4.1	201 Hz	-	-	201 Hz	-	--
BSP 4.2	64 Hz	201 Hz	60 Hz	133 Hz	62 Hz	150 Hz
BSP 4.3	-	-	-	181 Hz	-	--
BSP 4.4	61 Hz	180 Hz	60 Hz	100 Hz	64 Hz	--
BSP 5.1	-	-	67 Hz	-	63 Hz	--
HRD 1.1	38 Hz	189 Hz	39 Hz	186 Hz	78 Hz	195 Hz
HRD 1.2	41 Hz	196 Hz	43 Hz	186 Hz	40 Hz	190 Hz
HRD 1.3	38 Hz	69 Hz	39 Hz	68 Hz	60 Hz	70 Hz
HRD 1.4	41 Hz	71 Hz	43 Hz	68 Hz	40 Hz	60 Hz
HRD 1.5	42 Hz	71 Hz	45 Hz	68 Hz	43 Hz	68 Hz
HRD 1.6	42 Hz	71 Hz	45 Hz	68 Hz	40 Hz	60 Hz
HRD 1.7	-	-	49 Hz	-	30 Hz	--
HRD 1.8	-	-	92 Hz	-	90 Hz	--
HRD 2.1	38 Hz	212 Hz	39 Hz	209 Hz	75 Hz	193 Hz
HRD 2.2	41 Hz	218 Hz	43 Hz	209 Hz	40 Hz	192 Hz
HRD 2.3	38 Hz	77 Hz	39 Hz	76 Hz	53 Hz	80 Hz
HRD 2.4	41 Hz	79 Hz	43 Hz	76 Hz	39 Hz	57 Hz

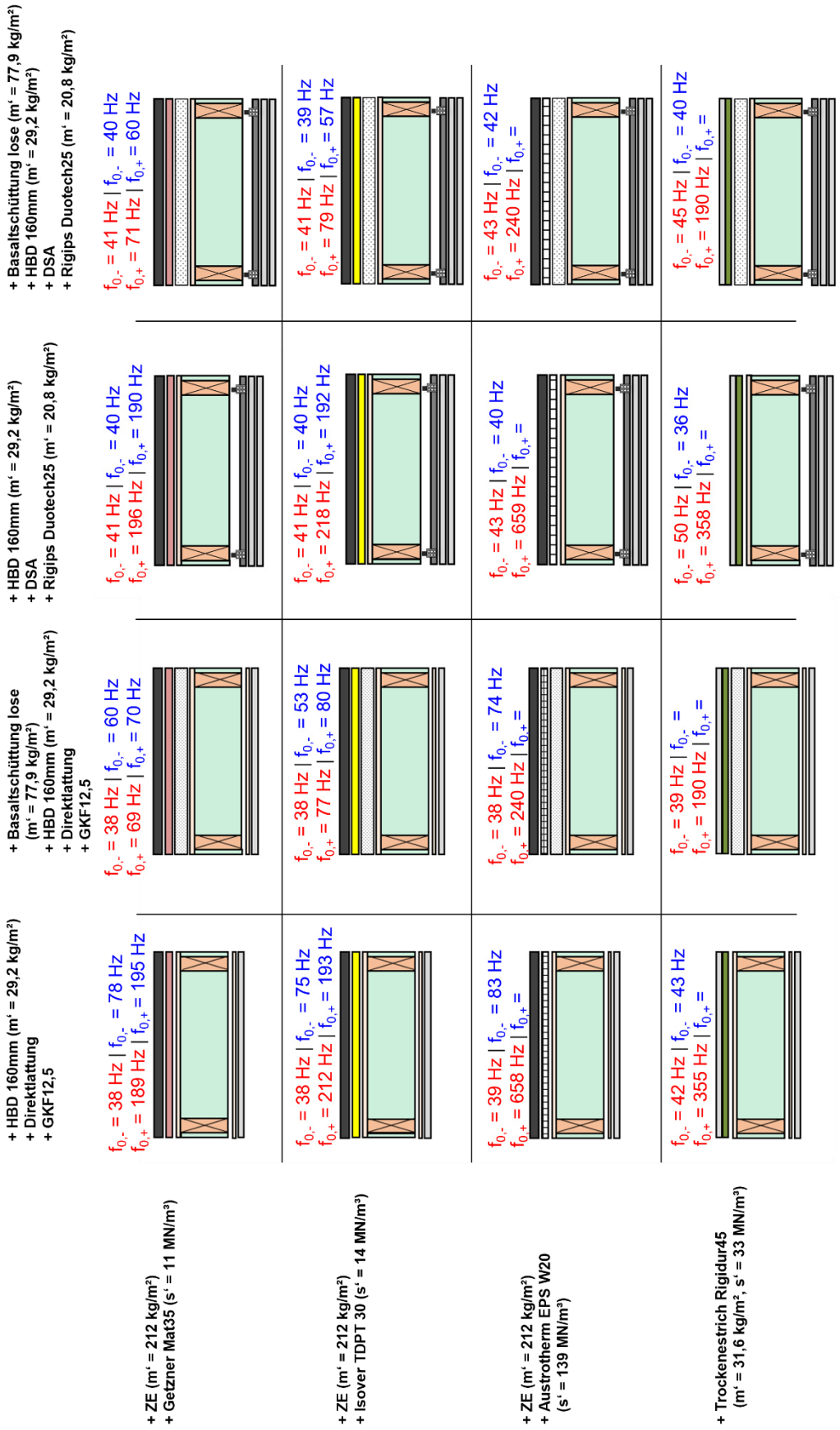
HRD 2.5	43 Hz	79 Hz	45 Hz	76 Hz	42 Hz	55 Hz
HRD 2.6	43 Hz	79 Hz	45 Hz	76 Hz	45 Hz	56 Hz
HRD 2.7	-	-	49 Hz	-	30 Hz	--
HRD 2.8	-	-	77 Hz	-	40 Hz	--
HRD 3.1	39 Hz	658 Hz	39 Hz	660 Hz	83 Hz	--
HRD 3.2	43 Hz	659 Hz	43 Hz	660 Hz	40 Hz	--
HRD 3.3	38 Hz	240 Hz	39 Hz	241 Hz	74 Hz	--
HRD 3.4	43 Hz	240 Hz	43 Hz	241 Hz	42 Hz	--
HRD 3.5	45 Hz	240 Hz	45 Hz	241 Hz	43 Hz	--
HRD 3.6	45 Hz	240 Hz	45 Hz	241 Hz	43 Hz	--
HRD 3.7	-	-	46 Hz	-	30 Hz	--
HRD 4.1	42 Hz	355 Hz	39 Hz	321 Hz	43 Hz	--
HRD 4.2	50 Hz	358 Hz	43 Hz	321 Hz	36 Hz	--
HRD 4.3	39 Hz	190 Hz	39 Hz	117 Hz	-	--
HRD 4.4	45 Hz	190 Hz	43 Hz	117 Hz	40 Hz	--
HRD 4.5	47 Hz	190 Hz	45 Hz	117 Hz	44 Hz	--
HRD 4.6	47 Hz	190 Hz	45 Hz	117 Hz	43 Hz	--
SBD 1.1	-	-	-	46 Hz	34 Hz	--
SBD 1.2	45 Hz	60 Hz	60 Hz	45 Hz	35 Hz	69 Hz
SBD 2.1	-	-	-	52 Hz	35 Hz	--
SBD 2.2	50 Hz	61 Hz	61 Hz	51 Hz	35 Hz	65 Hz
SBD 3.1	-	-	-	163 Hz	-	--
SBD 3.2	59 Hz	162 Hz	59 Hz	163 Hz	64 Hz	--
SBD 4.1	-	-	-	170 Hz	-	--
SBD 4.2	59 Hz	170 Hz	59 Hz	79 Hz	65 Hz	--
SBD 5.1	-	-	60 Hz	-	65 Hz	--



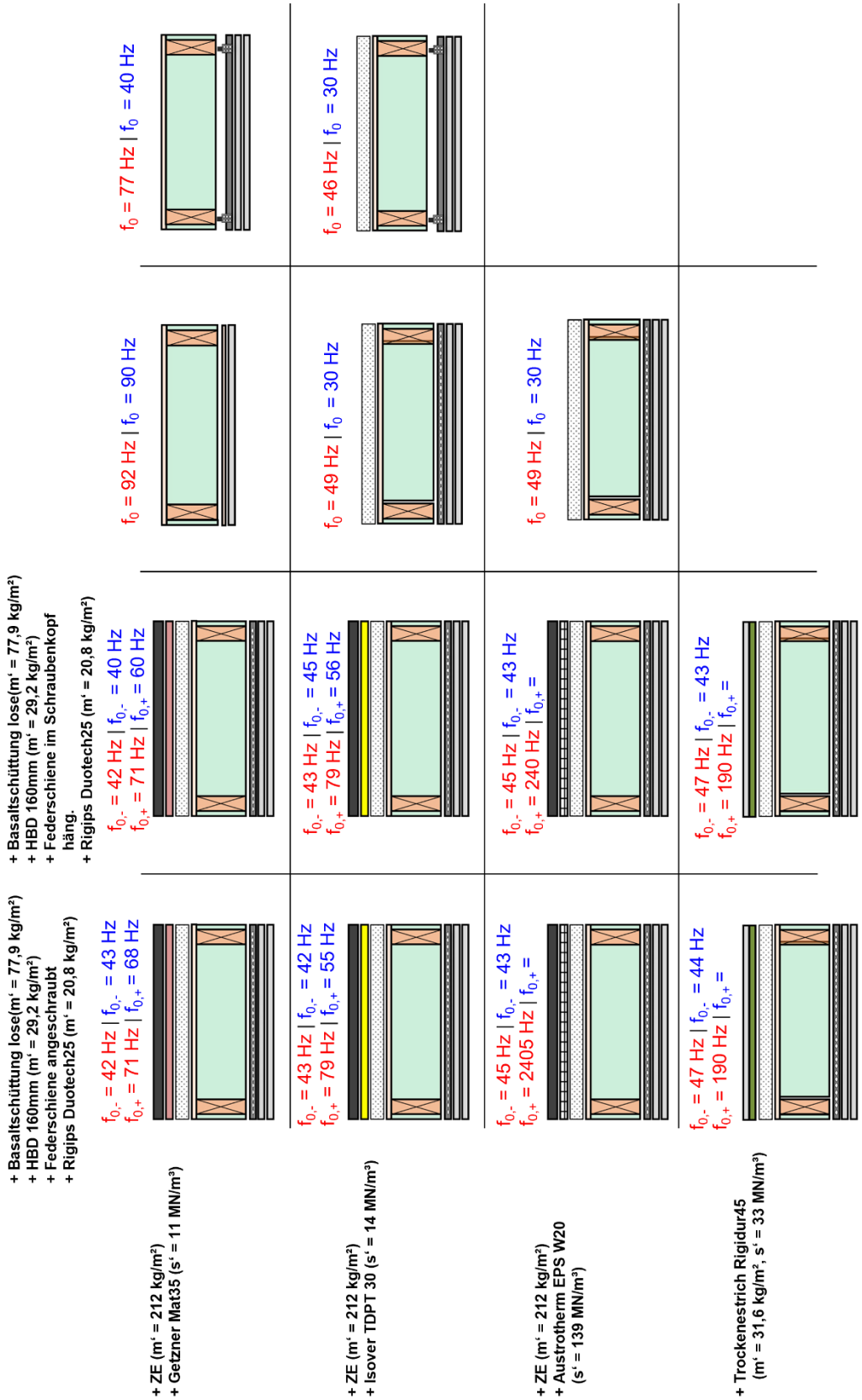
Anhang A-2: Ergebnisübersicht der Stahlbetondecke



Anhang A-3: Ergebnisübersicht der Brettsperrholzdecke



Anhang A-4: Ergebnisübersicht der Holzbalkendecke



Anhang A-5: Ergebnisübersicht der Holzbalkendecke

Anhang B: Aufbautenverzeichnis mit Kürzel

Decke	Unterdecke	Abhänger	Schüttung	TSD	Estrich	Kürzel
Stahlbeton-Decke SBD	-	-	-	-	-	-
	GKF25	DSA	-	-	-	SBD 5.1
	GKF25	DSA	-	EPS30	ZE	SBD 3.2
				TDPT30	ZE	SBD 2.2
				Mat35	ZE	SBD 1.2
				TE	TE	SBD 4.2
	-	-	-	EPS30	ZE	SBD 3.1
				TDPT30	ZE	SBD 2.1
				Mat35	ZE	SBD 1.1
				TE	TE	SBD 4.1
Brettsperr-Holzdecke BSP	-	-	-	-	-	-
	GKF25	DSA	-	-	-	BSP 5.1
	GKF25	DSA	-	EPS30	ZE	BSP 3.2
				TDPT30	ZE	BSP 2.2
				Mat35	ZE	BSP 1.2
				TE	TE	BSP 4.2
			Ja	EPS30	ZE	BSP 3.4
				TDPT30	ZE	BSP 2.4
				Mat35	ZE	BSP 1.4
				TE	TE	BSP 4.4
	-	-	-	EPS30	ZE	BSP 3.1
				TDPT30	ZE	BSP 2.1
				Mat35	ZE	BSP 1.1
				TE	TE	BSP 4.1
			Ja	EPS30	ZE	BSP 3.3
				TDPT30	ZE	BSP 2.3
				Mat35	ZE	BSP 1.3
				TE	TE	BSP 4.3
Holzbalken-Decke HRD	GKF12,5	Direkt-lattung	-	-	-	HRD 1.8
	GKF12,5	Direkt-lattung	-	EPS30	ZE	HRD 3.1
				TDPT30	ZE	HRD 2.1
				Mat35	ZE	HRD 1.1
				TE	TE	HRD 4.1
			Ja	EPS30	ZE	HRD 3.3
				TDPT30	ZE	HRD 2.3
				Mat35	ZE	HRD 1.3
				TE	TE	HRD 4.3
	GKF25	FS	Ja	EPS30	ZE	HRD 3.5
				TDPT30	ZE	HRD 2.5
				Mat35	ZE	HRD 1.5
				TE	TE	HRD 4.5
				-	-	HRD 1.7
		FS hängend	Ja	EPS30	ZE	HRD 3.6
				TDPT30	ZE	HRD 2.6

				Mat35	ZE	HRD 1.6
				TE	TE	HRD 4.6
				-	-	HRD 2.7
		DSA	Ja	EPS31	ZE	HRD 3.4
				TDPT30	ZE	HRD 2.4
				Mat35	ZE	HRD 1.4
				TE	TE	HRD 4.4
				-	-	HRD 3.7
			-	EPS32	ZE	HRD 3.2
				TDPT30	ZE	HRD 2.2
				Mat35	ZE	HRD 1.2
				TE	-	HRD 4.2
				-	-	HRD 2.8

Anhang C: Berechnete Eigenfrequenzen

Anhang C-1: GKF 25 – Eigenfrequenzen in Hz, Lagerung allseitig gelenkig gelagert

$f_{m/n}$		n				
		1	**2**	**3**	**4**	**5**
m	**1**	0	0	26	71	140
	2	0	15	39	84	151
	3	18	35	68	116	184
	4	49	66	106	159	229
	5	97	112	154	211	284

Anhang C-2: GKF 12,5 - Eigenfrequenzen in Hz, Lagerung allseitig aufgelegt

$f_{m/n}$		n				
		1	**2**	**3**	**4**	**5**
m	**1**	90	129	193	283	399
	2	322	360	425	515	631
	3	708	747	811	901	1017
	4	1249	1287	1352	1442	1558
	5	1944	1982	2047	2137	2253

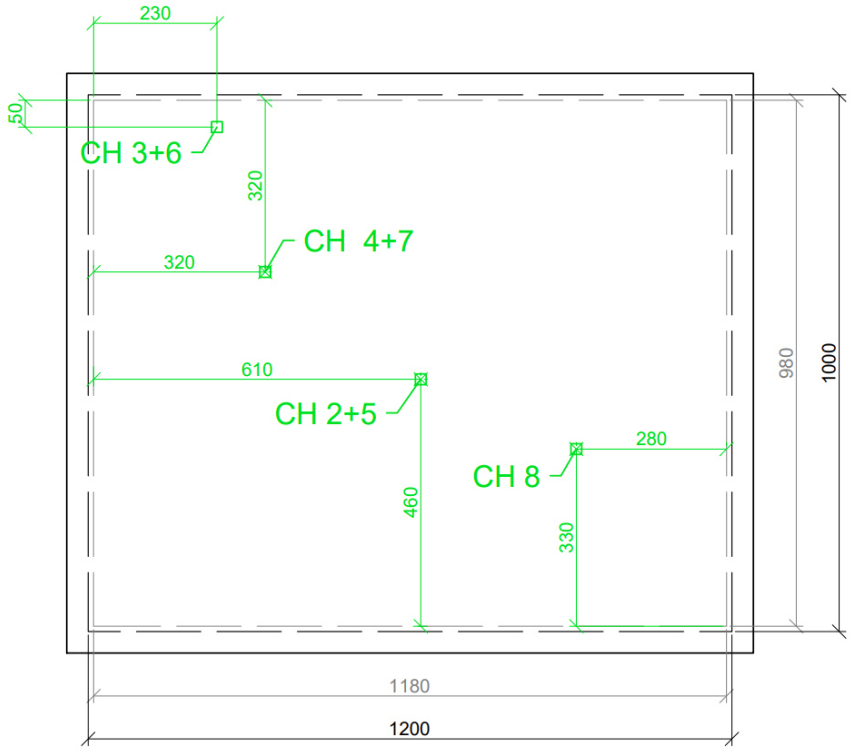
Anhang C-3: Rigidur MW45 - Eigenfrequenzen in Hz, Lagerung allseitig gelenkig gelagert

$f_{m/n}$		n				
		1	**2**	**3**	**4**	**5**
m	**1**	0	0	16	43	84
	2	0	9	24	50	91
	3	11	21	42	70	111
	4	31	41	65	97	139
	5	60	70	95	129	173

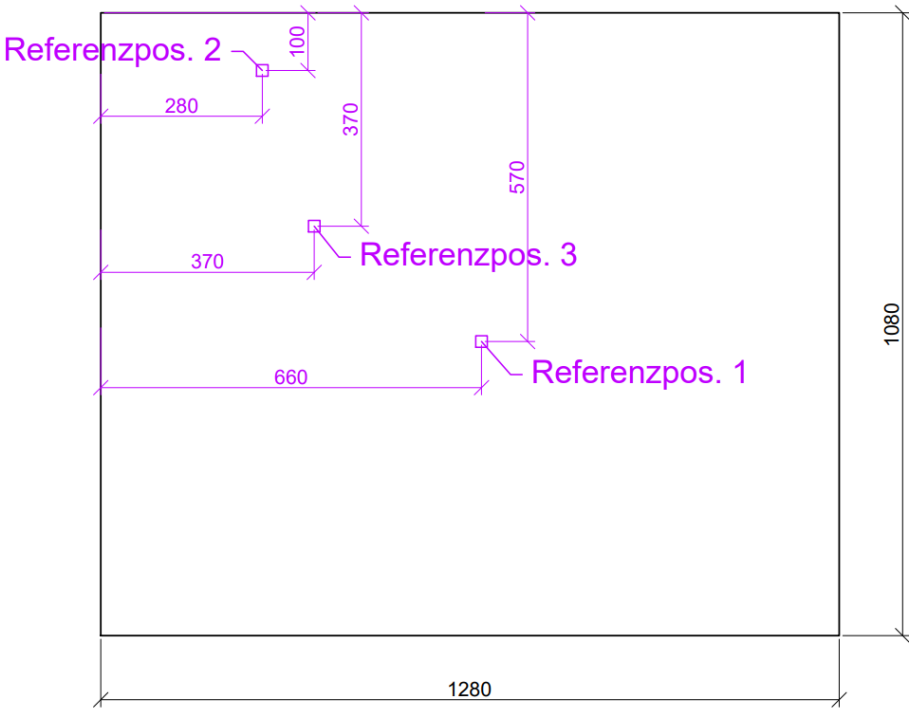
Anhang C-4: Zementestrich - Eigenfrequenzen in Hz, Lagerung allseitig gelenkig gelagert

$f_{m/n}$		n				
		1	**2**	**3**	**4**	**5**
m	**1**	0	0	234	644	1261
	2	0	134	359	760	1368
	3	167	319	627	1059	1669
	4	461	613	973	1454	2087
	5	903	1047	1427	1945	2605

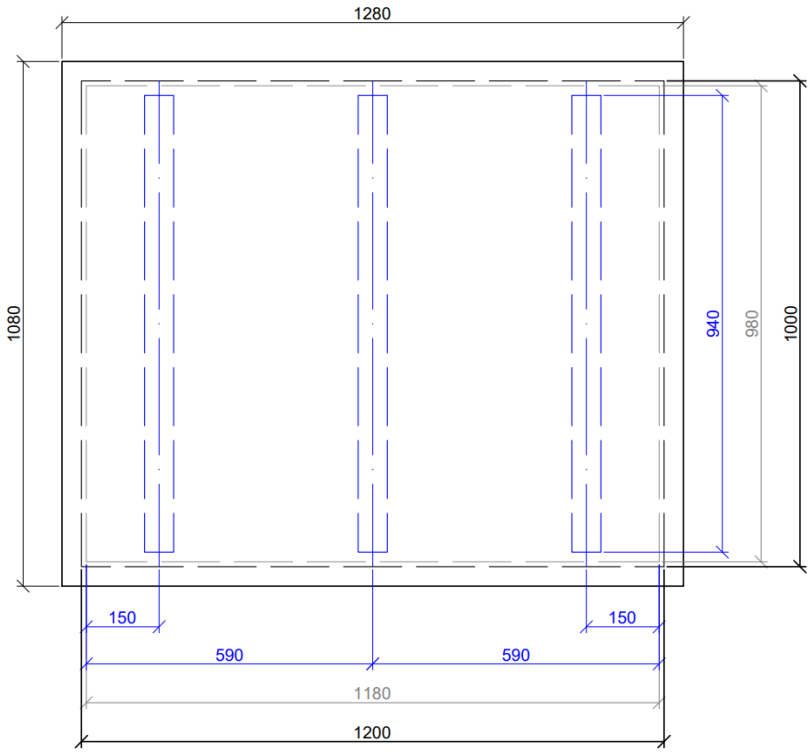
Anhang D: Messaufbau



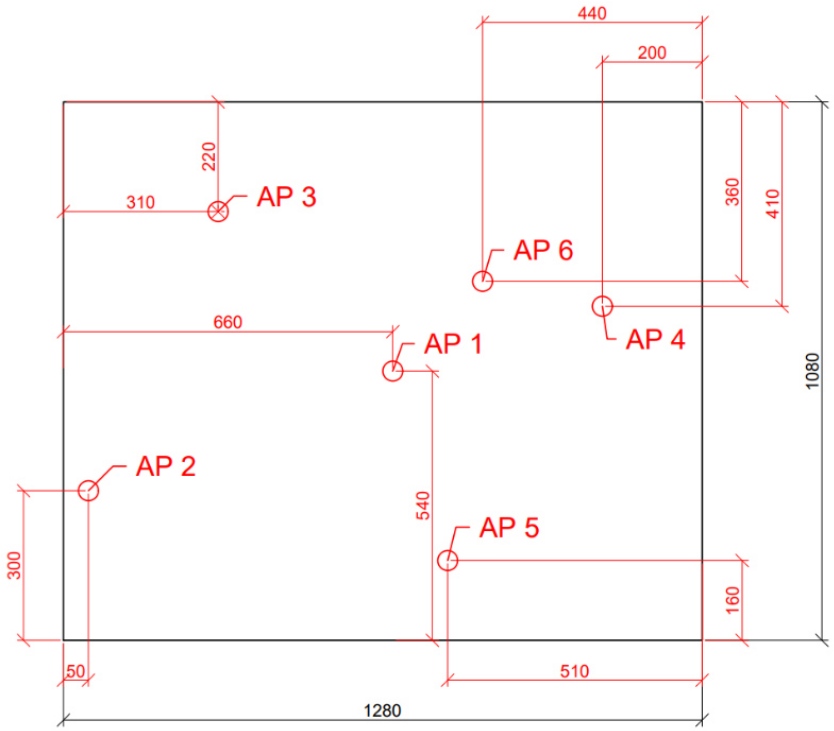
Anhang D-1: Positionen der BS-Channel; Draufsicht von oben (Angaben in Millimeter)



Anhang D-2: Positionen des Referenz-BS auf dem Estrich; Draufsicht von oben (Angaben in Millimeter)



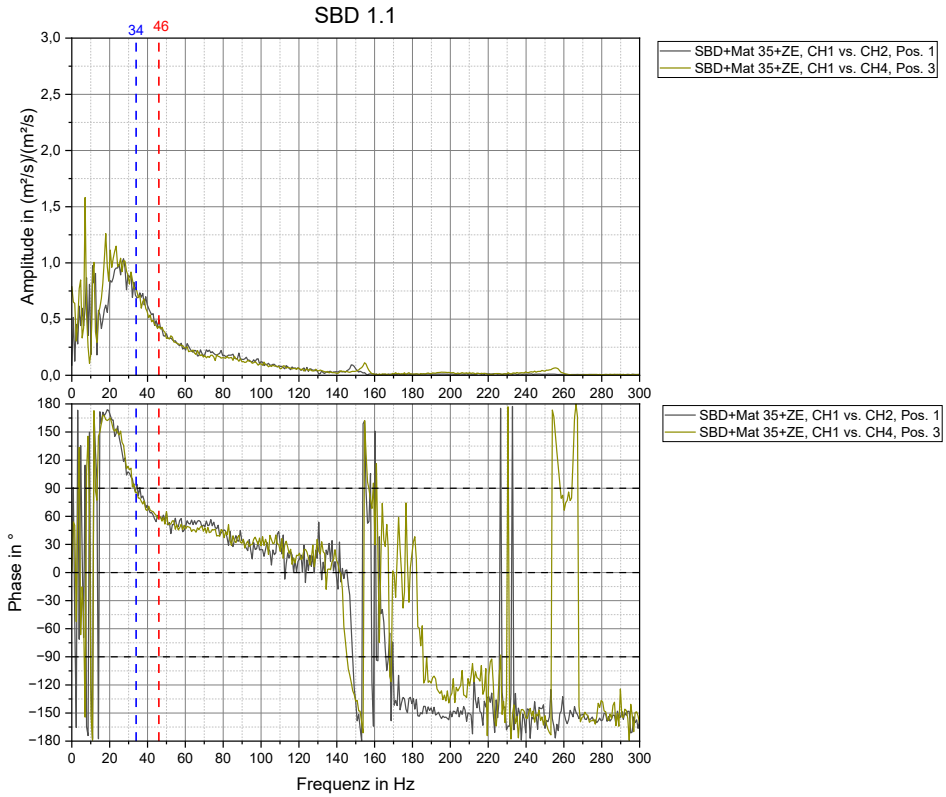
Anhang D-3: Positionen der Tragprofile/Federschienen; Draufsicht von oben (Angaben in Millimeter)

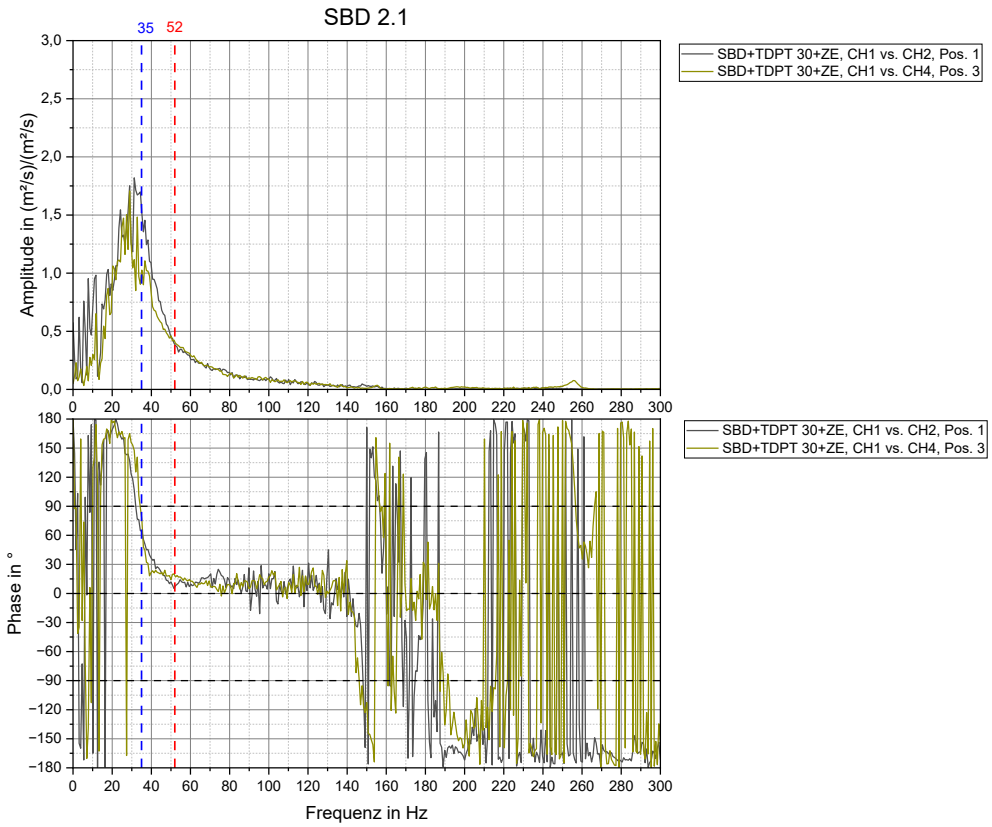


Anhang D-4: Anregungspunkte auf Estrich; Draufsicht von oben (Angaben in Millimeter)

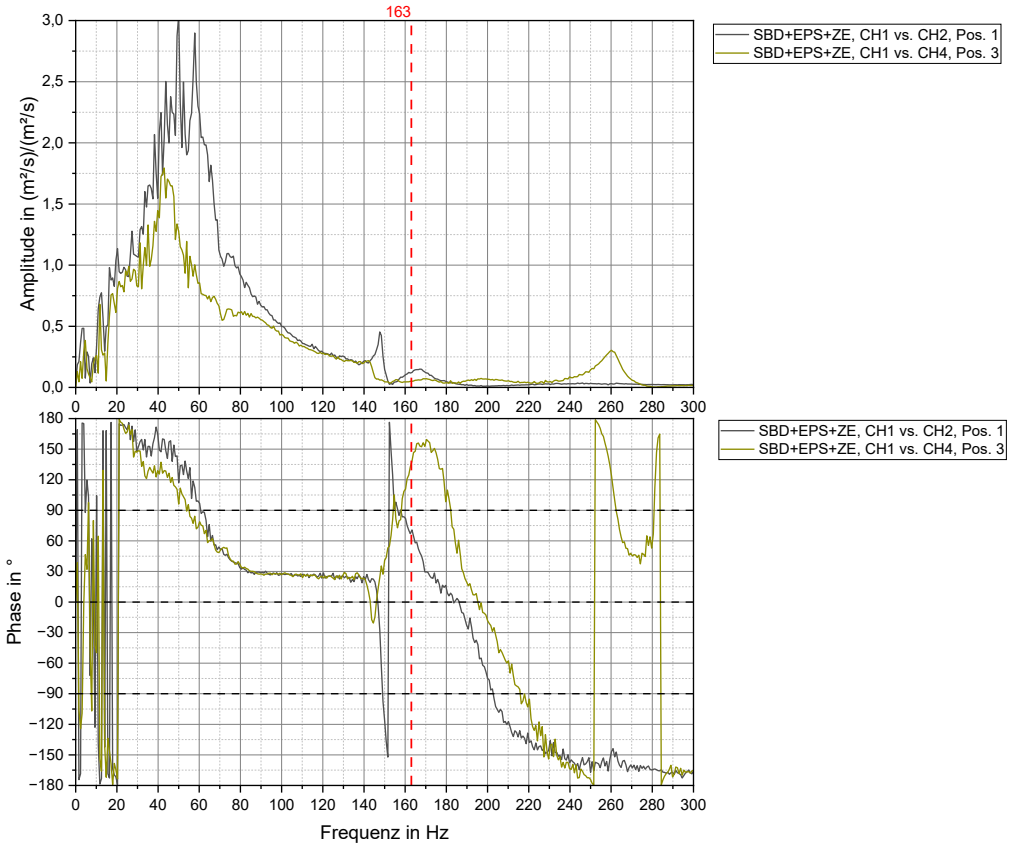
Anhang E: Diagramme der Übertragungsfunktionen

Anhang E-1: Stahlbetondecken

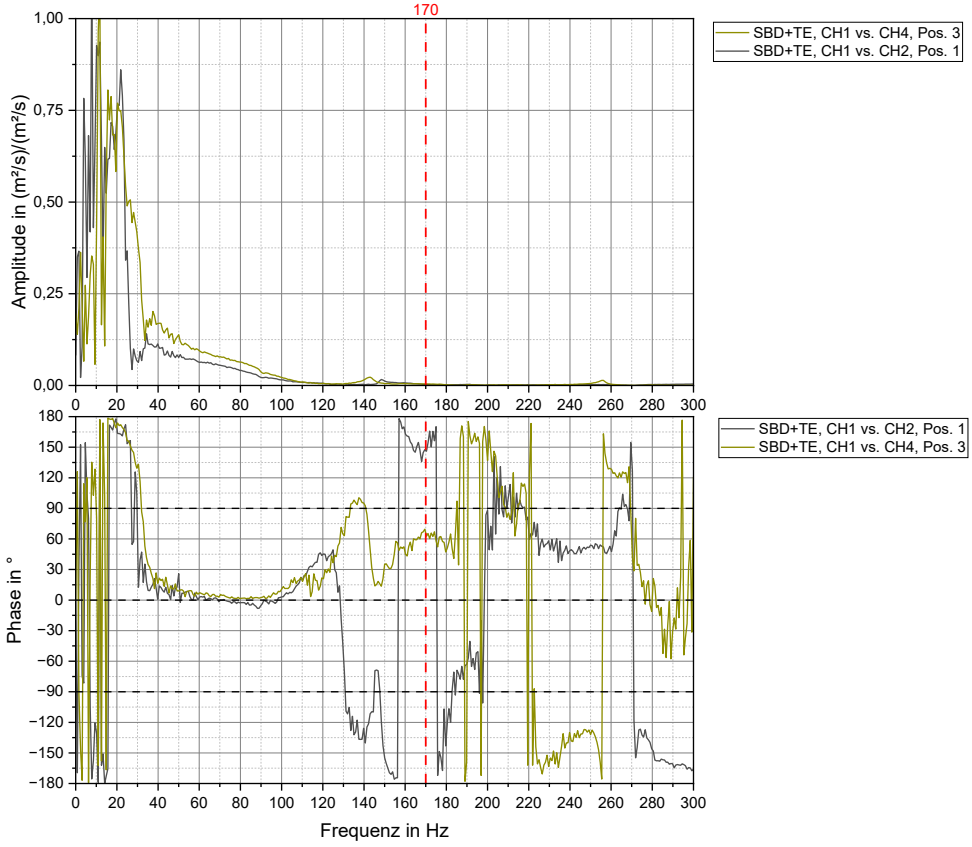


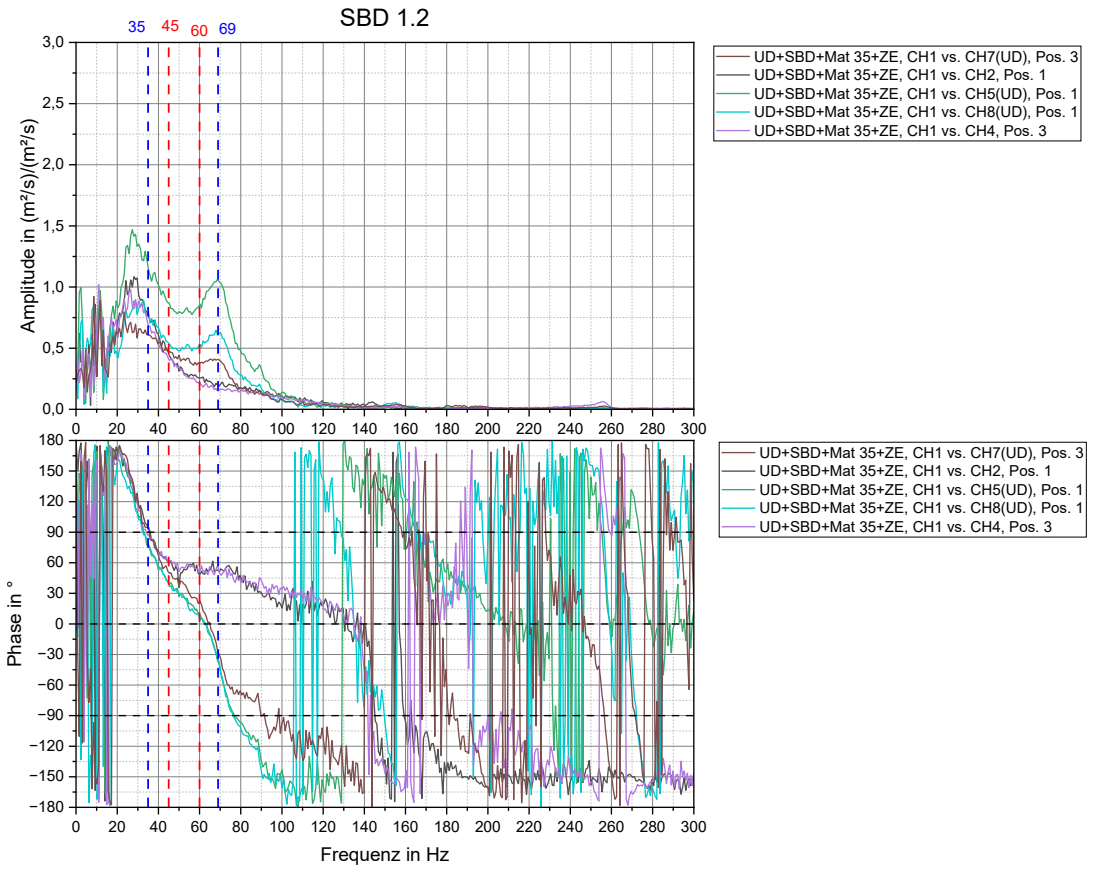


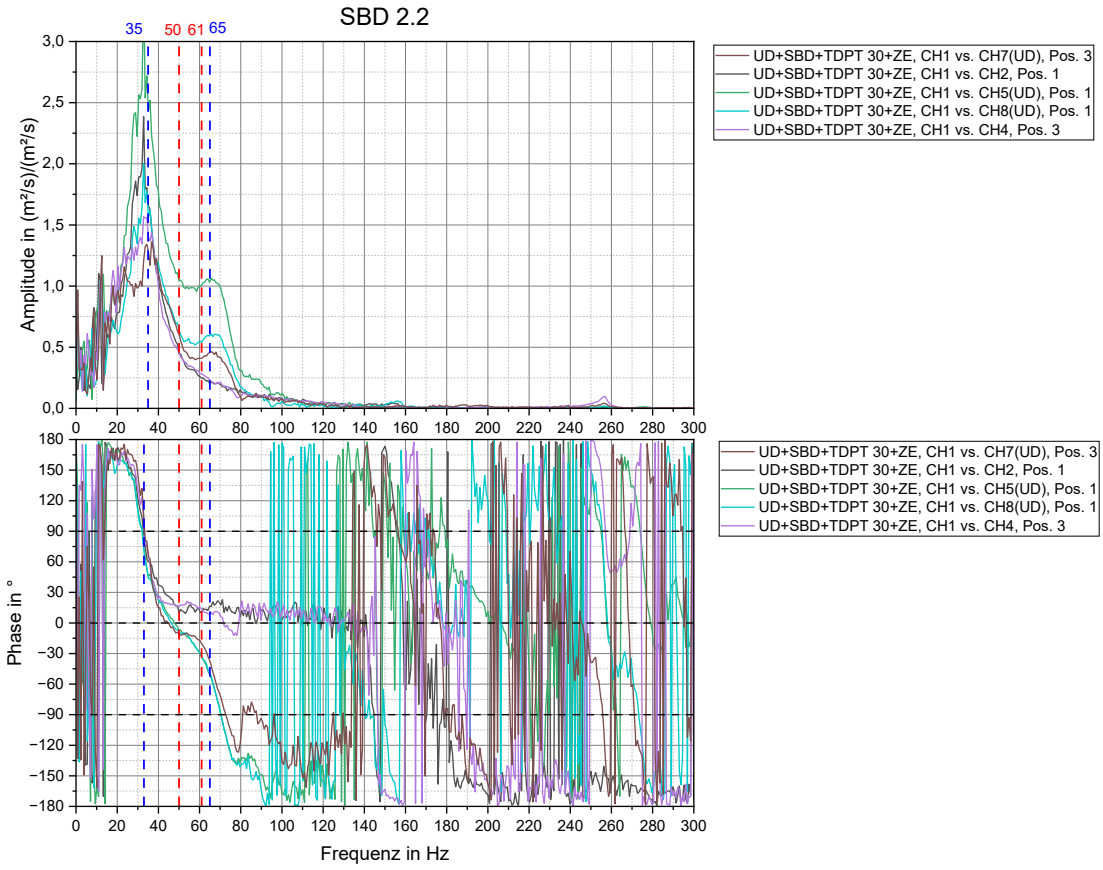
SBD 3.1


163
SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz

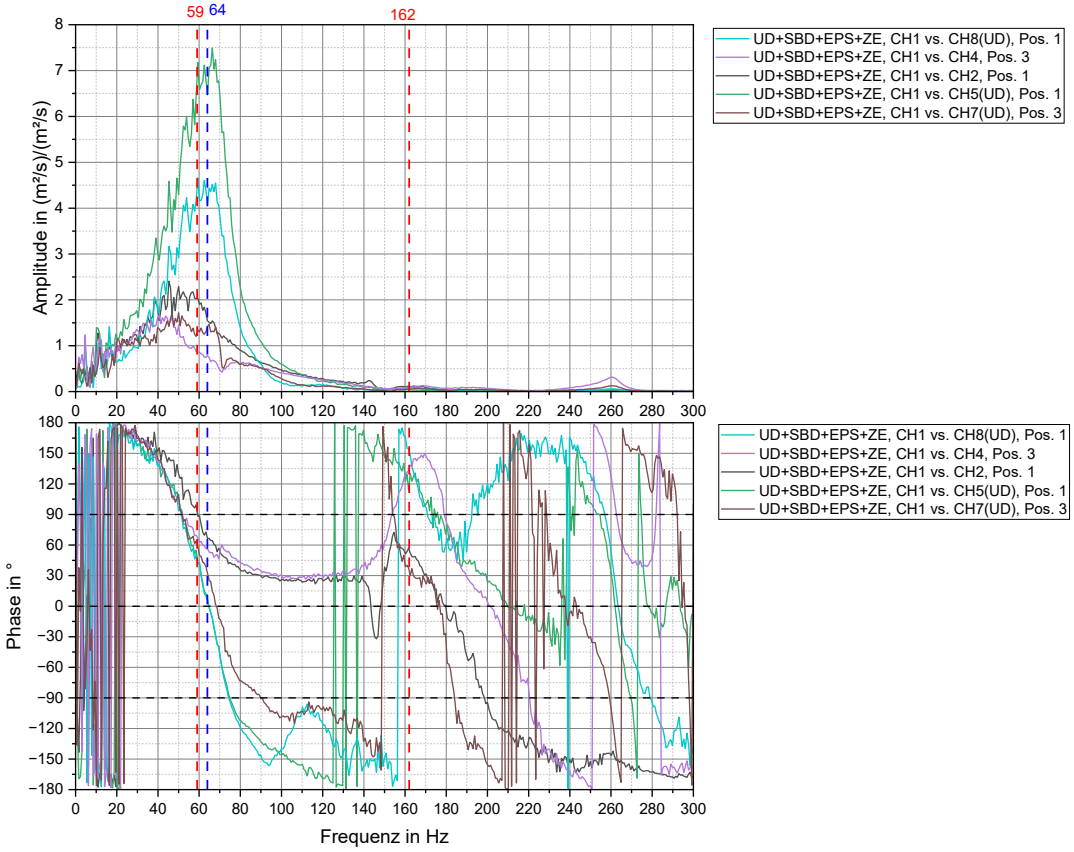
SBD 4.1


170
SBD+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
SBD+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz

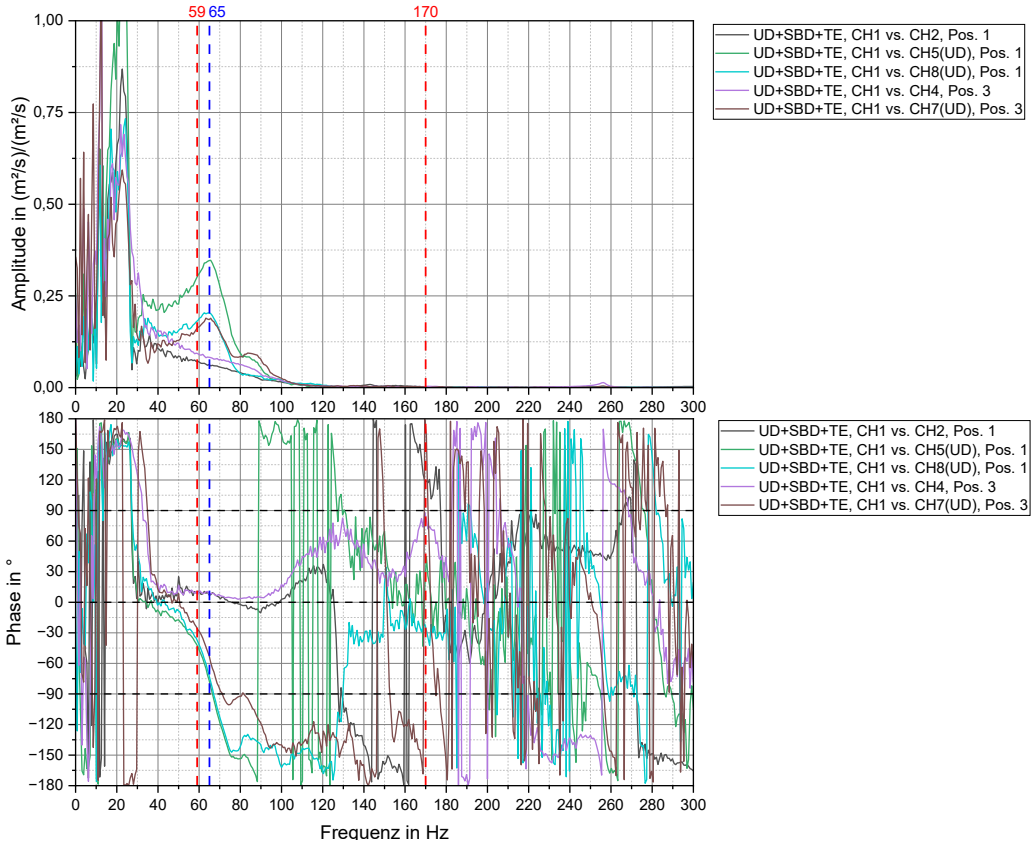

SBD 1.2
35 45 60 69
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+SBD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
UD+SBD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+SBD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+SBD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+SBD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

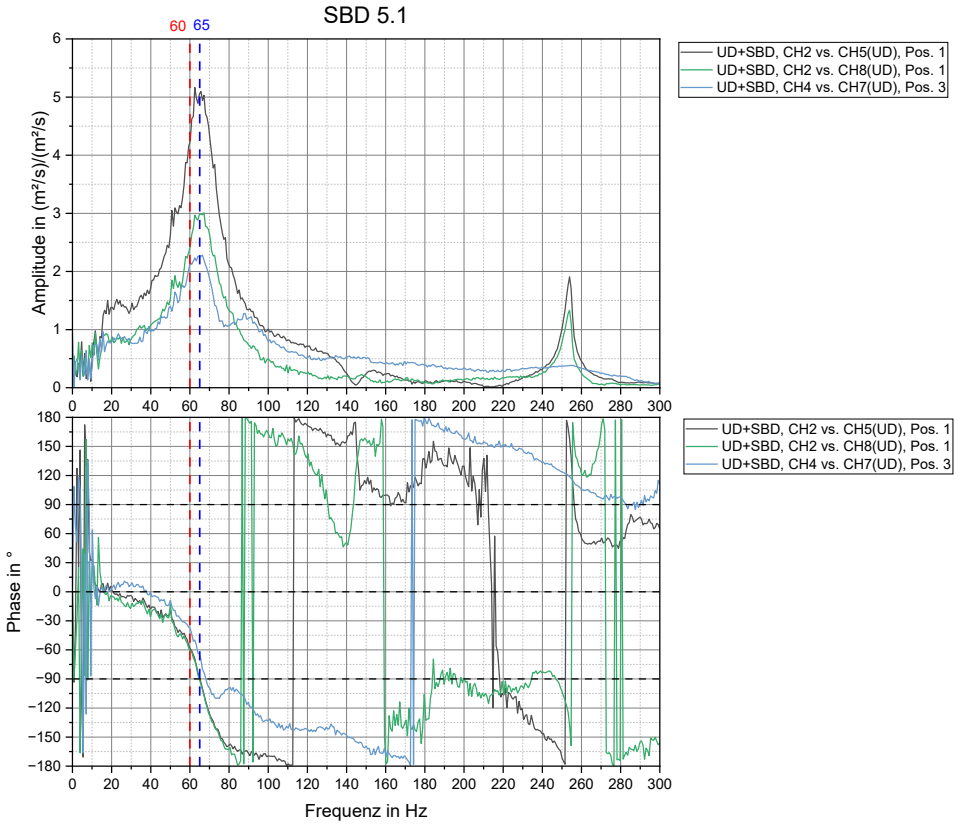

SBD 2.2
35 50 61 65
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+SBD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
UD+SBD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+SBD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+SBD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+SBD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

SBD 3.2

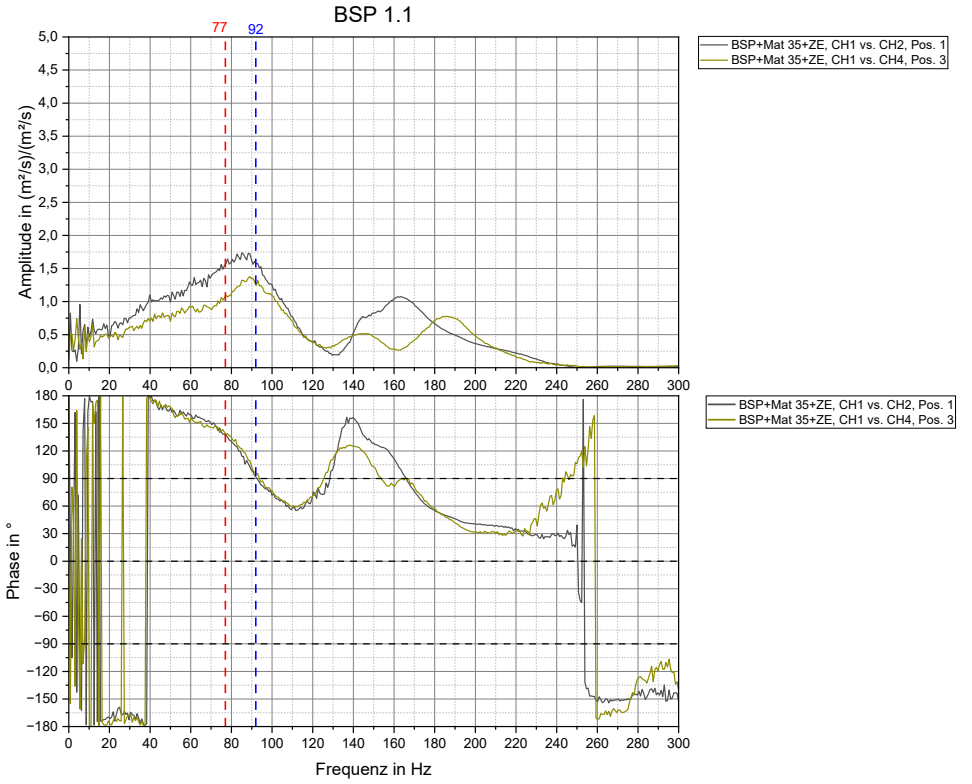

59 64
162
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
UD+SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+SBD+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

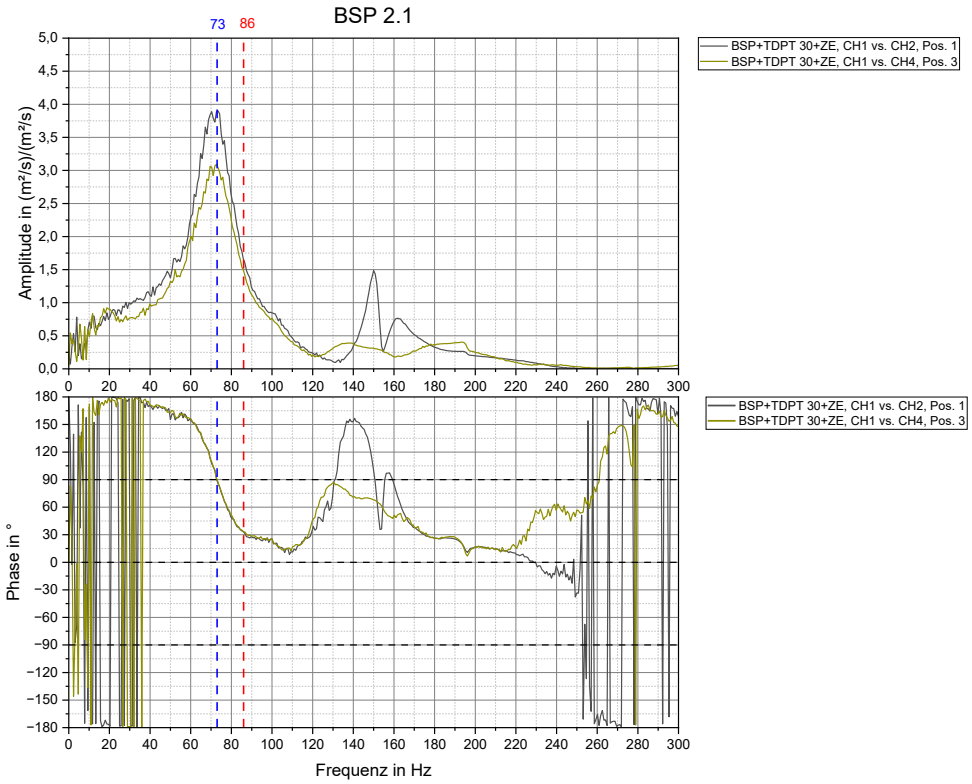
SBD 4.2

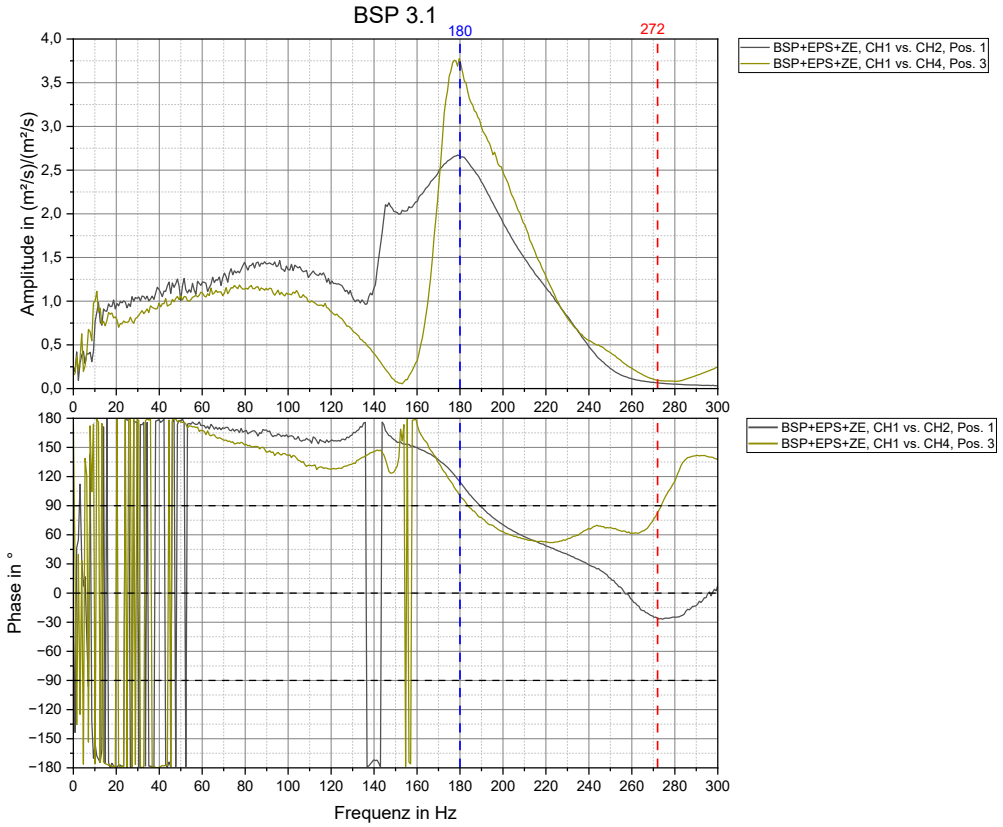

59 65
170
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
UD+SBD+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+SBD+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+SBD+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+SBD+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+SBD+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

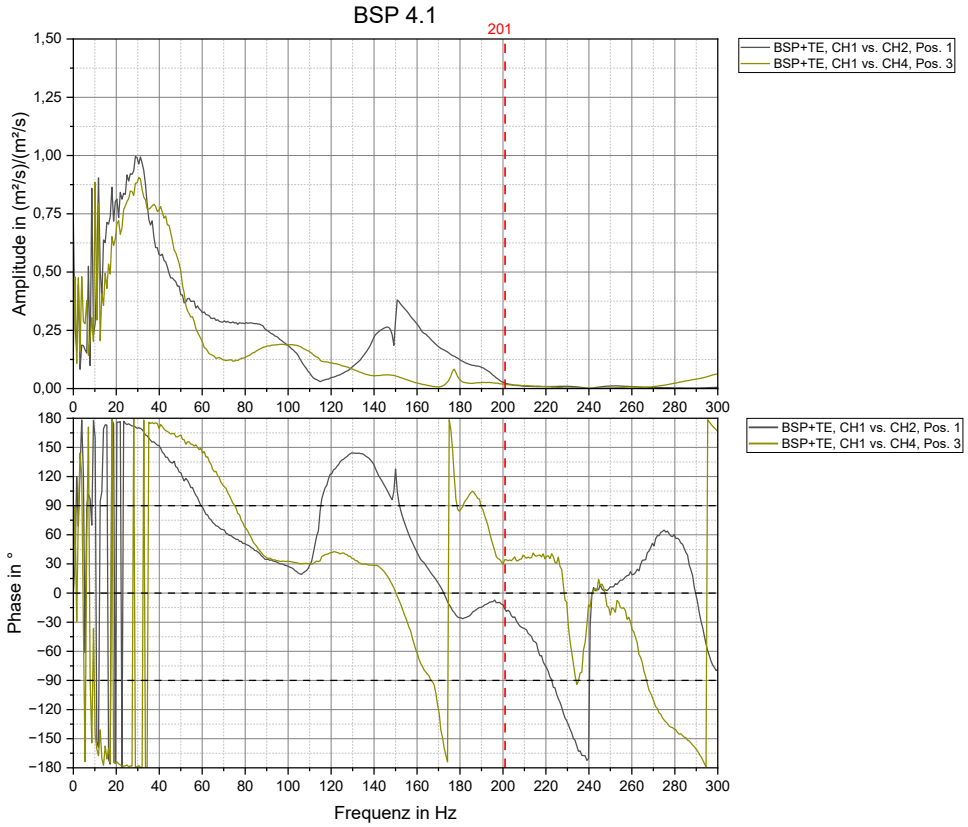

SBD 5.1
60
65
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
UD+SBD, CH2 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+SBD, CH2 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+SBD, CH4 vs. CH7(UD), Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

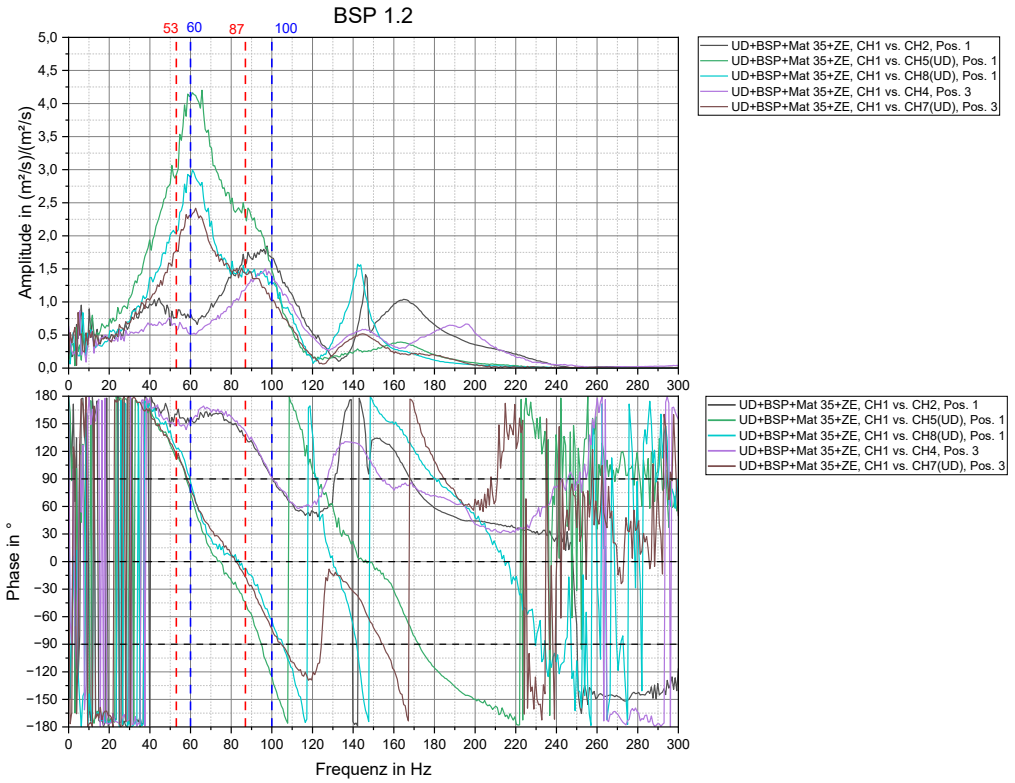
Anhang E-2: Brettsperrholzdecken

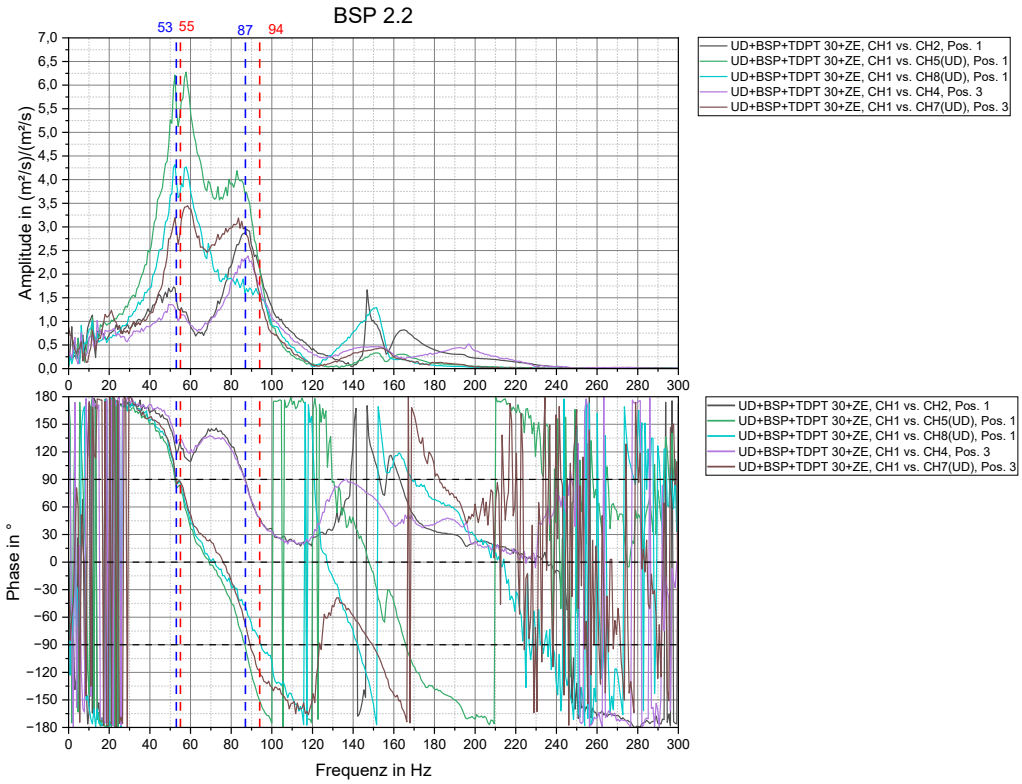


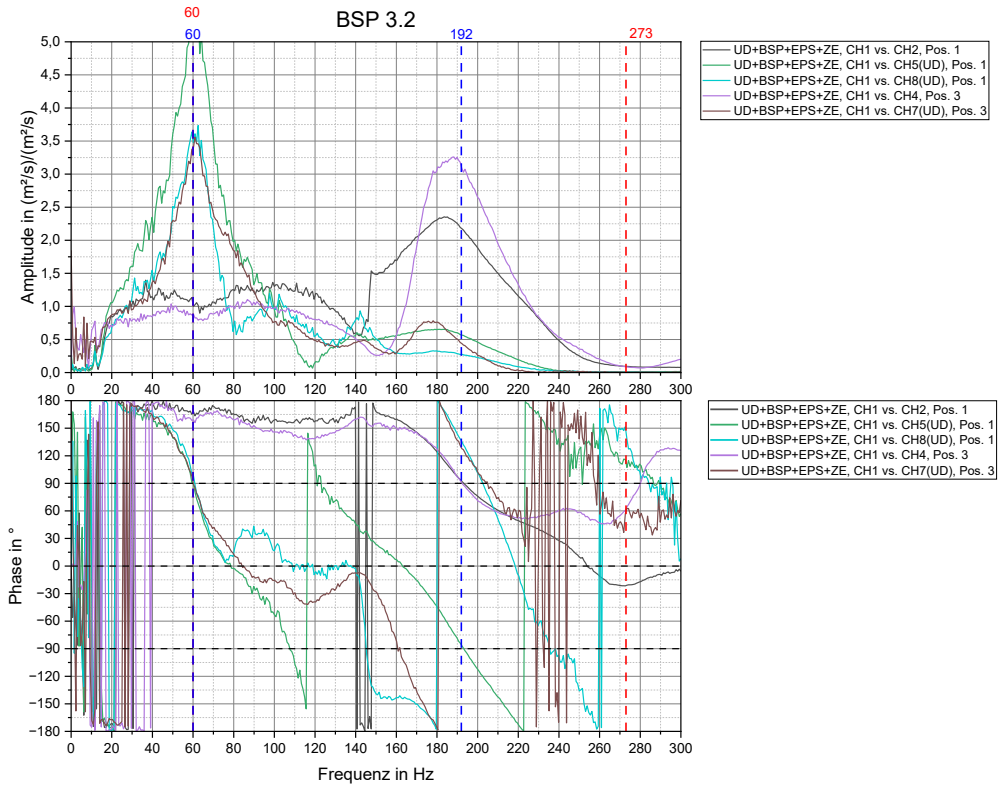


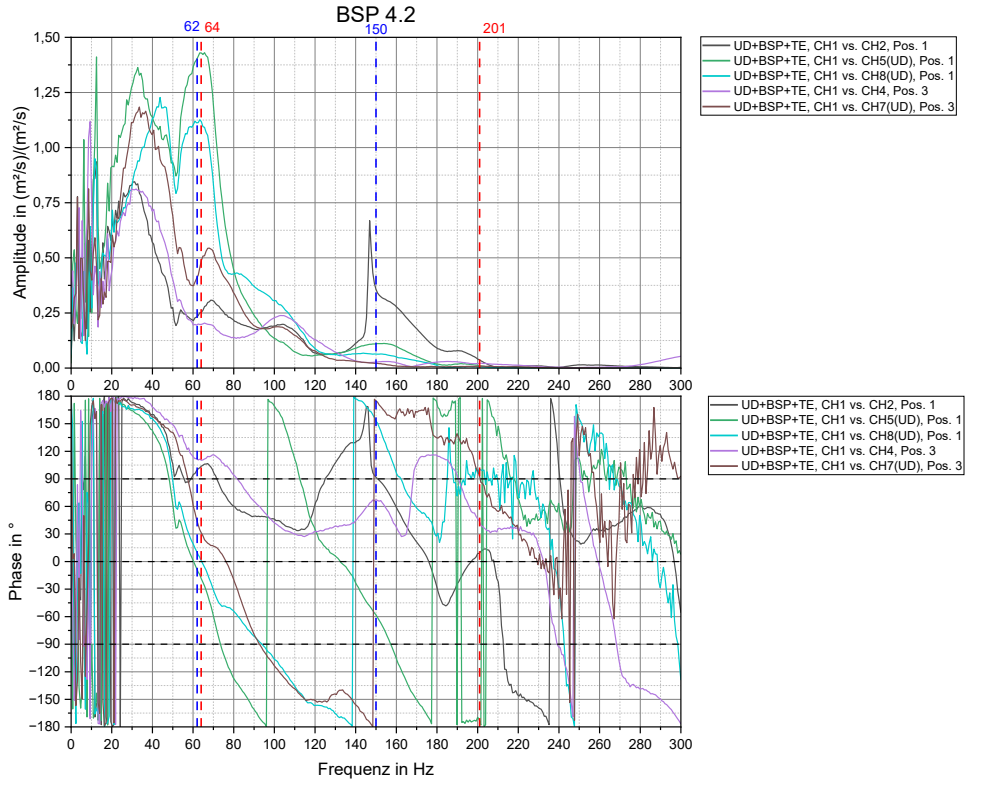

BSP 3.1
180
272
BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz

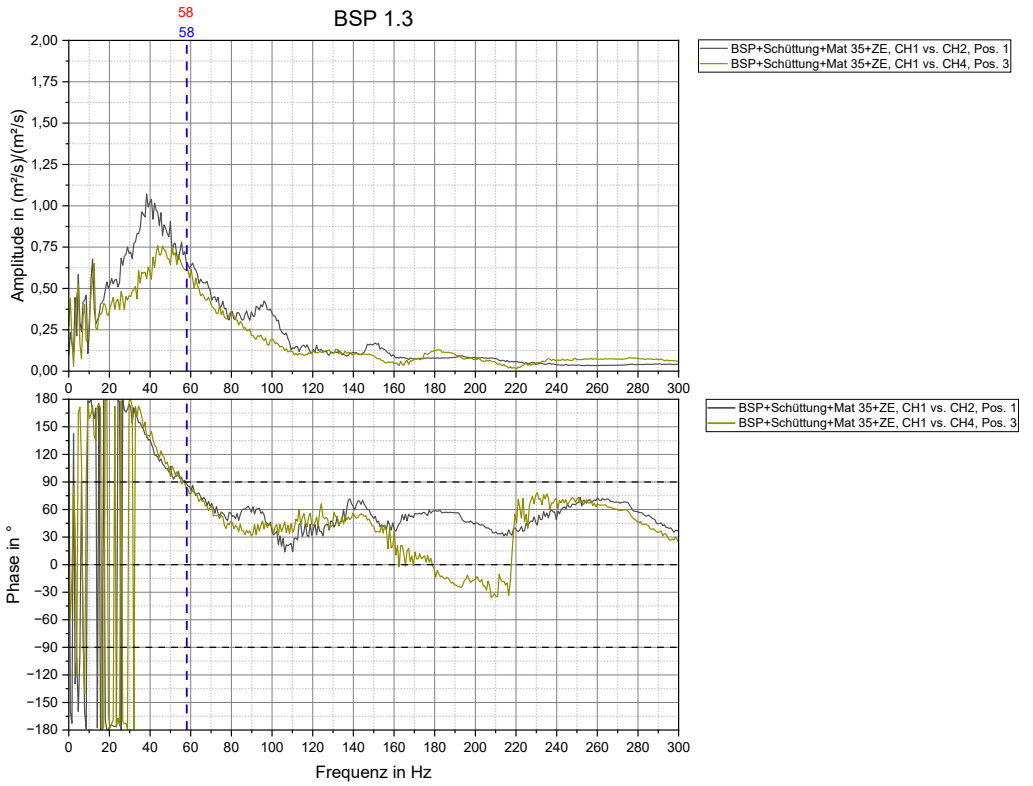

BSP 4.1
201
BSP+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz

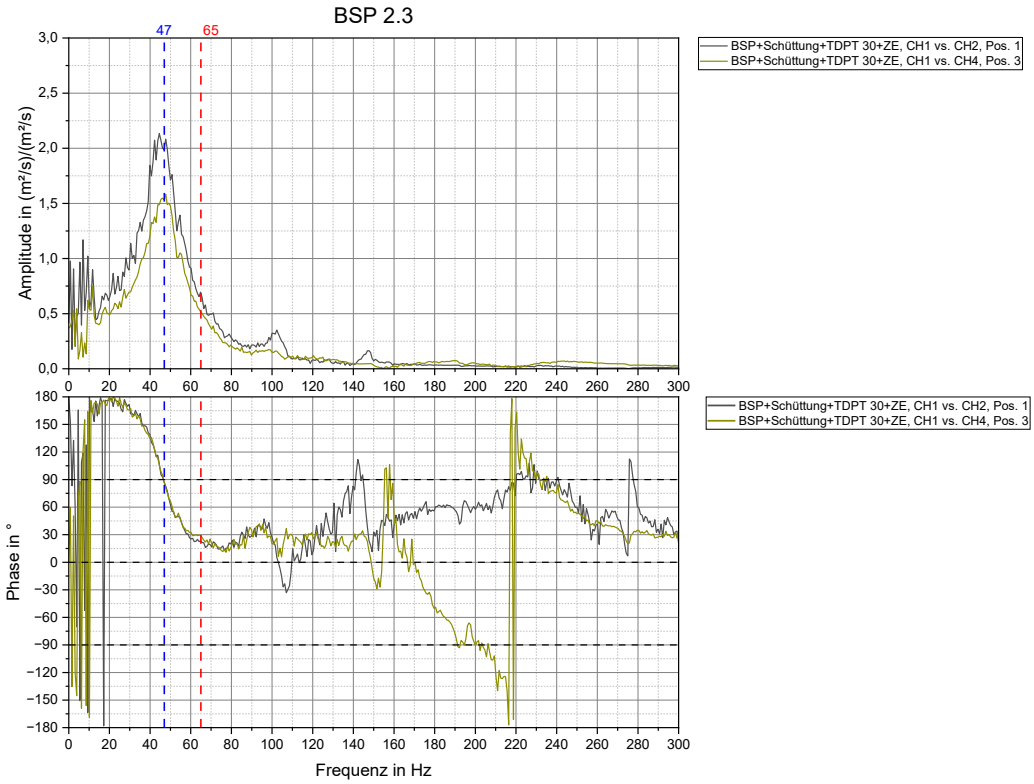

BSP 1.2
53
60
87
100
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
UD+BSP+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

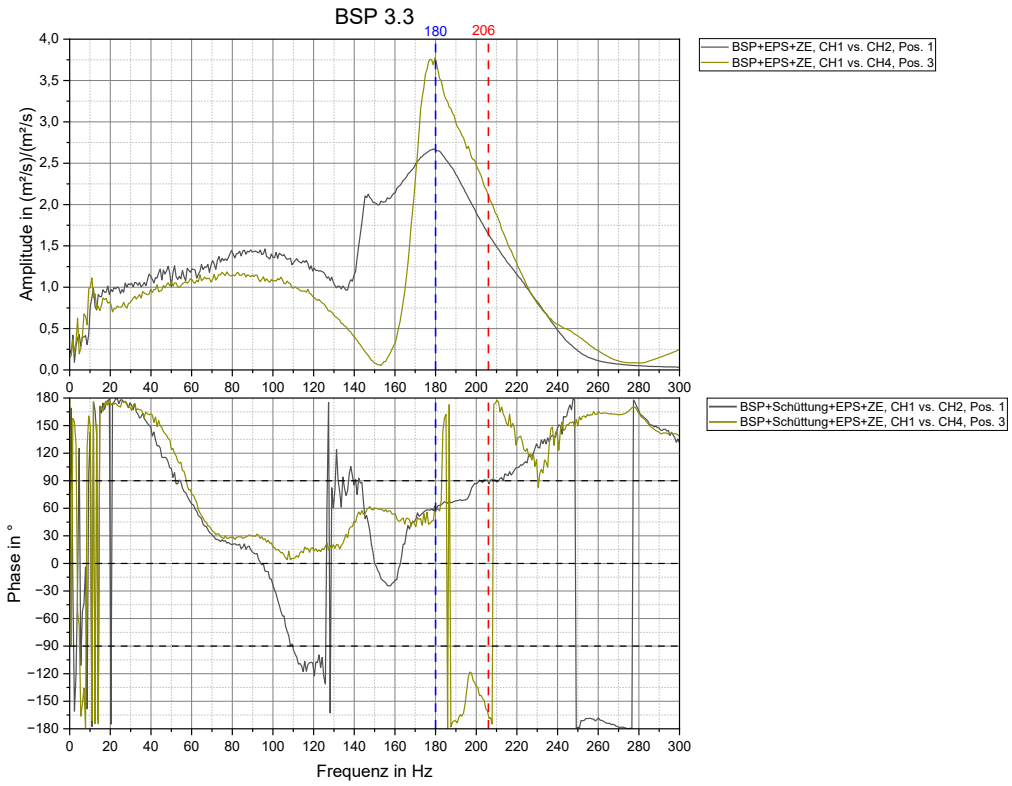

BSP 2.2
53
55
87
94
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
UD+BSP+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

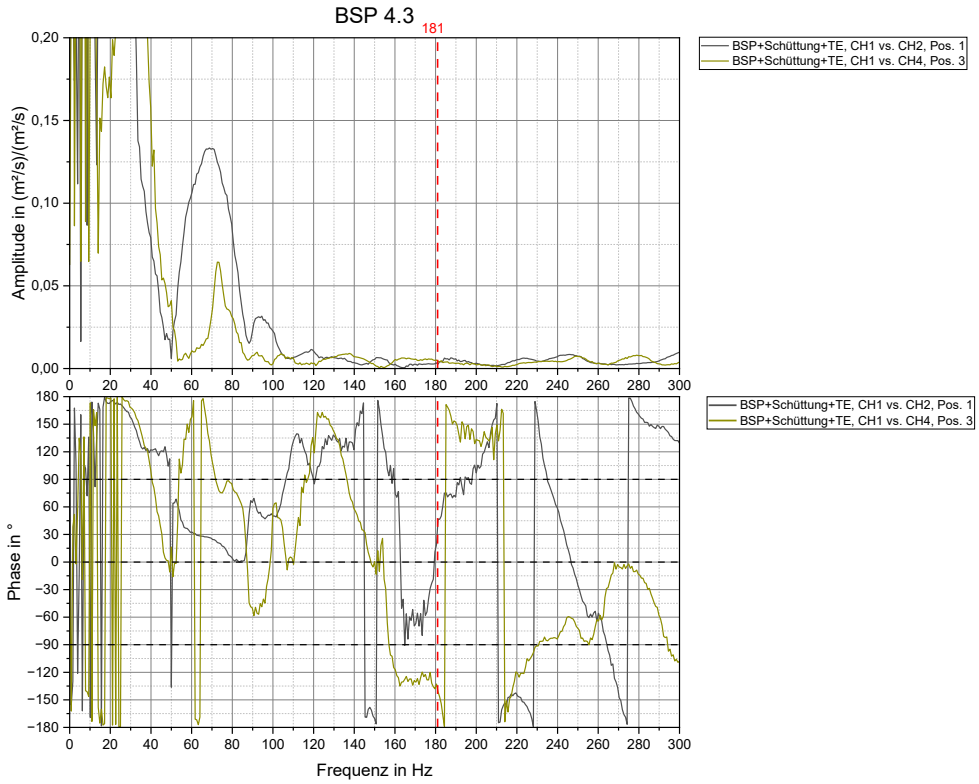

BSP 3.2
60
60
192
273
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

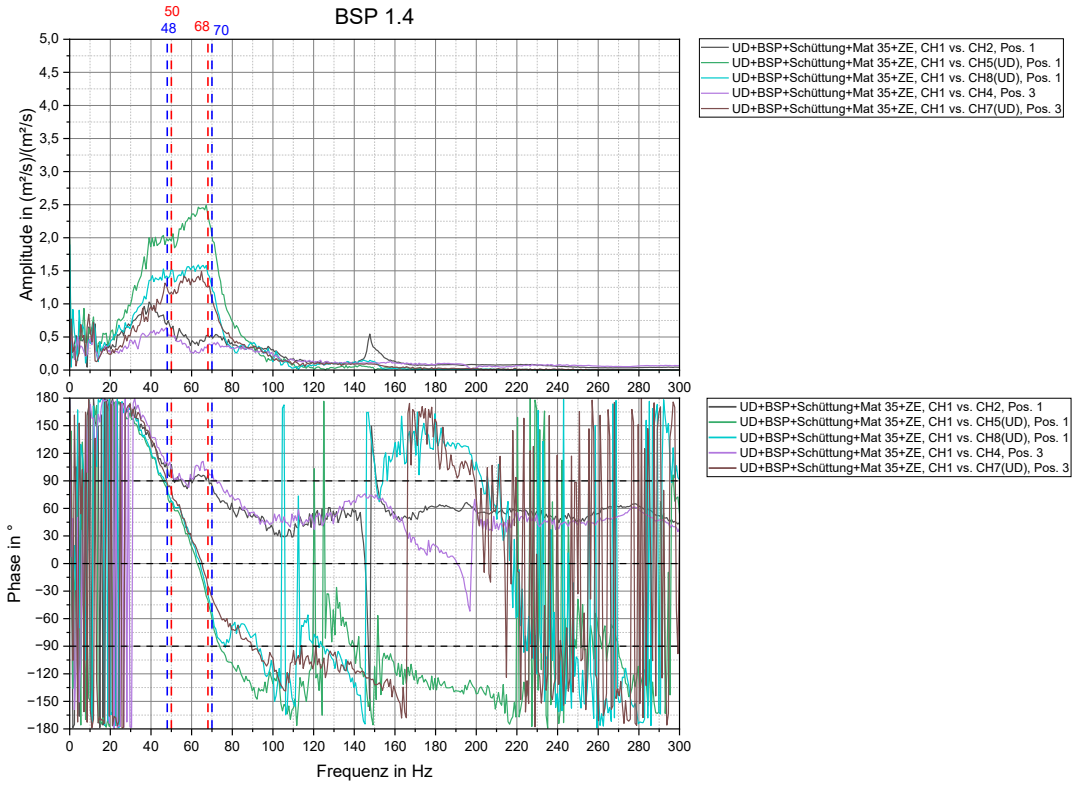

BSP 4.2
62
64
150
201
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+BSP+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

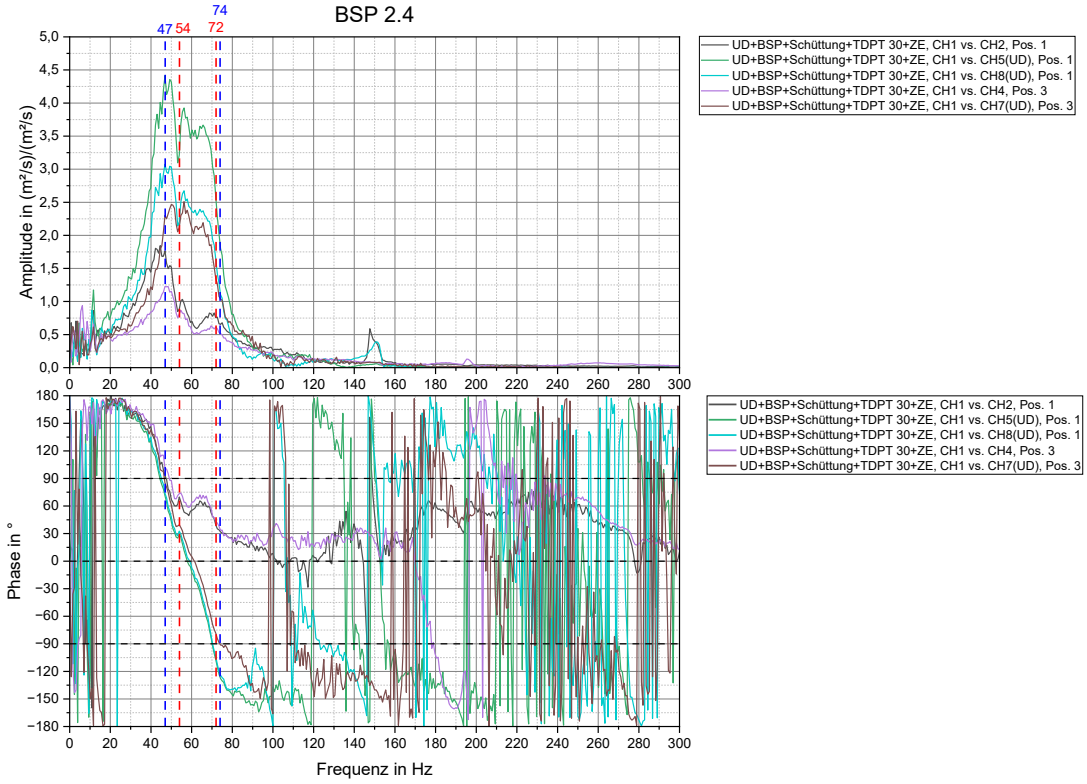

BSP 1.3
58
58
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

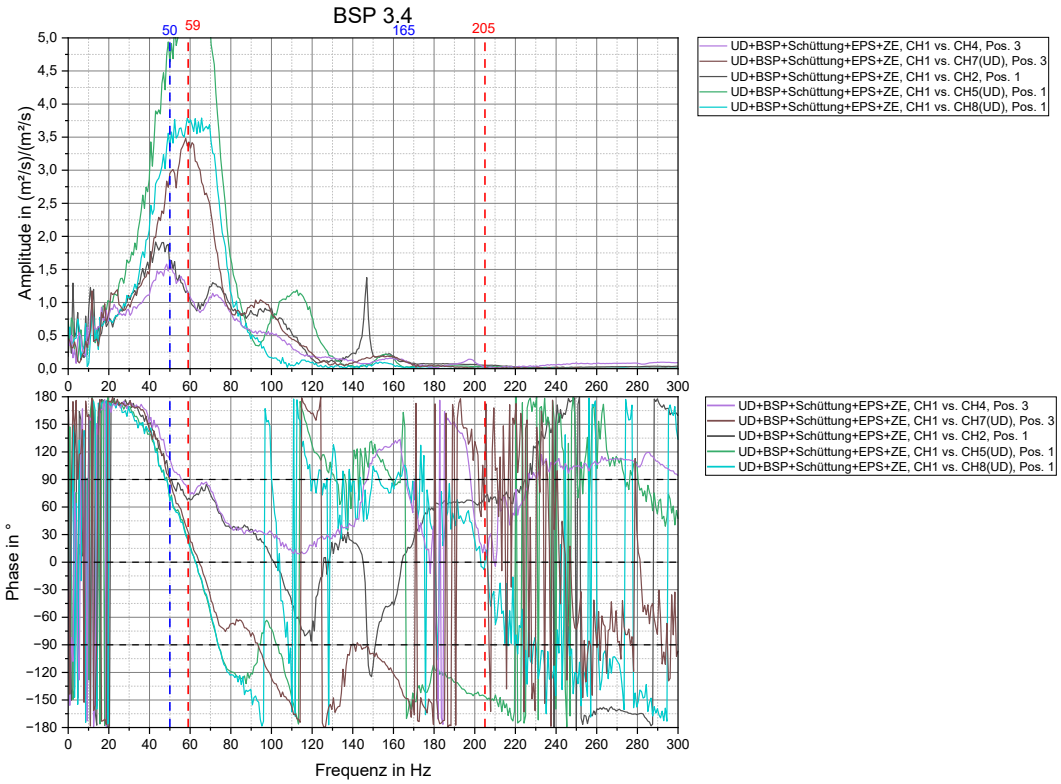

BSP 2.3
47
65
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

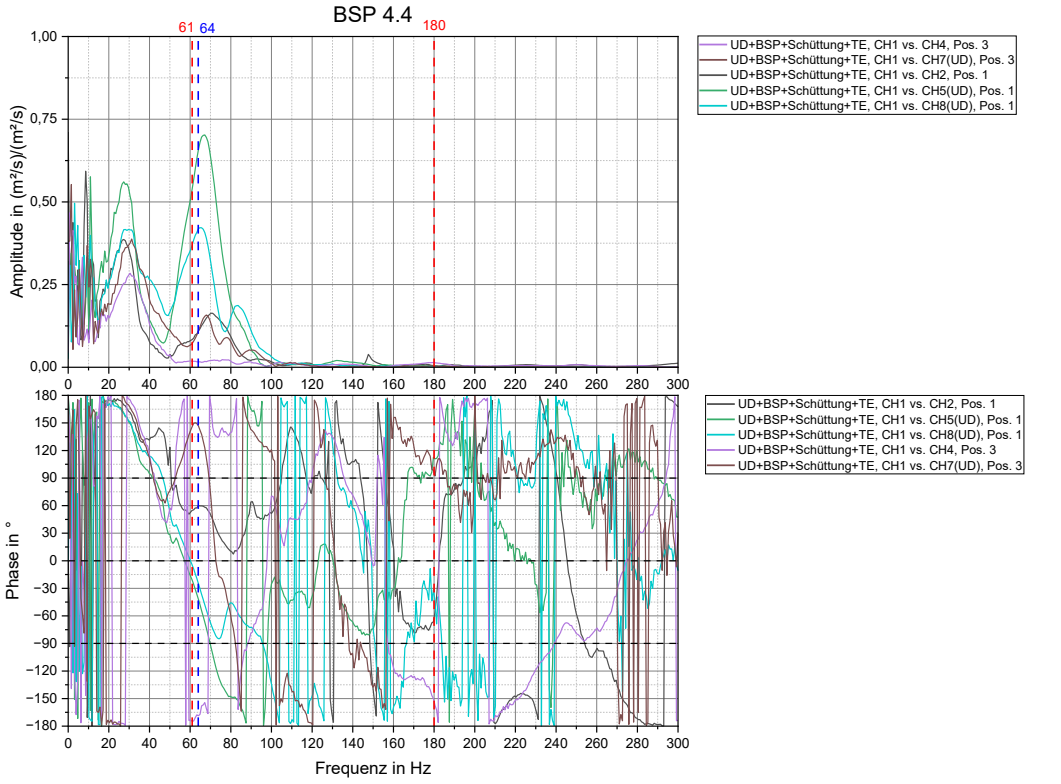

BSP 3.3
180
206
BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

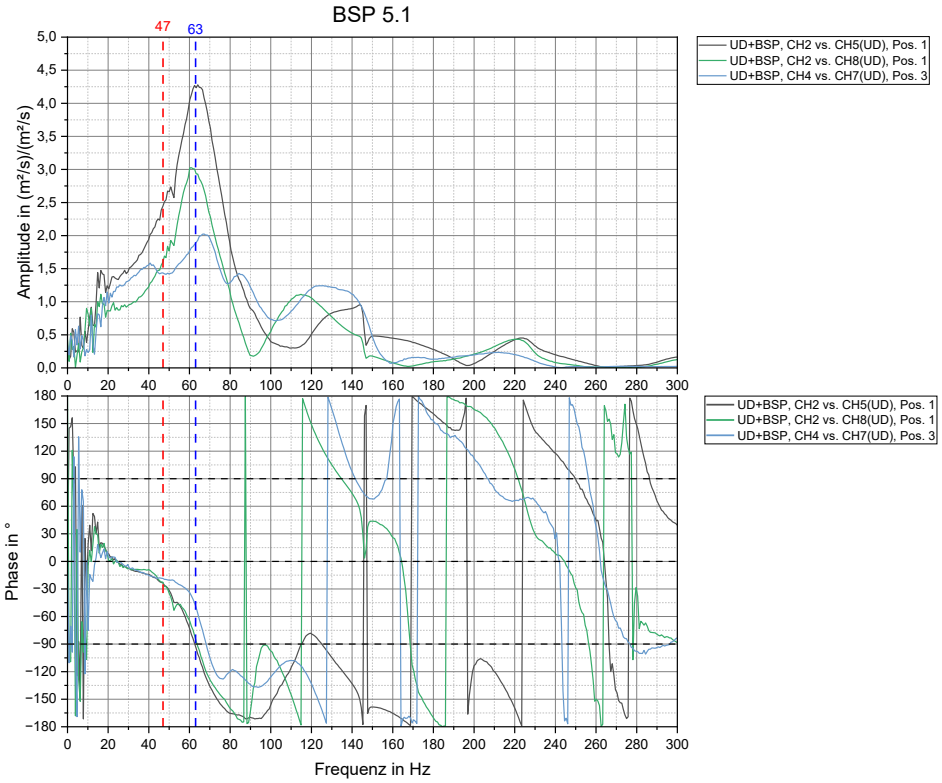

BSP 4.3
181
BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz


BSP 1.4
50
48
68
70
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+Schüttung+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

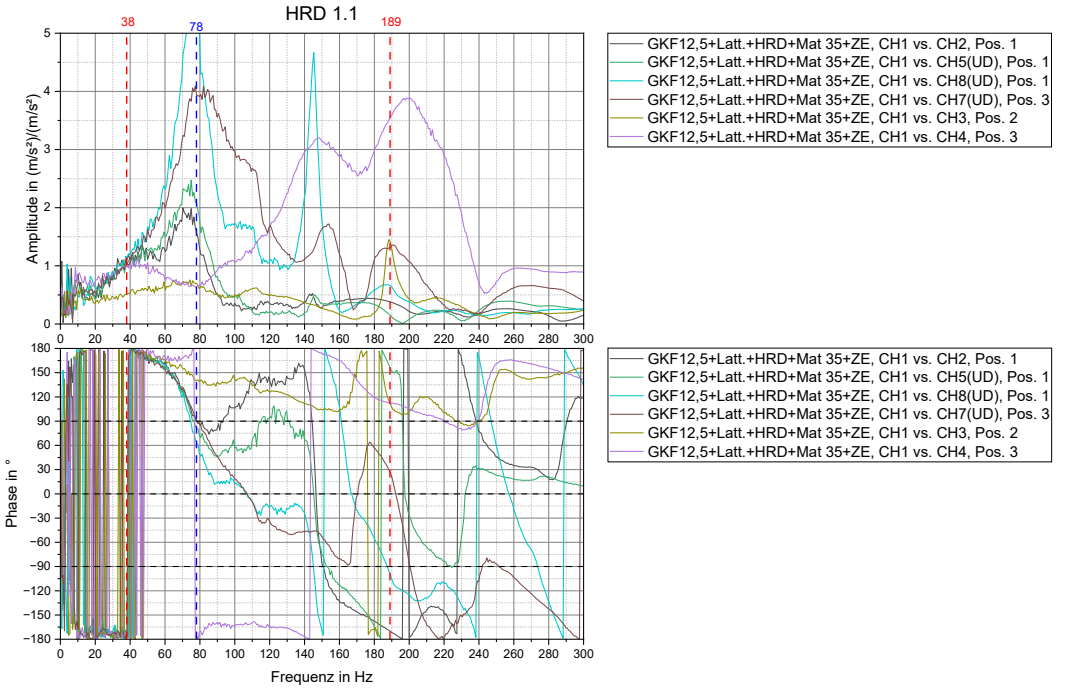

BSP 2.4
74
47
54
72
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+Schüttung+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

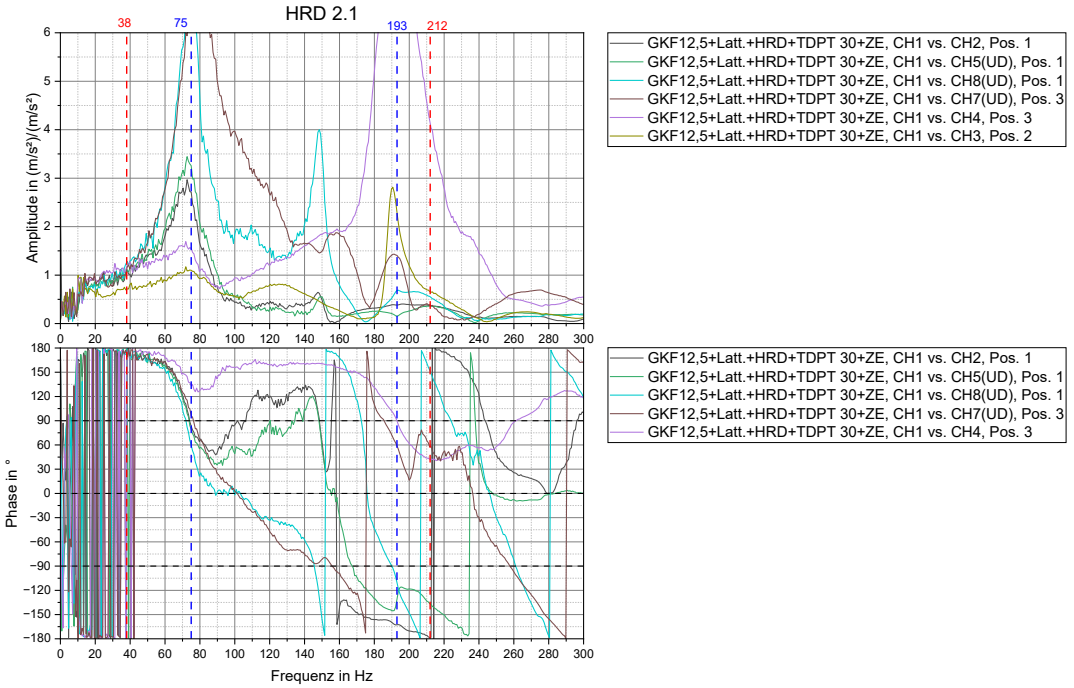

BSP 3.4
50
59
165
205
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
UD+BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1

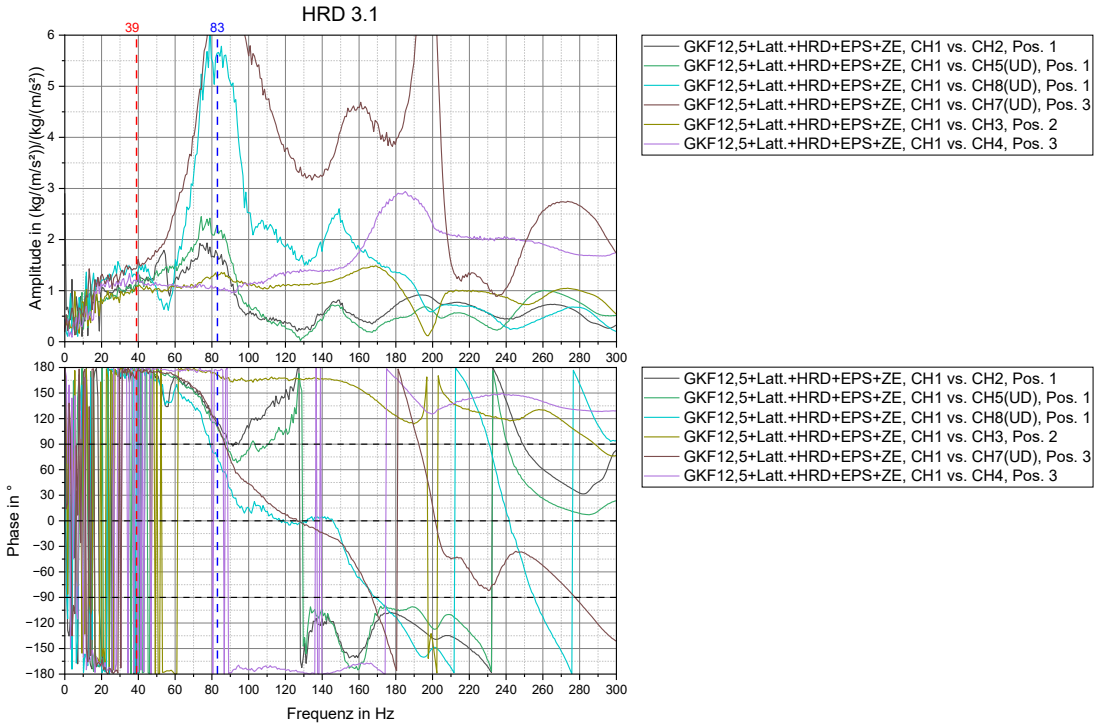

BSP 4.4
61
64
180
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
Phase in °
Frequenz in Hz
UD+BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
UD+BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
UD+BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP+Schüttung+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1

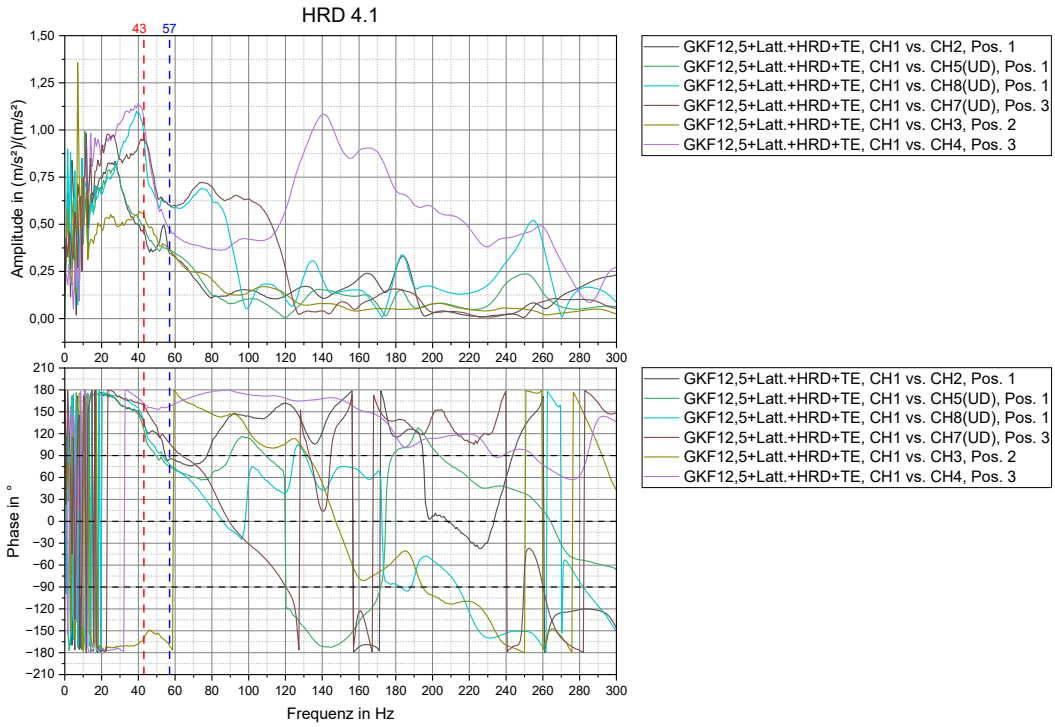

BSP 5.1
47
63
Amplitude in (m²/s)/(m²/s)
UD+BSP, CH2 vs. CH5(UD), Pos. 1
UD+BSP, CH2 vs. CH8(UD), Pos. 1
UD+BSP, CH4 vs. CH7(UD), Pos. 3
Phase in °
Frequenz in Hz

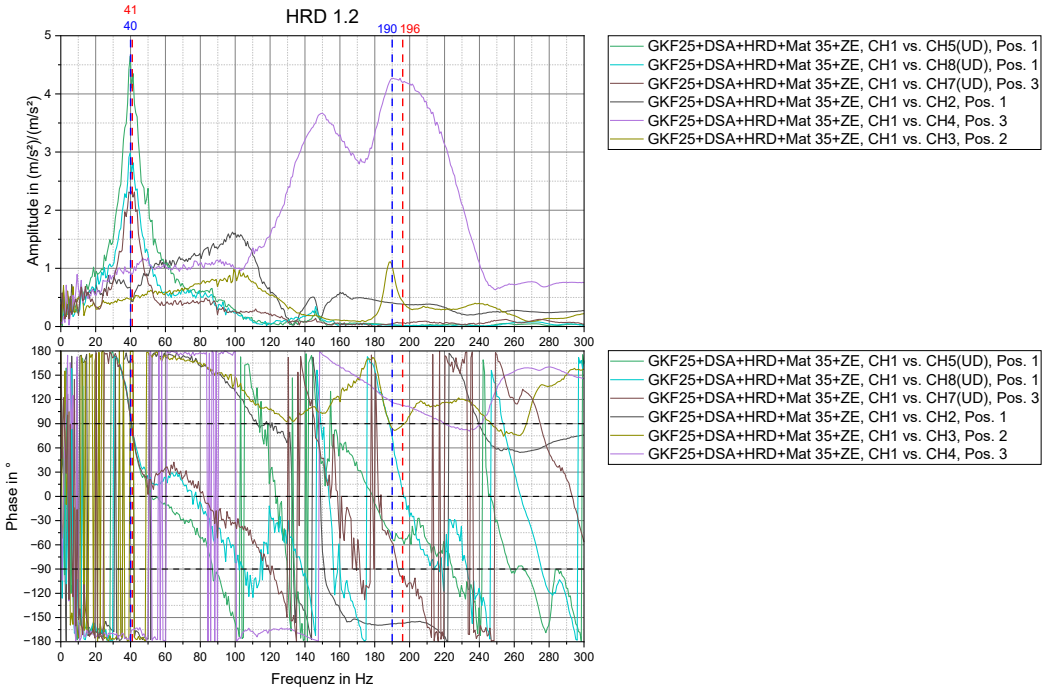
Anhang E-3: Holzbalkendecke

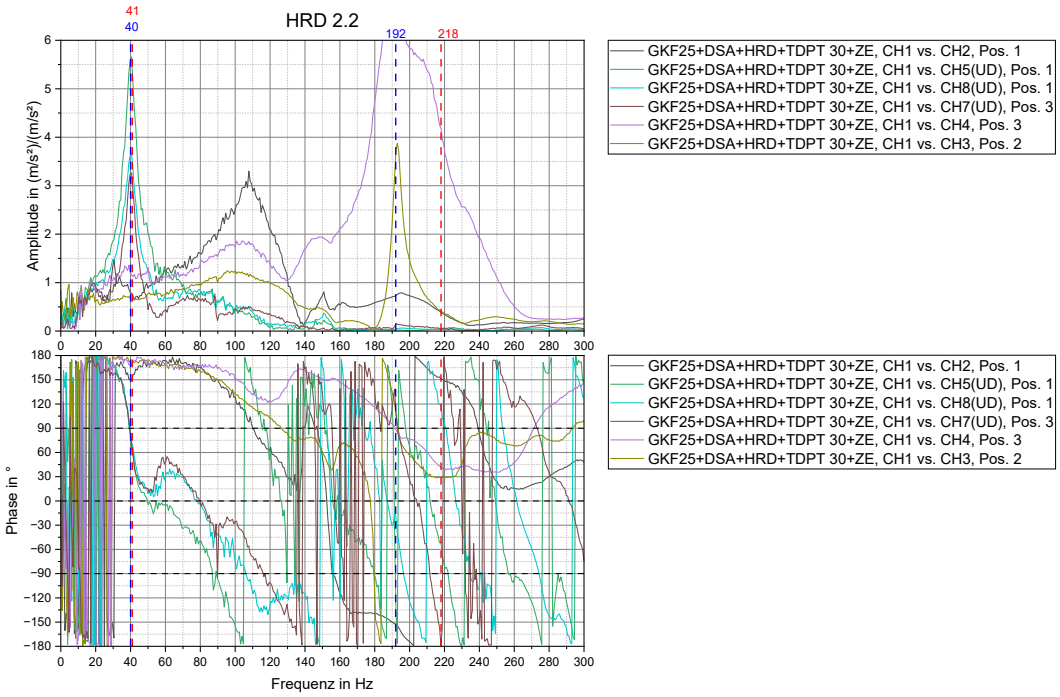


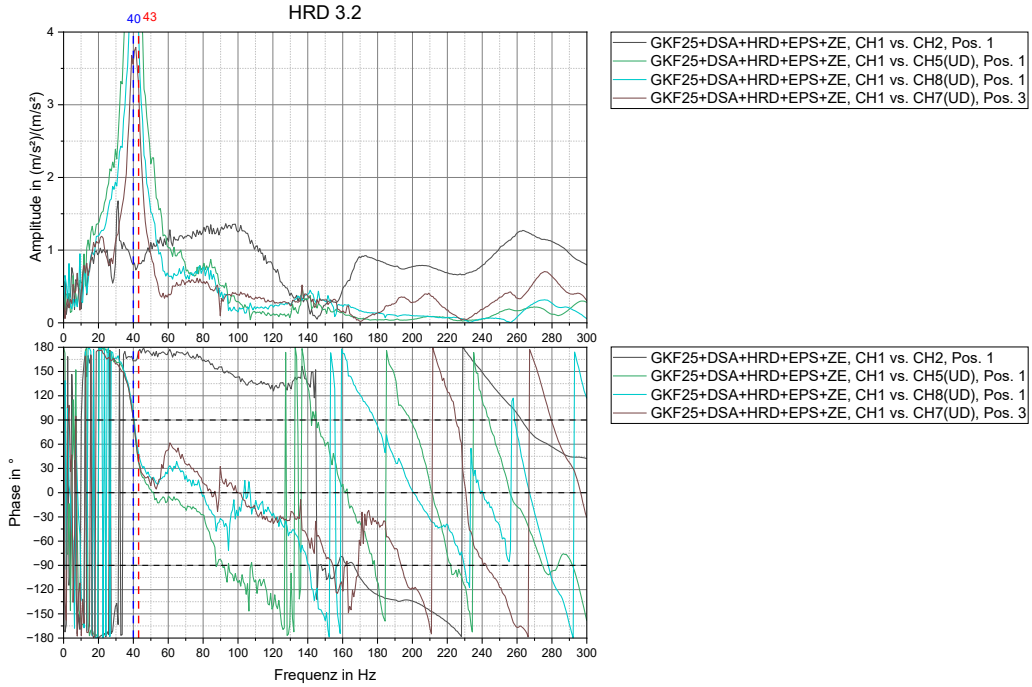


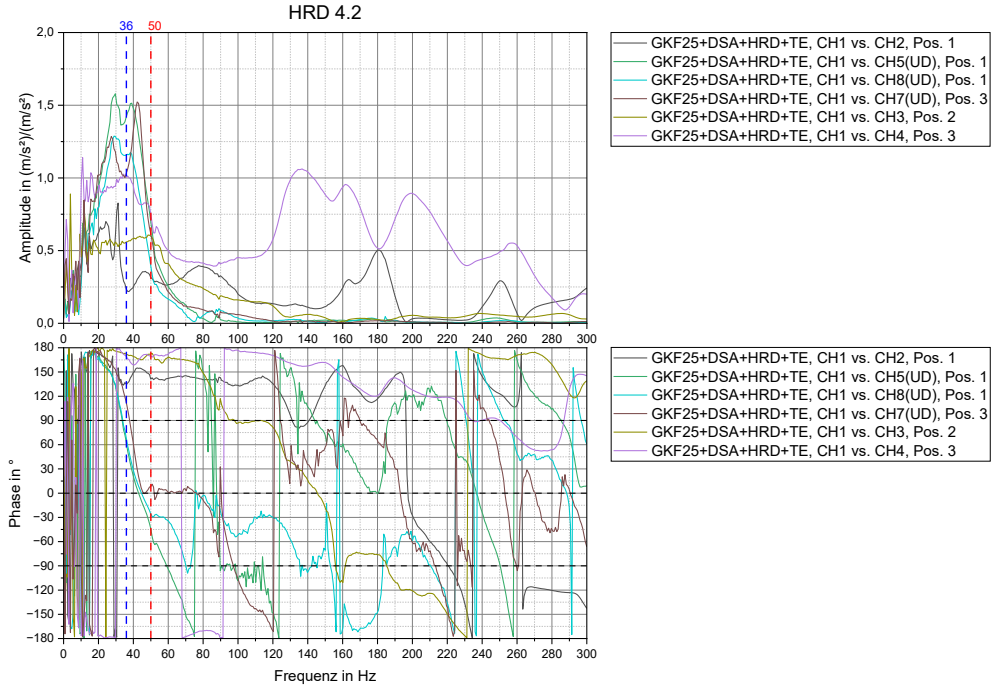

HRD 3.1
39
83
Amplitude in (kg/(m/s²))/(kg/(m/s²))
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF12,5+Latt.+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

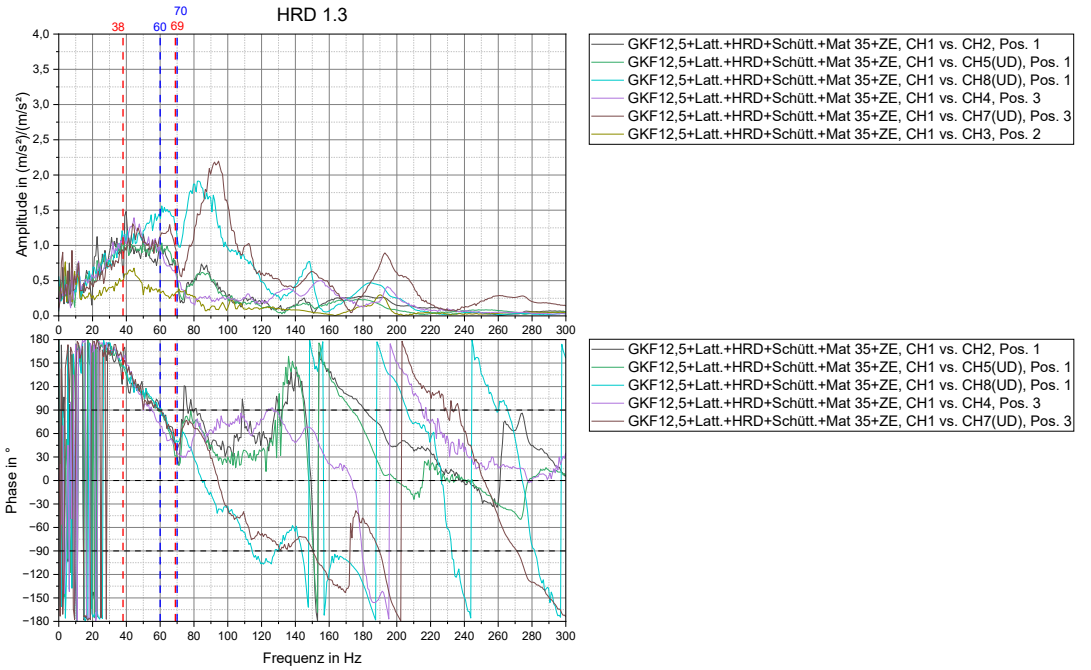

HRD 4.1
43
57
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF12,5+Latt.+HRD+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

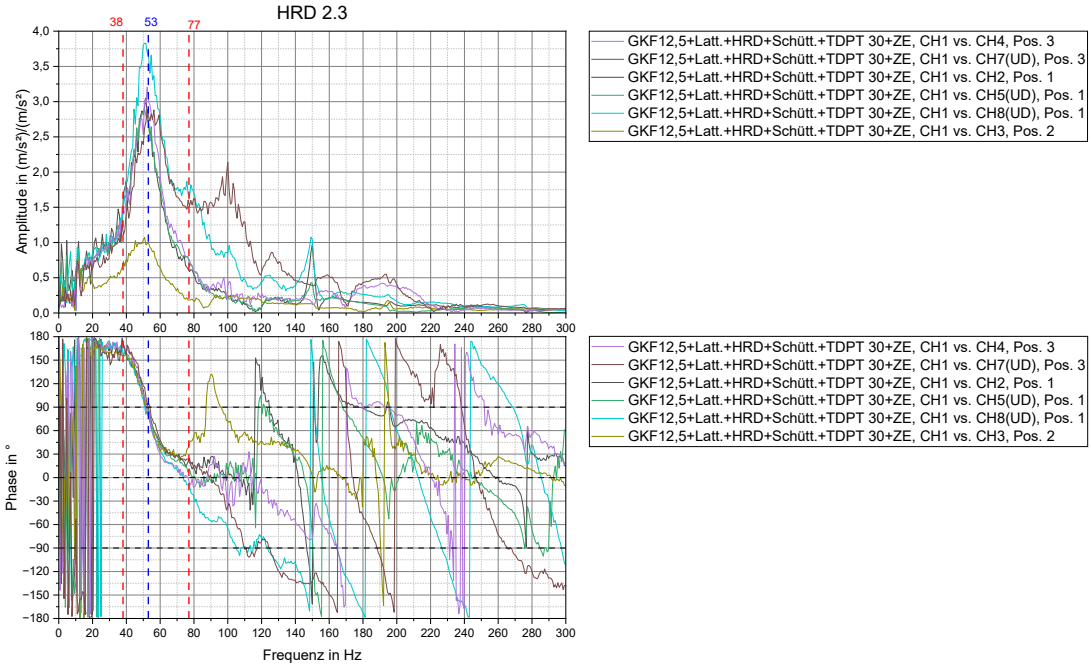

HRD 1.2
41
40
190 196
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+DSA+HRD+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

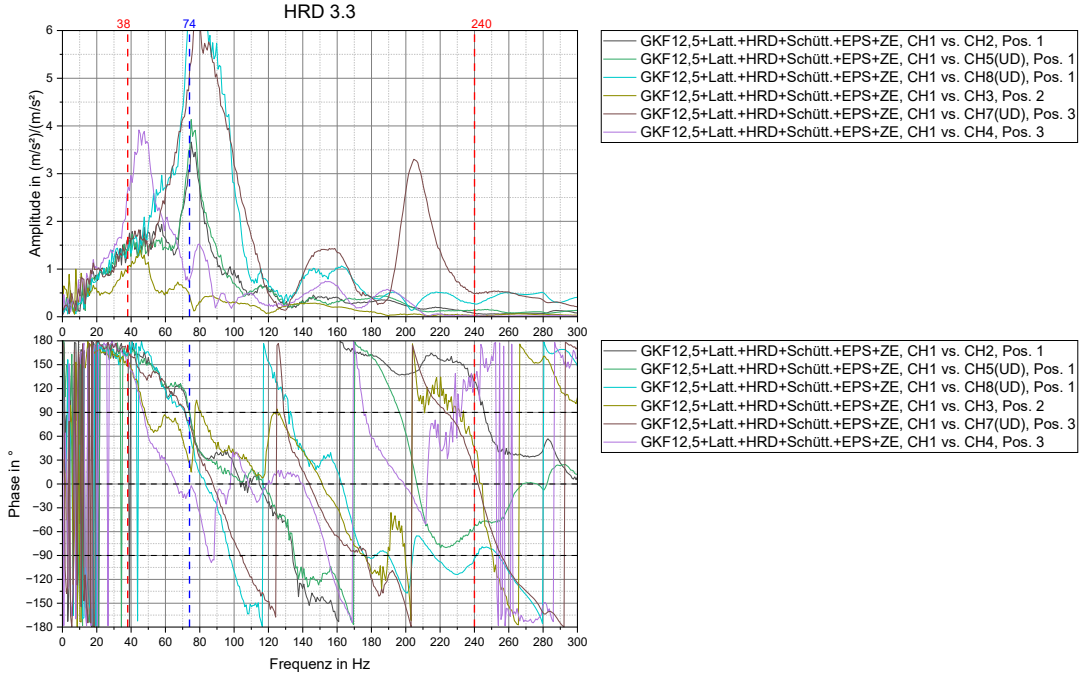

HRD 2.2
41
40
192
218
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2

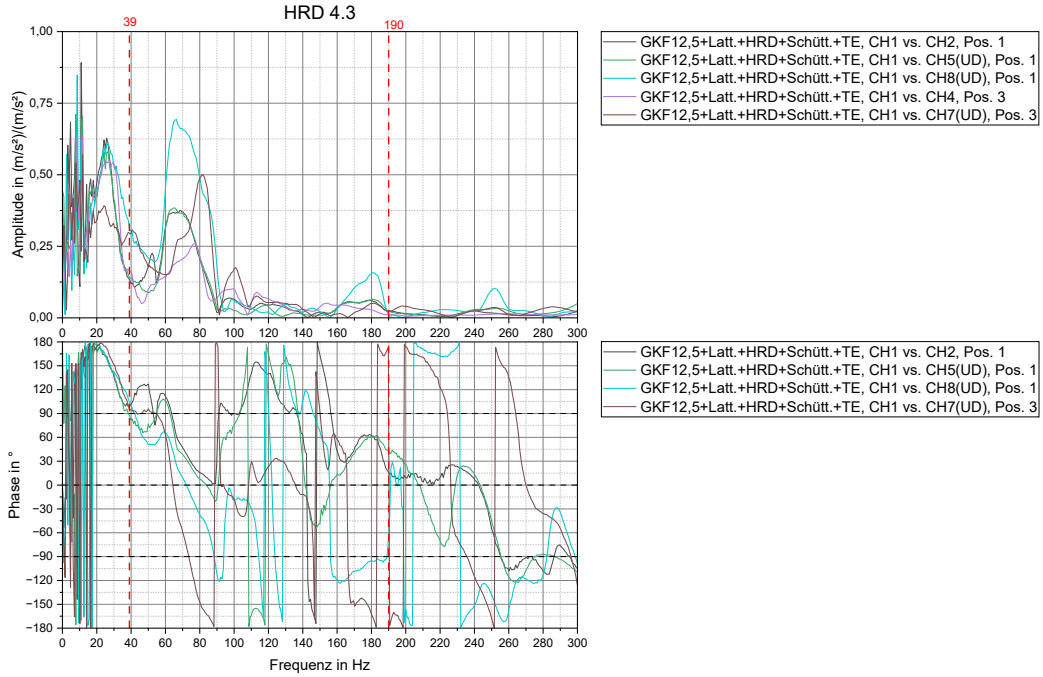

HRD 3.2
40
43
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

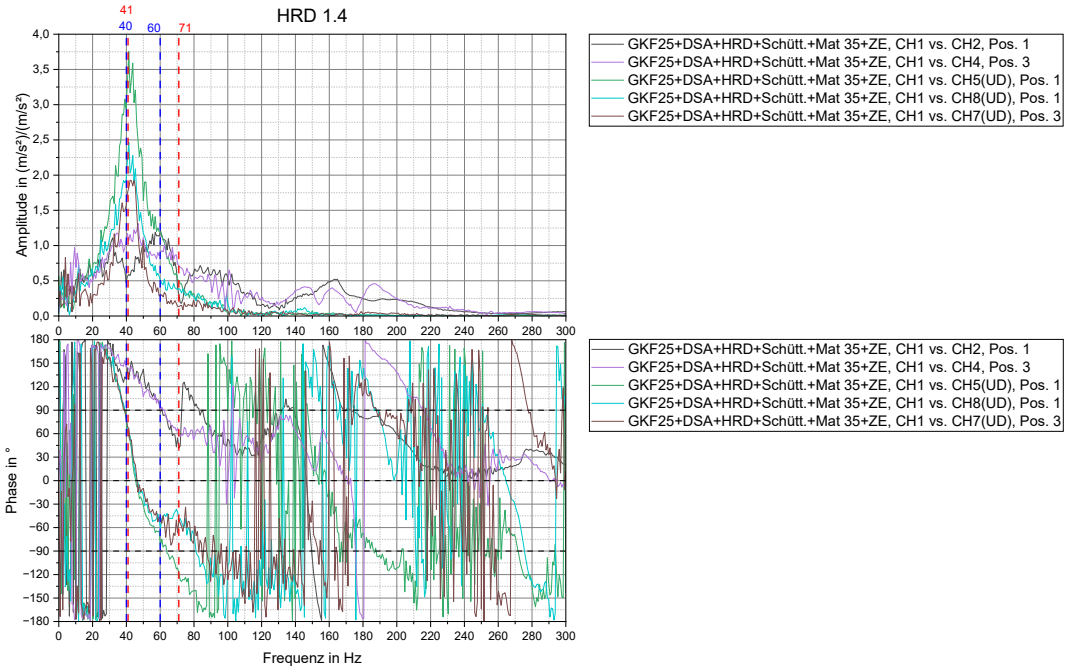

HRD 4.2
36
50
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+DSA+HRD+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

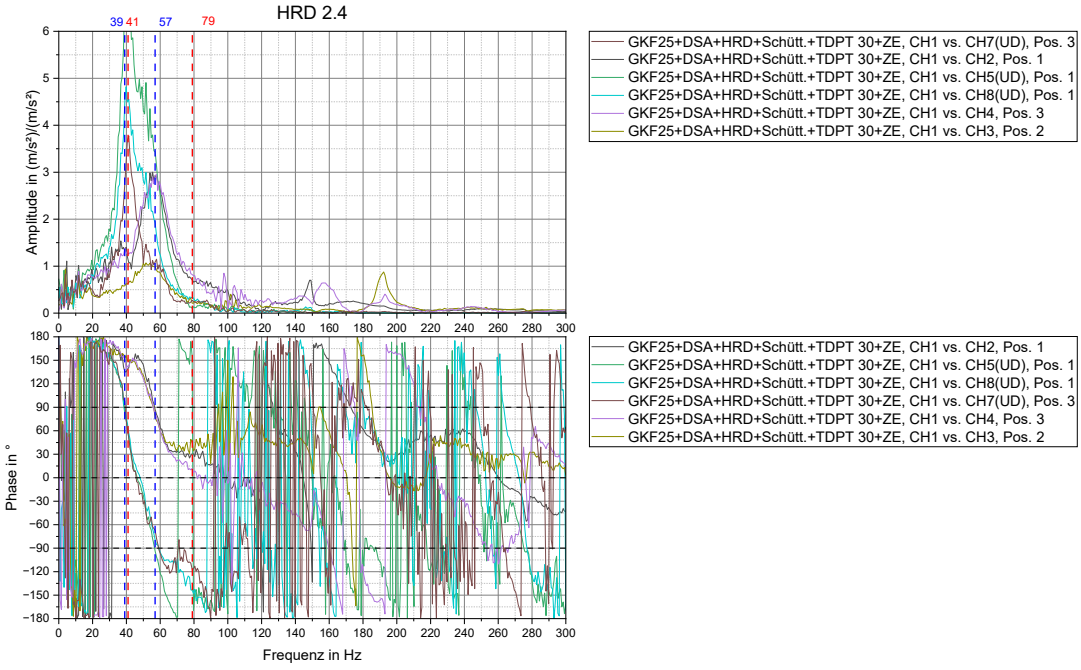

HRD 1.3
38
60
69
70
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2

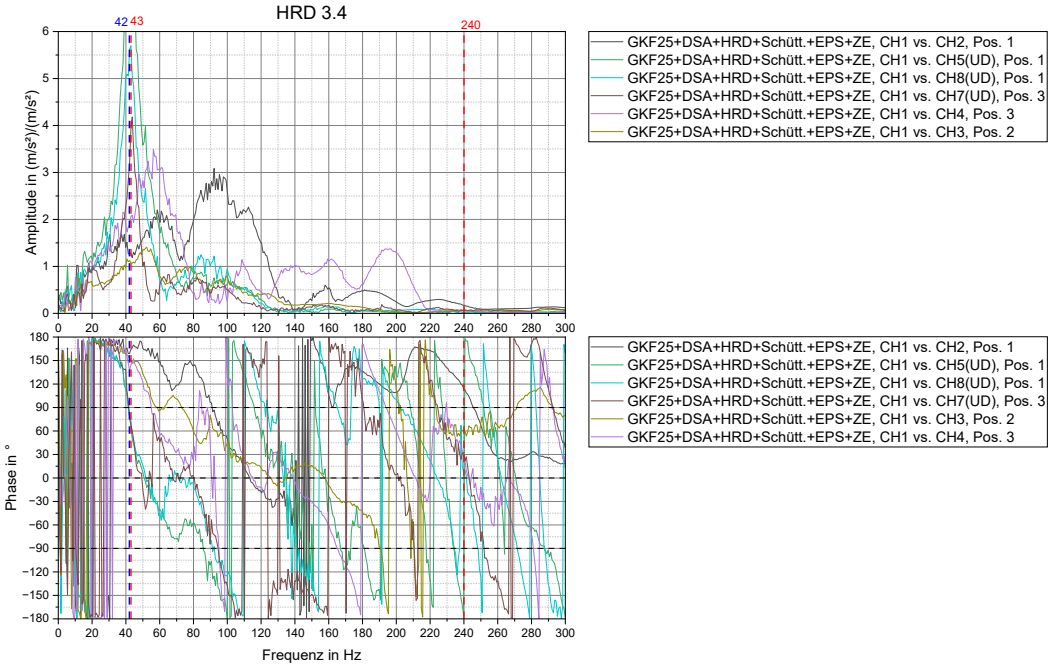

HRD 2.3
38
53
77
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2

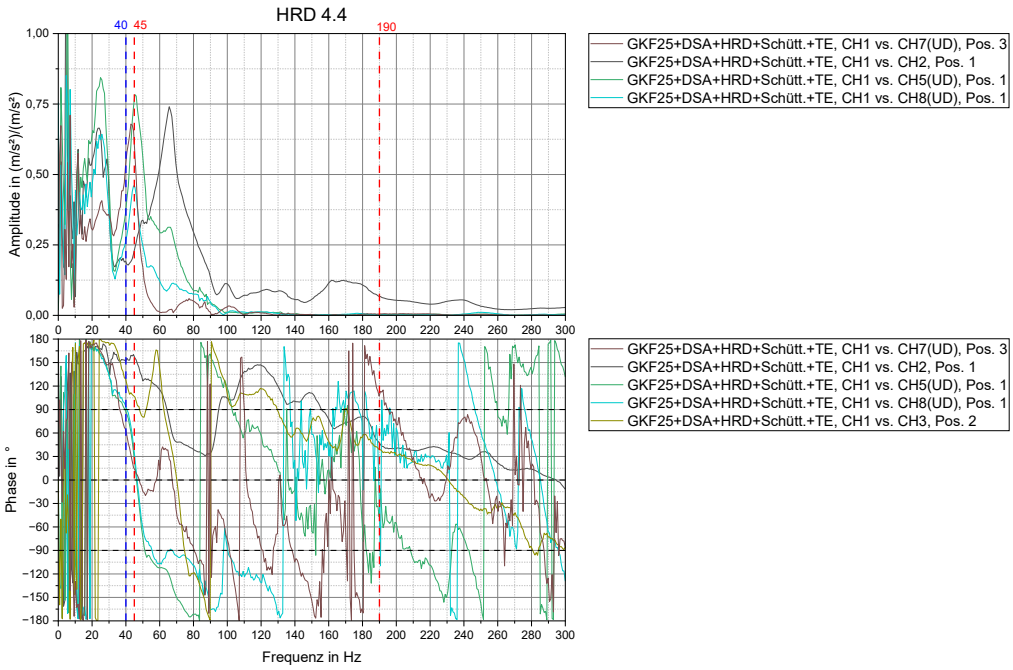

HRD 3.3
38
74
240
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

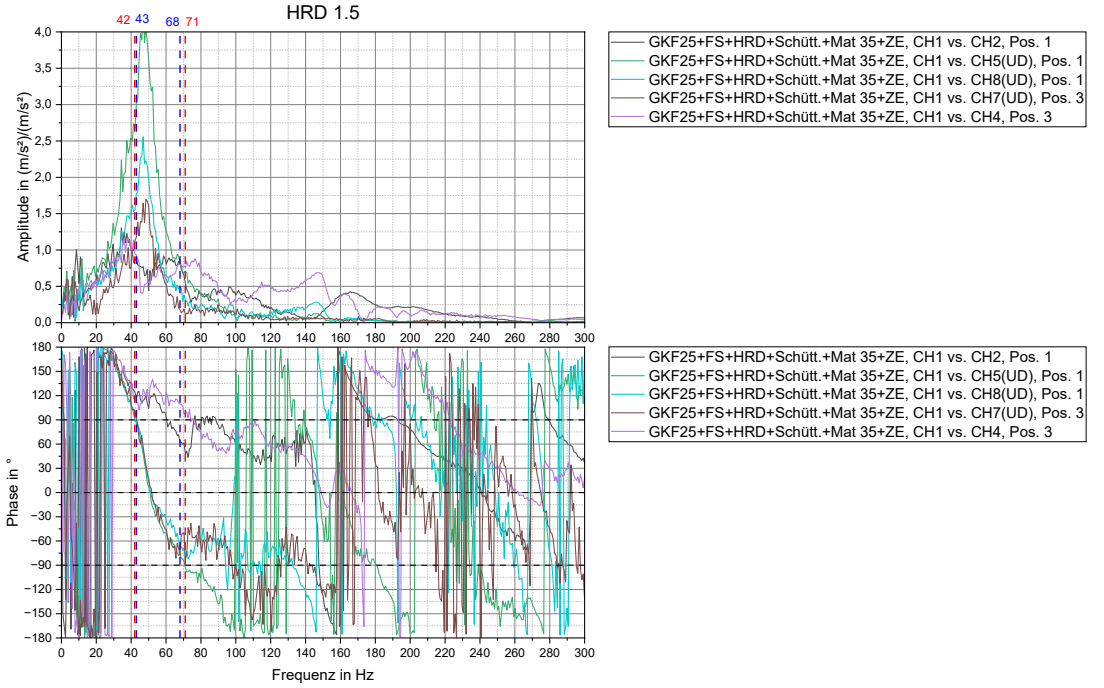

HRD 4.3
39
190
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF12,5+Latt.+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

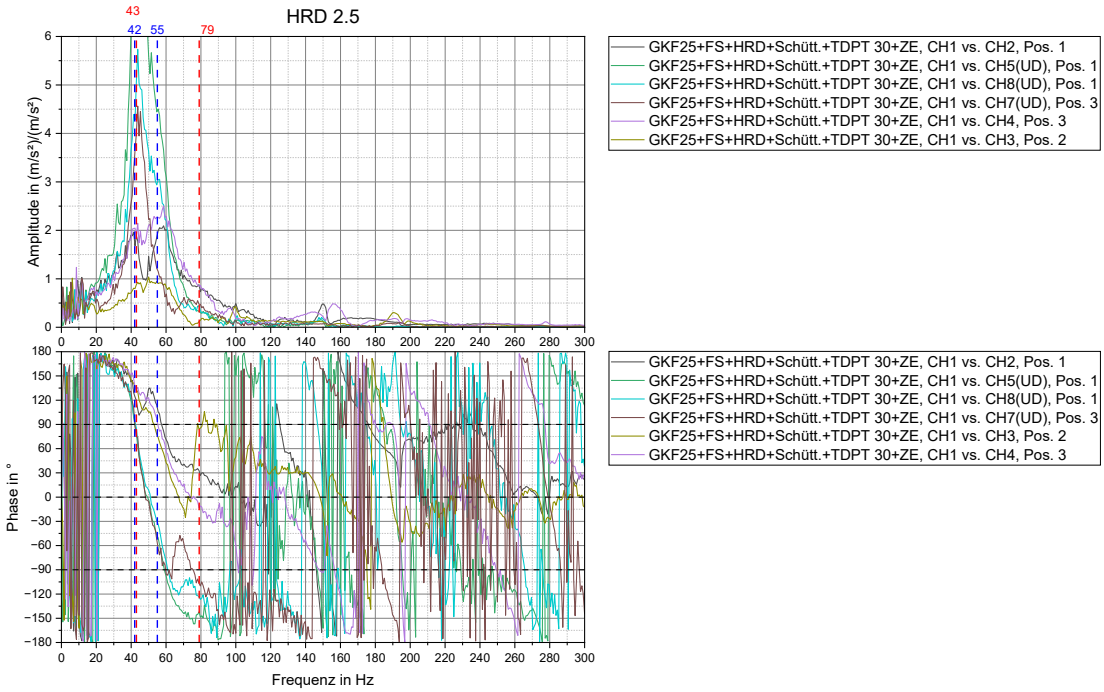

HRD 1.4
41
40
60
71
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

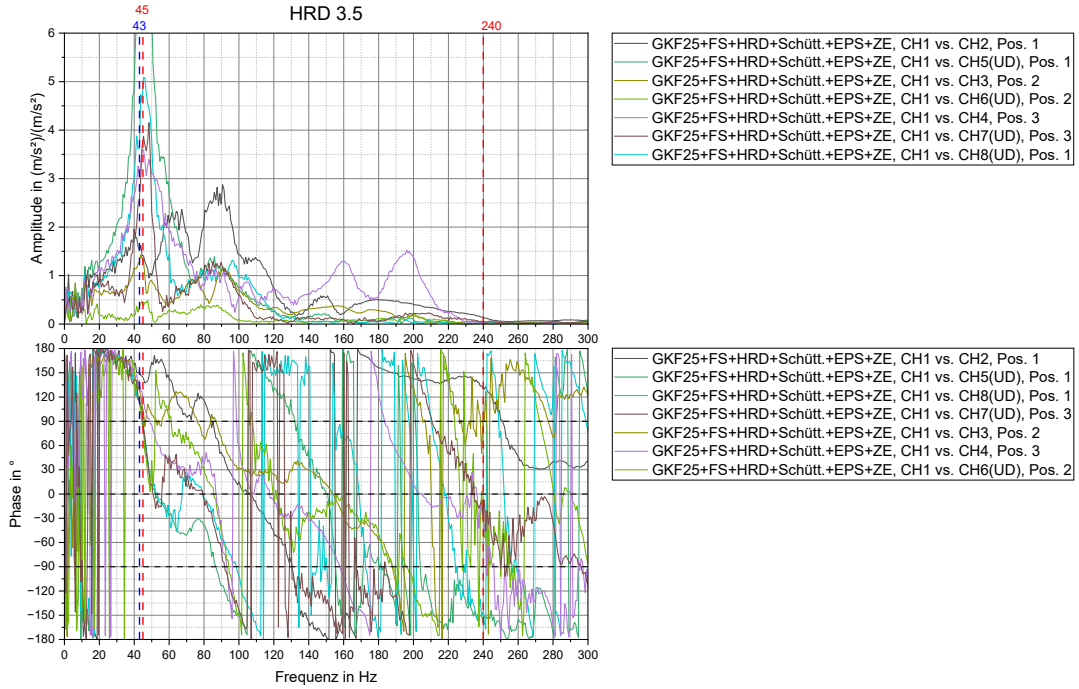

HRD 2.4
39
41
57
79
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2

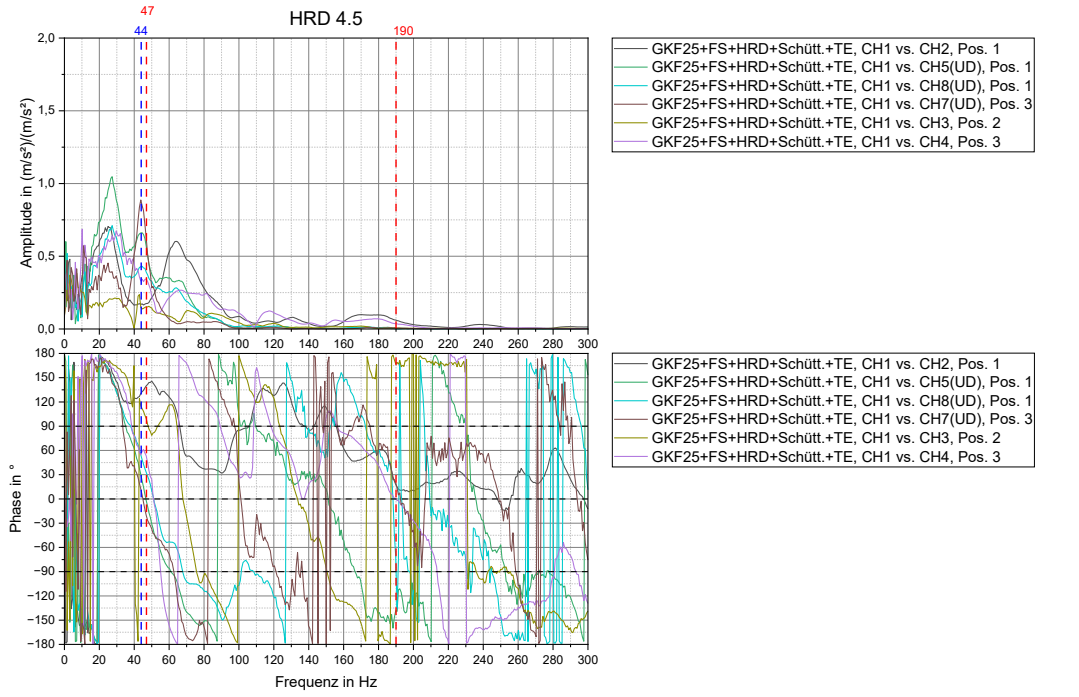

HRD 3.4
42
43
240
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

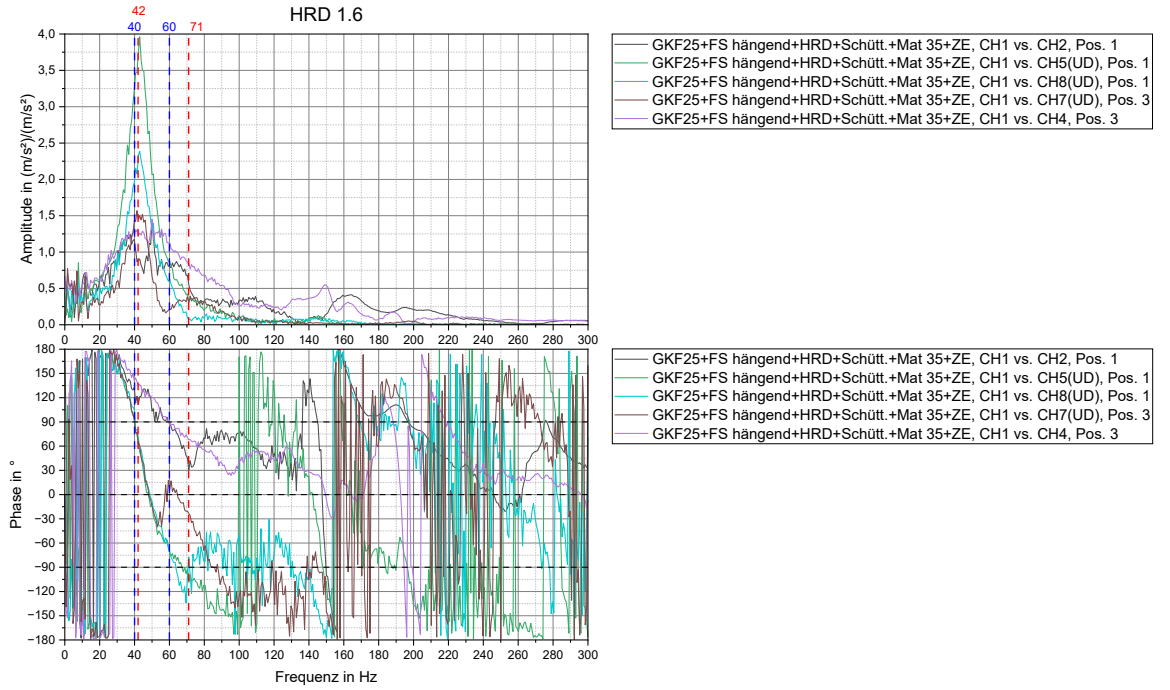

HRD 4.4
40
45
190
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2

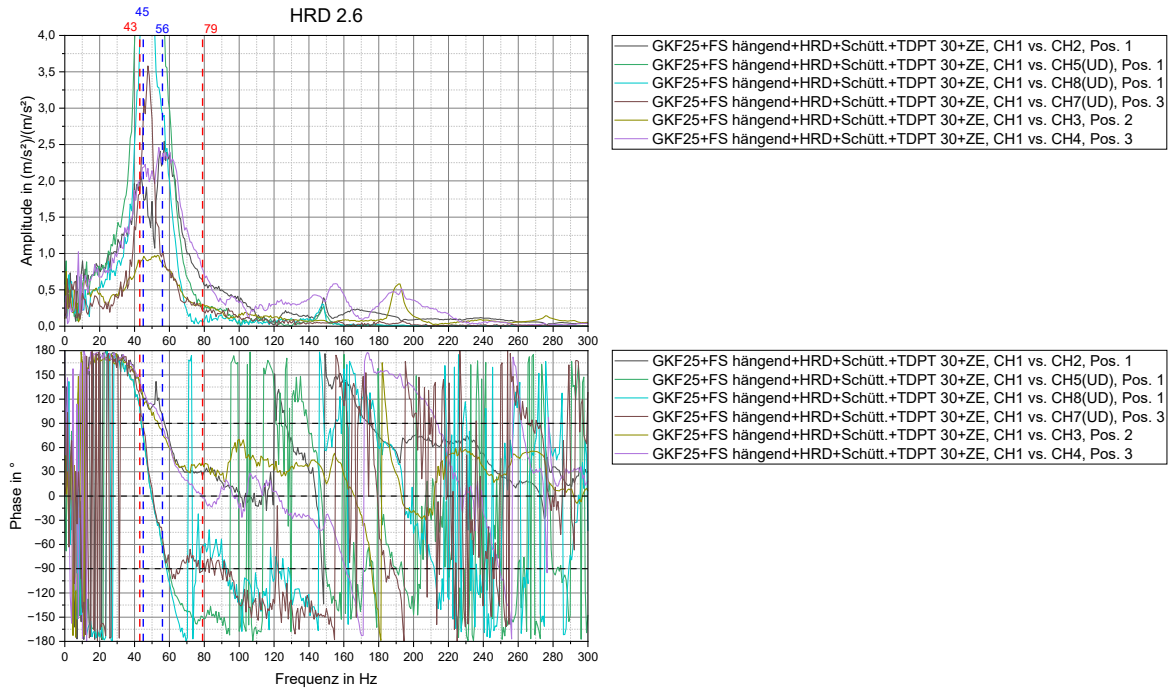

HRD 1.5
42 43 68 71
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

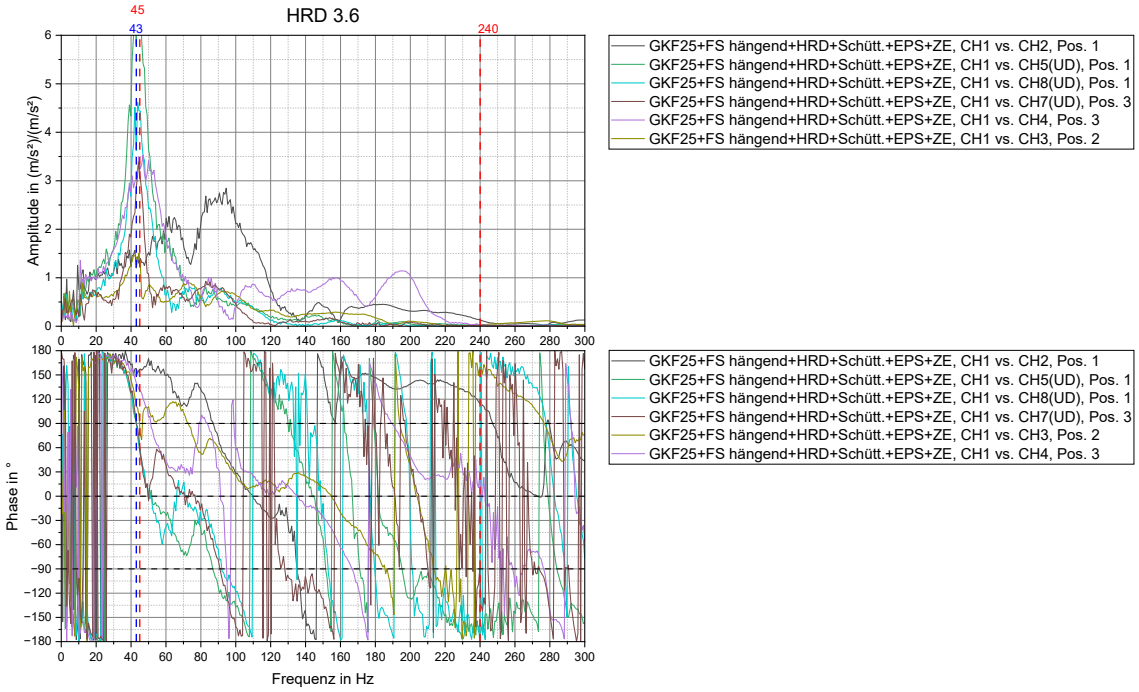

HRD 2.5
43 42 55 79
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2

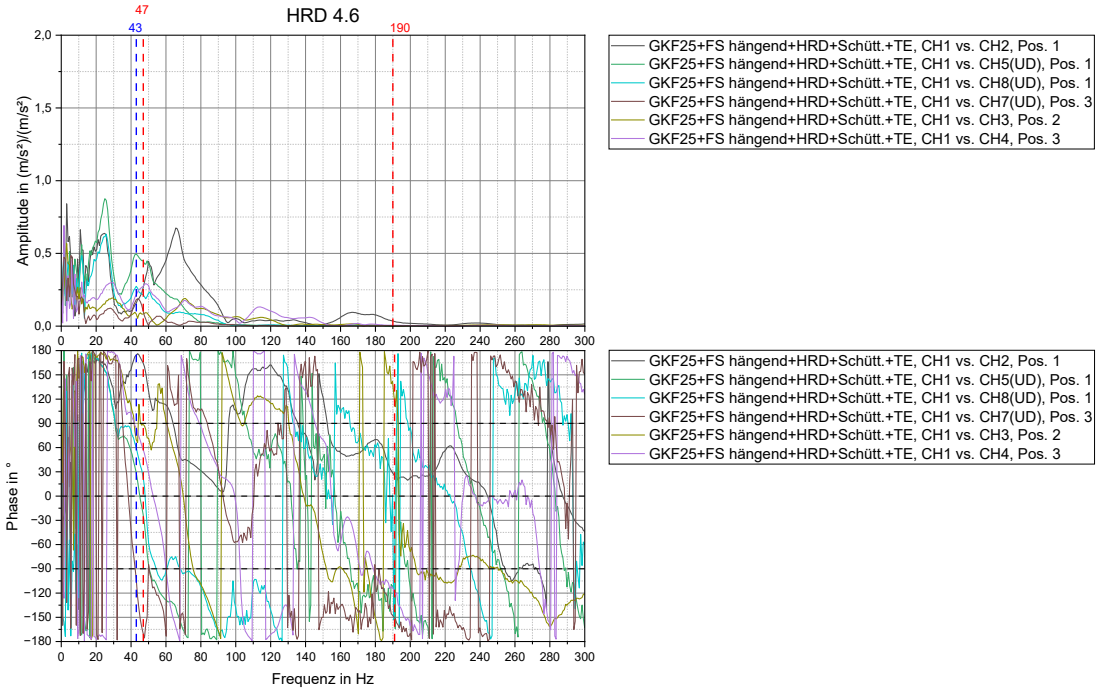

HRD 3.5
45
43
240
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH6(UD), Pos. 2
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH6(UD), Pos. 2

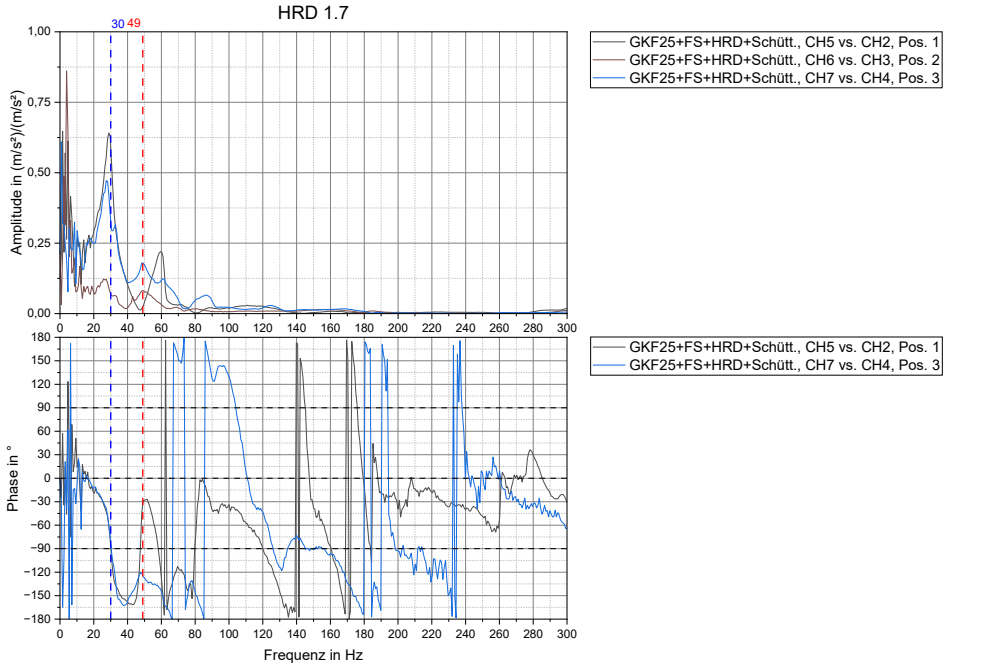

HRD 4.5
47
44
190
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

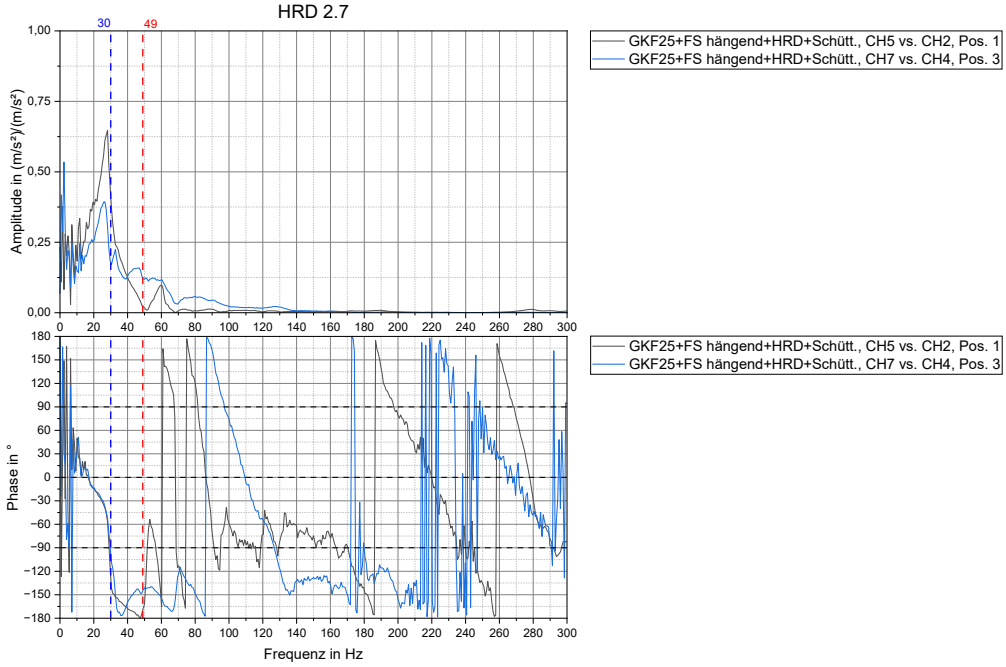

HRD 1.6
42
40
60
71
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+Mat 35+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

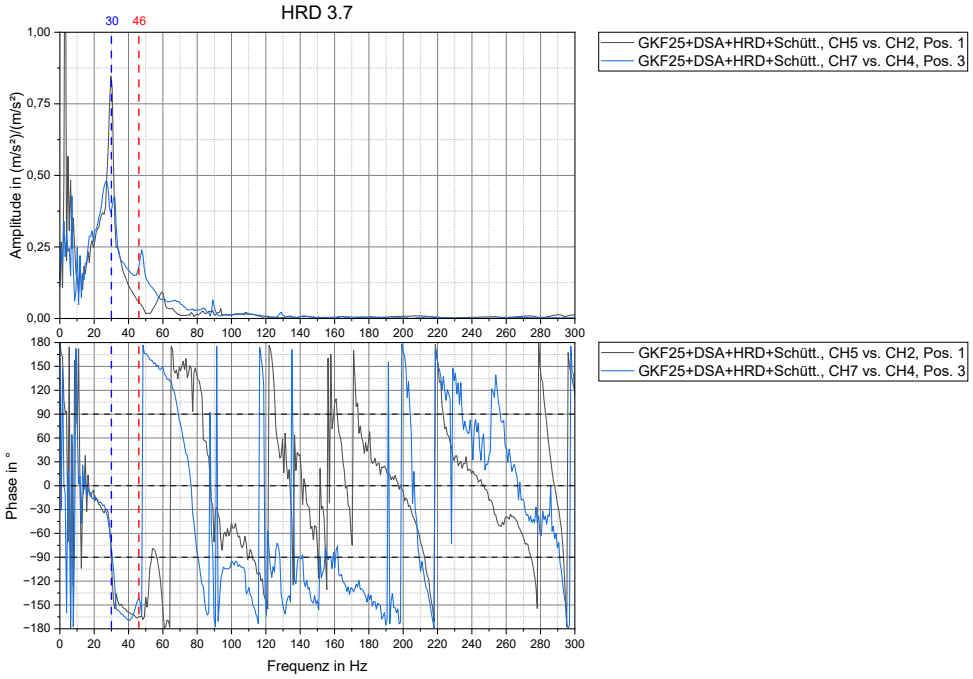

HRD 2.6
45
43
56
79
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TDPT 30+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

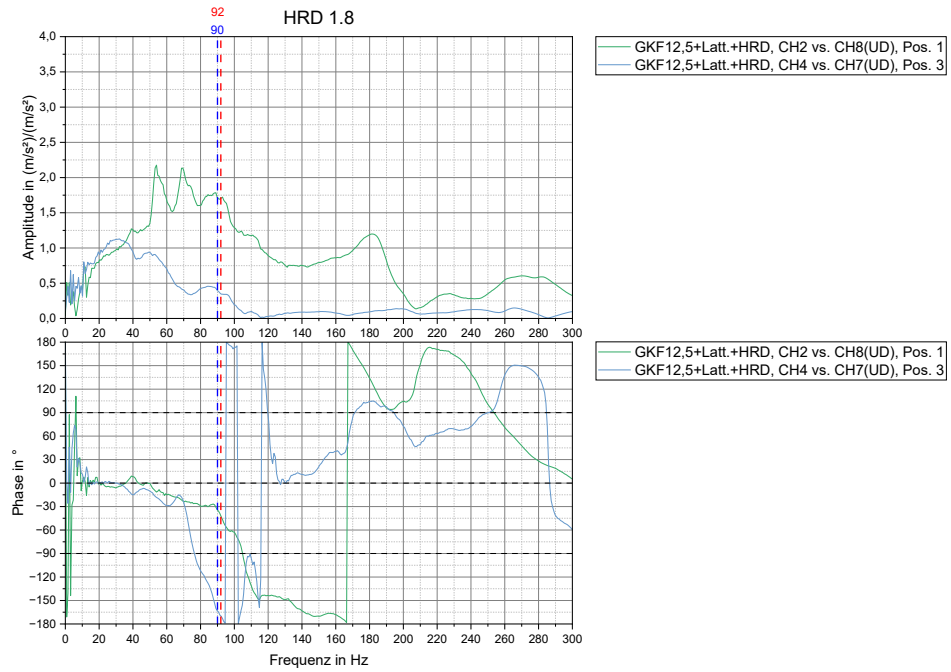

HRD 3.6
45
43
240
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+EPS+ZE, CH1 vs. CH4, Pos. 3

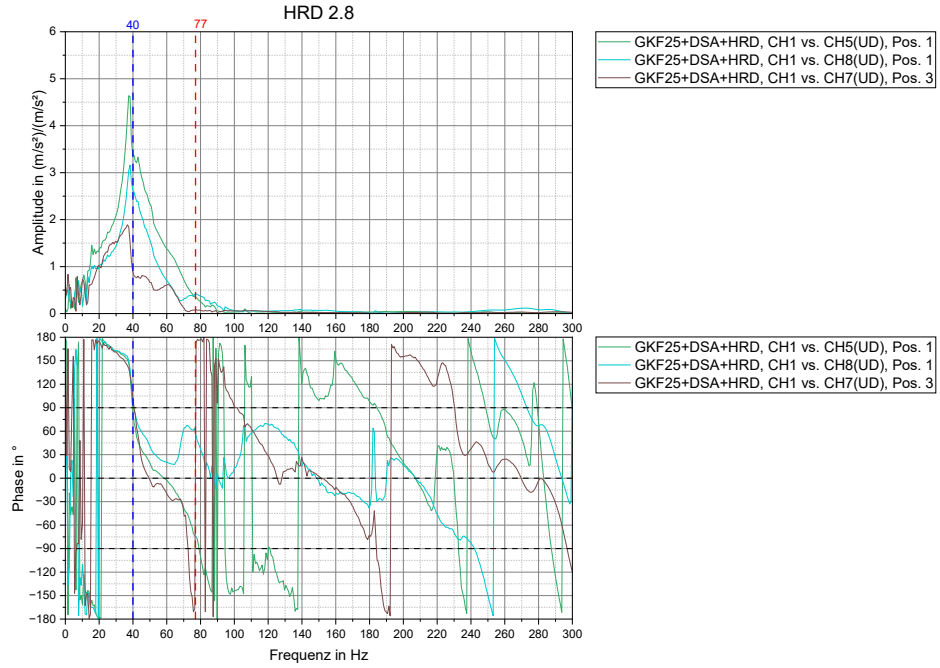

HRD 4.6
47
43
190
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt.+TE, CH1 vs. CH4, Pos. 3


HRD 1.7
30
49
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS+HRD+Schütt., CH5 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt., CH6 vs. CH3, Pos. 2
GKF25+FS+HRD+Schütt., CH7 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS+HRD+Schütt., CH5 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS+HRD+Schütt., CH7 vs. CH4, Pos. 3


HRD 2.7
30
49
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt., CH5 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt., CH7 vs. CH4, Pos. 3
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt., CH5 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+FS hängend+HRD+Schütt., CH7 vs. CH4, Pos. 3


HRD 3.7
30
46
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
1,00
0,75
0,50
0,25
0,00
0 20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240 260 280 300
GKF25+DSA+HRD+Schütt., CH5 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt., CH7 vs. CH4, Pos. 3
Phase in °
180 150 120 90 60 30 0 −30 −60 −90 −120 −150 −180
0 20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240 260 280 300
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD+Schütt., CH5 vs. CH2, Pos. 1
GKF25+DSA+HRD+Schütt., CH7 vs. CH4, Pos. 3


HRD 1.8
92
90
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF12,5+Latt.+HRD, CH2 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF12,5+Latt.+HRD, CH4 vs. CH7(UD), Pos. 3


HRD 2.8
40
77
Amplitude in (m/s²)/(m/s²)
Phase in °
Frequenz in Hz
GKF25+DSA+HRD, CH1 vs. CH5(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD, CH1 vs. CH8(UD), Pos. 1
GKF25+DSA+HRD, CH1 vs. CH7(UD), Pos. 3

Literaturverzeichnis

Blevins, Robert (1979): Formulas for natural Frequency and Mode Shape. New York: Van Norstrand Reinhold.

Blödt, Adrian; Rabold, Andreas; Halstenberg, Michael (2019): Grundlagen und Vorbemessung. In: *Schallschutz im Holzbau* (Reihe 3, Teil 3), S. 23.

Dietz, P.; Rolshofen, W.; Schäfer, G. (2007): Betrachtung zum Schwingverhalten von Rechteckplatten. Institut für Maschinenwesen. Online verfügbar unter https://www.imw.tu-clausthal.de/fileadmin/Forschung/Inst-Mitt/2007/153_164_TAI-CHI.pdf, zuletzt geprüft am 23.12.2022.

Hopkins, Carl (2007): Sound Insulation. 1. Aufl. Oxford, Burlington: Butterworth-Heinemann, zuletzt geprüft am 30.06.2024.

Hopkins, Carl (2014): Sound Insulation. New York: Routeledge.

ingenieurkurse.de (2018): Amplitude, Schwingungsdauer, Frequenz. Siegen. Online verfügbar unter https://www.ingenieurkurse.de/physik/schwingungen/ungedaempfte-harmonische-schwingungen/amplitude-schwingungsdauer-frequenz.html, zuletzt geprüft am 17.07.2024.

Kuttner, Thomas (2015): Praxiswissen Schwingungsmesstechnik. Wiesbaden: Springer-Vieweg.

Lohninger, Hans (2012): Fensterfunktionen in der FFT. Online verfügbar unter http://www.statistics4u.info/fundstat_germ/ee_fft_windowing.html, zuletzt geprüft am 19.07.2024.

Lux, Christian; Hierl, Dominik; Nusser, Bernd; Luckinger, Gustav; Neusser, Maximilian (2024): Resonanzfrequenzmessung von Decken- und Wandaufbauten. Holzforschung Austria; Technische Hochschule Rosenheim; Akustik Engineering Luckinger GmbH; Technische Universität Wien. Hannover (DAGA 2024).

Mecking, Simon; Mutter, Tobias; Rabold, Andreas (Hg.) (2022): Verbesserung des Schalldämm-Maßes durch Vorsatzschalen im Holzmassivbau. 6. Internationale Fachtagung Bauphysik & Gebäudetechnik BGT 2022.

Meyer, Martin (2020): Signalverarbeitung. Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter. 9. Aufl. Wiesbaden: Springer-Vieweg.

Puente León, Fernando; Kiencke, Uwe; Jäkel, Holger (2011): Signale und Systeme. 5. Auflage: Oldenbourg. Online verfügbar unter https://de-academic.com/dic.nsf/dewiki/835706.

Richter, W. (2012): Signal/Rausch-Verbesserung. Physikalisches Praktikum für Fortgeschrittene. Physikalisches Institut der Universität Bayreuth. Online verfügbar unter https://web.archive.org/web/20170820173007/http://www.praktika.physik.uni-bayreuth.de/Signal_Rausch.pdf, zuletzt geprüft am 08.05.2023.

ÖNORM B 8115-5:2021-4, 2021: Schallschutz und Raumakustik im Hochbau; Teil 5; Klassifizierung.

Schödel, Benjamin (2018): Ermittlung schalltechnischer Beurteilungskriterien für Unterdeckenabhänger und Trittschalldämmplatten. Bachelorarbeit. Technische Hochschule Rosenheim, Rosenheim. Online verfügbar unter \\hfa-citavi\CitaviAttachments\Schödel 2018 - Ermittlung schalltechnischer Beurteilungskriterien für Unterdeckenabhänger.pdf.

Vorländer, Michael (2018): Digitale Signalverarbeitung in der Messtechnik. Berlin: Springer-Vieweg (Fachwissen Technische Akustik).

Weidner, Herbert (2009): Phasenverschiebung schwache und starke Dämpfung. Online verfügbar unter https://de.m.wikipedia.org/wiki/Datei:Erzwungene_Schwingung_Phasenverschiebung.png, zuletzt geprüft am 19.07.2024.

Willems, Wolfgang; Stricker, Diana; Wagner, Alexandra (2020): Schallschutz: Bauakustik. Grundlagen- Luftschallschutz - Trittschallschutz. 2. Aufl. Wiesbaden: Springer-Vieweg. Online verfügbar unter https://doi.org/10.1007/978-3-658-28454-1.

Zürcher, Christoph; Frank, Thomas (2022): Schallausbreitung im Gebäude. Online verfügbar unter https://enbau-online.ch/bauphysik/7-4-schallausbreitung-im-gebaeude/, zuletzt geprüft am 19.12.2022.

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit bestätige ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Hilfsmittel benutzt habe. Die Stellen der Arbeit, die dem Wortlaut oder dem Sinn nach anderen Werken (dazu zählen auch Internetquellen) entnommen sind, wurden unter Angabe der Quellen kenntlich gemacht.

Rosenheim, den 21.07.2024



Unterschrift

Sound.Wood.Austria - Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise

Resonanzfrequenzmessung mittels Differenzenmethode - Beschleunigungsamplituden

Anhang 11 zum Endbericht

FFG-Projektnr.: 870818

HFA-Nr.: F500

Gefördert durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG)

Projektleitung

Dr. Bernd Nusser

Autor:innen

DI Selina Vavrik-Kirchsteiger, DI Heinz Ferk

Beteiligte Verbände und Firmen

Fachverband der Holzindustrie Österreichs, Österreichischer Fertighausverband, Bundesinnung Holzbau

Elk Fertighaus GmbH, Getzner Werkstoffe GmbH, Griffnerhaus GmbH, Haas Fertigbau, KLH Massivholz GmbH, Saint Gobain Austria, Stora Enso, Theurl GmbH, Vario-Bau Fertighaus GmbH, Vinzenz Harrer GmbH

Wien/Graz, Juli 2026

Graz University of Technology

LKI Konstruktiver Ingenieurbau
Labor für Bauphysik

Inffeldgasse 24
8010 Graz - Austria

Tel.: +43 316 873 1301
Fax: +43 316 873 1320

UID: ATU 574 77 929

bauphysik@tugraz.at
www.bauphysik.tugraz.at

MESSBERICHT - NR. B18.686.110.702

ANTRAGSTELLER: „Sound.Wood.Austria – Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise“, FFG-Nr. 870818

ANTRAG: Messtechnische und Rechnerische Ermittlung der **Resonanzfrequenzen** von Mehrmassenschwingern von Bauteilen im Prüfstand.

GEGENSTAND: **DECKEN- UND WANDKONSTRUKTIONEN**

Systembezeichnung: **Wohnungstrenndecken- und Wohnungstrennwandkonstruktionen in Massivholzbauweise**

Beschreibung: Varianten von Wohnungstrenndeckenkonstruktionen, bestehend aus einer Massivholzplatte und Varianten von Fußbodenaufbauten.
Varianten von Wohnungstrennwandkonstruktionen aus Massivholzplatten sowie einer freistehenden GKBP-Vorsatzschale.

Hersteller:

Abmessung:

Bauteilfläche Decke	4300 mm x 3500 mm (B x H)
Messfläche Decke	3830 mm x 3030 mm (B x H)
Versuchskörperfläche Wand	4180 mm x 2780 mm (B x H)

Bemerkungen:

Die vollständige Beschreibung aller leistungsrelevanten Produktdetails sind dem Punkt 3 „Gegenstand“ zu entnehmen.

BESCHREIBUNGS-GRÖßEN:
(WERDEN BEI JEDEM AUFBAU ANGEFÜHRT)

Resonanzfrequenz/en Mehrmassenschwinger

$f_{R,i}$ [Hz]

Die vollständigen Ergebnisse mit den zugehörigen Messunsicherheiten sind dem Punkt 5 und den Beilagen 1 und 2 zu entnehmen.

BEISPIELHAFTE DARSTELLUNG:





GELTUNG:

Eine Vervielfältigung des Dokuments darf nur in vollem Umfang erfolgen. Die Gültigkeit des Berichts erstreckt sich auf den Gegenstand gemäß Punkt „Gegenstand“ und die angeführten Randbedingungen. Ergänzende Punkte der Geltung sind unter www.bauphysik.tugraz.at einzusehen. Für alle durchgeführten Arbeiten gelten ausschließlich allgemein die Geschäftsbedingungen der Technischen Universität Graz* und im Speziellen die Geschäftsbedingungen des Labors für Bauphysik unter der Anwendung der salvatorischen Klausel. *(www.tugraz.at)

INHALT:

1 Antrag
2 Referenzen
3 Gegenstand und Ergebnis
4 Rechnerische Ermittlung der Resonanzfrequenzen
5 Messtechnische Ermittlung der Resonanzfrequenzen
Beilagen

SIGNATURINFORMATIONEN		
	Unterzeichner	Selina Karen Vavřík-Kirchsteiger
	Datum/Zeit-UTC	2024-12-19T09:43:20+01:00
	Prüfinformation	Informationen zur Prüfung der elektronischen Signatur finden Sie unter: https://www.signaturpruefung.gv.at
Hinweis	Dieses mit einer qualifizierten elektronischen Signatur versehene Dokument hat gemäß Art. 25 Abs. 2 der Verordnung (EU) Nr. 910/2014 vom 23. Juli 2014 ("eIDAS-VO") die gleiche Rechtswirkung wie ein handschriftlich unterschriebenes Dokument.	

Dipl.-Ing. Selina Vavrik-Kirchsteiger, Projektleiterin

Graz, 19.12.2024

SIGNATURINFORMATIONEN		
	Unterzeichner	Heinz-Joachim Ferk
	Datum/Zeit-UTC	2024-12-19T10:50:32+01:00
	Prüfinformation	Informationen zur Prüfung der elektronischen Signatur finden Sie unter: https://www.signaturpruefung.gv.at
Hinweis	Dieses mit einer qualifizierten elektronischen Signatur versehene Dokument hat gemäß Art. 25 Abs. 2 der Verordnung (EU) Nr. 910/2014 vom 23. Juli 2014 ("eIDAS-VO") die gleiche Rechtswirkung wie ein handschriftlich unterschriebenes Dokument.	

Dipl.-Ing. Heinz Ferk, Laborleiter

1 ANTRAG

Messtechnische und rechnerische Ermittlung der **Resonanzfrequenzen von Mehrmassenschwingern** von Bauteilen in Holzmassivbauweise im Prüfstand.

2 REFERENZEN

[1]	Blevins R. D.: *Formulas for dynamics, acoustics and vibration*, John Wiley & Sons, Ltd., 2016.
[2]	ÖNORM B 8115-4: 2003-09 *Schallschutz und Raumakustik im Hochbau, Teil 4: Maßnahmen zur Erfüllung der schalltechnischen Anforderungen.*
[3]	ÖNORM EN ISO 10140-3: 2021-09 *Akustik – Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand, Teil 3: Messung der Trittschalldämmung.*
[4]	ÖNORM EN ISO 10848-1: 2018-01 *Akustik – Messung der Flankenübertragung von Luftschall, Trittschall und Schall von Gebäudetechnischen Anlagen zwischen benachbarten Räumen im Prüfstand und am Bau, Teil 1: Rahmendokument.*
[5]	ÖNORM EN ISO 10140-4: 2021-09 *Akustik – Messung der Schalldämmung von Bauteilen im Prüfstand, Teil 3: Messverfahren und Anforderungen.*
[6]	Möser M.: *Messtechnik der Akustik,* Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.

3 GEGENSTAND UND ERGEBNIS

3.1 BAUSTOFFLISTE

Nachfolgend werden alle Materialien, welche in den Aufbauten der Decken und Wände verwendet wurden angeführt. Achsabstände werden mit dem Buchstaben e dargestellt. Die Baustoffnummer wird in der ersten Spalte der gelisteten Wandaufbauten angeführt.

3.1.1 TRENNDECKEN

Massivholzplatte 5s

Baustoffnummer	02
Material	5-schichtige Brettsperrholzplatte aus Nadelholz (Fichte)
Typ	CLT 200 NVI L5S WW C24 SAN
Hersteller	Stora Enso WP Bad St. Leonhard GmbH
Abmessungen (L × B)	4300 mm × 3500 mm zusammengesetzt aus 2 Platten mit Stufenfalz – 50 mm 1x 4300 mm x 2000 mm und 1x 4300 mm x 1550 mm
Dicke	200 mm
Masse	1475 kg (Quelle: Hersteller) / 1390 kg (gewogen)
flächenbezogene Masse	98,0 kg/m² (Quelle: Hersteller) / 92,4 kg/m² (gewogen)
Montage und Befestigung	28x verschraubt mit Holzbauschrauben (Senkkopf, Teilgewinde 6,0 x 180 mm); e = 150 mm

Zementestrich

Baustoffnummer	03
Material	Zementestrichplatte
Typ	-
Hersteller	MABA Fertigteilindustrie GMBH
Abmessungen (L × B)	4300 mm × 3500 mm
Dicke	60 mm
Masse	2257,5 kg
flächenbezogene Masse	150 kg/m²
Montage und Befestigung	-

Trittschalldämmung 20mm

Baustoffnummer	15
Material	Mineralwolle Dämmstoff - Platten
Typ	ISOVER Trittschall-Dämmplatte TDPT 20
Hersteller	Saint-Gobain ISOVER Austria GmbH
Abmessungen (B × L)	600 mm × 1200 mm
Dicke	20 mm
Dichte	97,7 kg/m³
Masse / Platte	1,41 kg
flächenbezogene Masse	1,95 kg/m²
Dynamische Steifigkeit s‘	14 MN/m³ (Quelle: Hersteller)
Montage und Befestigung	aufgelegt

Trittschalldämmung 30mm

Baustoffnummer	05
Material	Mineralwolle Dämmstoff - Platten
Typ	ISOVER Trittschall-Dämmplatte TDPS 30
Hersteller	Saint-Gobain ISOVER Austria GmbH
Abmessungen (B × L)	600 mm × 1200 mm
Dicke	30 mm
Dichte	75,9 kg/m³
Masse / Platte	1,64 kg
flächenbezogene Masse	2,28 kg/m²
Dynamische Steifigkeit s‘	10 MN/m³ (Quelle: Hersteller)
Montage und Befestigung	aufgelegt

Splittschüttung - ungebunden

Baustoffnummer	07
Material	Splitt
Typ	Basaltsplitt Anthrazit 2-4mm
Hersteller	Dekor Steine
Abmessungen	-
Dicke	60 mm - Einbaudicke
Dichte	1550 kg/m³
Masse	1400 kg
flächenbezogene Masse	93 kg/m²

3.1.2 TRENNWÄNDE

Massivholzplatte 5s

Baustoffnummer	01
Material	5-schichtige Brettsperrholzplatte aus Nadelholz (Fichte)
Typ	CLT 100 NVI C5S WW C24 SAN
Hersteller	Stora Enso WP Bad St. Leonhard GmbH
Abmessungen (B × H)	4180 mm × 2780 mm
Dicke	100 mm
Masse	569 kg
flächenbezogene Masse	49,0 kg/m²
Montage und Befestigung	-

Leichter Dämmstoff – Trennfuge 60mm

Baustoffnummer	06
Material	Mineralwolle Dämmstoff - Platten
Typ	ISOVER Kontur KP 1-035
Hersteller	Saint-Gobain ISOVER Austria GmbH
Abmessungen (B × H)	625 mm × 1250 mm
Dicke	60 mm
Dichte	22,9 kg/m³
Masse / Platte	1,03 kg
flächenbezogene Masse	1,38 kg/m²
längenbezogener Strömungswiderstand	-
Montage und Befestigung	Geklemmt, zur Montage angeheftet.

Leichter Dämmstoff (Vorsatzschale) - 75mm

Baustoffnummer	10
Material	Mineralwolle Dämmstoff gerollt
Typ	ISOVER Trennwand-Klemmfilz TW-KF 75
Hersteller	Saint-Gobain ISOVER Austria GmbH
Abmessungen (B × H)	625 mm × 9000 mm
Dicke	75 mm
Dichte	15 kg/m³ (Quelle: Baubook)
flächenbezogene Masse	1,13 kg/m² (aus Quelle berechnet)
längenbezogener Strömungswiderstand	-
Montage und Befestigung	vertikal verlegt, geklemmt.

Gipskartonplatte (Beplankung)

Baustoffnummer	11
Material	mit Karton ummantelter, verstärkter Gipskern
Typ	Rigips Bauplatte RB 12,5 Vario
Hersteller	Saint-Gobain ISOVER Austria GmbH
Abmessungen (B × H)	1250 mm × 2780 mm
Dicke	12,5 mm
Dichte	≥ 680 kg/m³ (Quelle: Hersteller)
Masse / Platte	≥ 29,5 kg (aus Quelle berechnet)
flächenbezogene Masse	≥ 8,5 kg/m² (Quelle: Hersteller)
Montage und Befestigung	Stehend verlegt, alle 25 cm verschraubt mit Rigips Schnellbauschrauben Type TN 212 (TN 3,5 x 25 mm)

Trockenbau-Wandprofile

Baustoffnummer	15
Material	Metall
Typ	Rigips RigiProfil Hadley RPH UW 50 bzw. Rigips RigiProfil Hadley RPH CW 50
Hersteller	Saint-Gobain ISOVER Austria GmbH
Abmessungen (B × H)	50 mm × 4000 mm bzw. 50 mm × 3000 mm
Dicke	50 mm
Montage und Befestigung	Freistehender Rahmen.

3.2 MH-D 2.0 - B18.686.089.319 / B18.686.091.319 (ENTSPRICHT AUFBAU B18.686.074.316 / B18.686.074.313)

Deckenaufbau: (von Senderaumseite - oben nach Empfangsraumseite - unten)			
Nr.	Dicke [mm]	Baustoff / Schicht	Symbolische Darstellung (Vertikalschnitt)
			
02	200	Massivholzplatte 5s	
Anmerkung:		Einbauzustand: Massivholzplatte auf Trittschalldämmplatte umlaufend seitlich gelagert, umlaufend gekittet.	

3.3 MH-D 2.1 - B18.686.093.319 (ENTSPRICHT AUFBAU B18.686.075.316 / B18.686.075.316)

Deckenaufbau: (von Senderaumseite - oben nach Empfangsraumseite - unten)			
Nr.	Dicke [mm]	Baustoff / Schicht	Symbolische Darstellung (Vertikalschnitt)
			
03	60	Zementestrichplatte	
05	30	Trittschalldämmung	
07	60	Splittschüttung - ungebunden	
02	200	Massivholzplatte 5s	
Anmerkung:		Einbauzustand: Massivholzplatte auf Trittschalldämmplatte umlaufend seitlich gelagert, umlaufend gekittet.	

Resonanzfrequenz/en Mehrmassenschwinger $f_{R,i}$	
aus rechnerischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 37 - 55 Hz**
aus messtechnischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 34 Hz**

3.4 MH-D 2.6 - B18.686.106.319

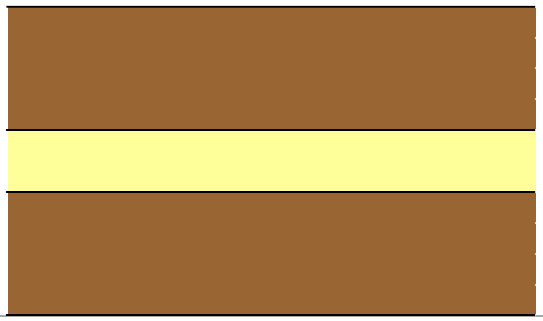
Deckenaufbau:
(von Senderaumseite - oben nach Empfangsraumseite - unten)

Nr.	Dicke [mm]	Baustoff / Schicht	Symbolische Darstellung (Vertikalschnitt)
			
03	60	Zementestrichplatte	
15	20	Trittschalldämmung	
07	60	Splittschüttung - ungebunden	
02	200	Massivholzplatte 5s	
Anmerkung:		Einbauzustand: Massivholzplatte auf Trittschalldämmplatte umlaufend seitlich gelagert, umlaufend gekittet.	

Resonanzfrequenz/en Mehrmassenschwinger $f_{R,i}$	
aus rechnerischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 62 - 74 Hz**
aus messtechnischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 37 Hz**

3.5 TW 2.1 - B18.686.101.319 / B18.686.107.319 (ENTSPRICHT AUFBAU B18.686.056.310A)

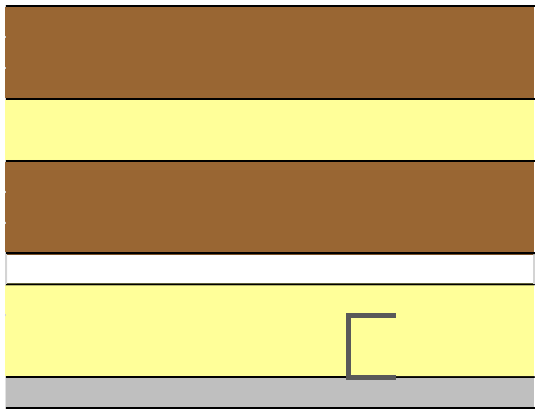
Wandaufbau:
(von Senderaumseite nach Empfangsraumseite)

Nr.	Dicke [mm]	Baustoff / Schicht	Symbolische Darstellung (Horizontalschnitt)
			
01	100	Massivholzplatte 5s	
06	60	Leichter Dämmstoff - Trennfuge	
01	100	Massivholzplatte 5s	
Anmerkung:		Einbauzustand: Massivholzplatte auf Trittschalldämmplatte stehend, seitlich und oben gestopft und umlaufend gekittet. Messkonfiguration in einem Betonrahmen.	

Resonanzfrequenz/en Mehrmassenschwinger $f_{R,i}$	
aus rechnerischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 44 - 49 Hz**
aus messtechnischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 50 Hz**

3.6 TW 2.3 - B18.686.108.319

Wandaufbau:
(von Senderaumseite nach Empfangsraumseite)

Nr.	Dicke [mm]	Baustoff / Schicht	Symbolische Darstellung (Horizontalschnitt)
			
01	100	Massivholzplatte 5s	
06	60	Leichter Dämmstoff - Trennfuge	
01	100	Massivholzplatte 5s	
-	100	Luft	
10		Leichter Dämmstoff – 75 mm	
15		Trockenbau-Wandprofile	
11	12,5	Gipskartonplatte (Beplankung)	
Anmerkung:		Einbauzustand: Massivholzplatte auf Trittschalldämmplatte stehend, seitlich und oben gestopft und umlaufend gekittet. Messkonfiguration in einem Betonrahmen. Freistehende Vorsatzschale mit U- und C-Profilen, umlaufend gestopft.	

Resonanzfrequenz/en Mehrmassenschwinger $f_{R,i}$		
1	aus rechnerischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 41 - 46 Hz $f_{R,2}$ = 64 - 72 Hz**
2	aus messtechnischer Ermittlung	**$f_{R,1}$ = 46 Hz $f_{R,2}$ = 68 Hz**

3.7 EINFLUSSMATRIZEN

Trenndeckenaufbau mit **200 mm** Massivholzdecke:

Nummer B-Nr. $f_{R,1}$ (Rechenwert/Messwert) $f_{R,2}$ (Rechenwert/Messwert)		Senderaum			
			60 mm Zementestrich (150 kg/m²)		
			30 mm TDPS	20 mm TDPT	
			60 mm Splittschüttung, ungebunden		
			200 mm Massivholzplatte 5S		
Empfangsraum					
'	'		MH-D (2.0) B18.686.091.319	MH-D (2.1) B18.686.093.319 (37 – 55 / 34 Hz)	MH-D (2.6) B18.686.106.319 (62 – 74 / 37 Hz)

Trennwandaufbau mit **100 mm** Massivholzwände (Messkonfiguration in **einem** Betonrahmen):

Nummer B-Nr. $f_{R,1}$ (Rechenwert/Messwert) $f_{R,2}$ (Rechenwert/Messwert)			Senderaum	
				-
				100 mm Massivholzplatte 5S - gestopft
				60 mm Leichter Dämmstoff
Empfangsraum				
'	'	100 mm Massivholzplatte 5S - gestopft		TW (2.1) B18.686.101.319 (44 – 49 / 50 Hz)
GKB	100mm freistehende Vorsatzschale – Leichter Dämmstoff			TW (2.3) B18.686.108.319 (41 – 46 / 46 Hz) (64 – 72 / 68 Hz)

4 RECHNERISCHE ERMITTLUNG DER RESONANZFREQUENZEN

4.1 ANALYTISCHE LÖSUNG DES 2- UND 3-MASSENSCHWINGERS

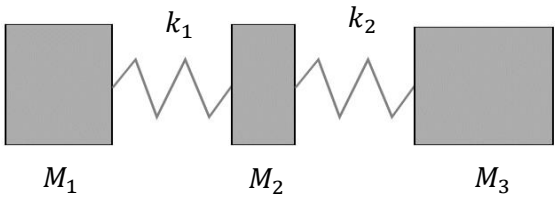


Abbildung 1: **SYSTEMSKIZZE 3-MASSENSCHWINGER**

Die rechnerische Ermittlung der Resonanzfrequenzen der vereinfachend als Mehrmassenschwingsysteme modellierten Bauteile erfolgte nach [1] Table 3.3 für einen 3-Massenschwinger mit

$$f_R = 0,\frac{1}{2^{3/2}\pi}\left(\frac{k_1+k_2}{M_2}+\frac{k_1}{M_1}+\frac{k_2}{M_3}\pm\left[\left(\frac{k_1+k_2}{M_2}+\frac{k_1}{M_1}+\frac{k_2}{M_3}\right)^2 - 4k_1k_2\left(\frac{1}{M_1M_2}+\frac{1}{M_2M_3}+\frac{1}{M_1M_3}\right)\right]^{1/2}\right)^{1/2} \text{[Hz]} \quad (1)$$

bzw. reduziert für einen 2-Massenschwinger mit

$$f_R = 0,\frac{1}{2\pi}\left(\frac{k_1(M_1+M_2)}{M_1\cdot M_2}\right)^{1/2} \text{[Hz]} \quad (2),$$

wobei M_1 bis M_3 $[kg\ bzw.\ kg/m^2]$ die Punktmassen k_1 bis k_2 $[N/m\ bzw.\ N/m^3]$ die Federsteifigkeiten des Systems repräsentieren.

4.2 RESONANZFREQUENZERMITTLUNGEN DER BAUTEILE ALS MEHRMASSENSCHWINGSYSTEME

Für die betrachteten Bauteilvariationen der Trenndecken und Trennwandkonstruktionen ergeben sich für die Modellierung als Mehrmassenschwingsysteme unter Anwendung von Formel (1) und (2) nach Abschnitt 4.1 die folgenden rechnerisch ermittelten Resonanzfrequenzen:

MH-D (2.1) 18.686.093.319 $M_1 = 150\ kg/m^2; M_2 = 93\ kg/m^2 + 92{,}4\ kg/m^2 = 185\ kg/m^2;$

Herstellerdatenblatt: $k_1 = 10\ MN/m^3 \rightarrow f_{R,1} = 55$ [Hz]

Messung dyn. Steife 25.04.2023 HFA: $k_1 = 8\ MN/m^3 \rightarrow f_{R,1} = 49$ [Hz]

Messung scheinbare dyn. Steife 25.04.2023 HFA: $k_1 = 4{,}5\ MN/m^3 \rightarrow f_{R,1} = 37$ [Hz]

$f_{R,1} = 34$ [Hz] → Rückrechnung aus Resonanzfrequ.-Deckenmessung LFB: $k_1 = 3{,}8\ MN/m^3$

MH-D (2.6) 18.686.106.319 $M_1 = 150\ kg/m^2; M_2 = 93\ kg/m^2 + 92{,}4\ kg/m^2 = 185\ kg/m^2;$

Herstellerdatenblatt: $k_1 = 14\ MN/m^3 \rightarrow f_{R,1} = 65$ [Hz]

Messung dyn. Steife 25.04.2023 HFA: $k_1 = 18\ MN/m^3 \rightarrow f_{R,1} = 74$ [Hz]

Messung scheinbare dyn. Steife 25.04.2023 HFA: $k_1 = 12{,}5\ MN/m^3 \rightarrow f_{R,1} = 62$ [Hz]

$f_{R,1} = 37$ [Hz] → Rückrechnung aus Resonanzfrequ.-Deckenmessung LFB: $k_1 = 4{,}4\ MN/m^3$

TW (2.1) 18.686.101.319

$$M_1 = 49\ kg/m^2; M_2 = 49\ kg/m^2;$$

$$Luft\ \boldsymbol{mit}\ schallabsorbierender\ Einlage\ als\ Zwischenschicht: k_1 = 1{,}85\ MN/m^3; \rightarrow f_{R,1} = 44\ [\mathrm{Hz}]$$

$$Luft\ \boldsymbol{ohne}\ schallabsorbierende\ Einlage\ als\ Zwischenschicht: k_1 = 2{,}33\ MN/m^3; \rightarrow f_{R,1} = 49\ [\mathrm{Hz}]$$

TW (2.3) 18.686.108.319

$$M_1 = 49\ kg/m^2; M_2 = 49\ kg/m^2; M_3 = 8{,}5\ kg/m^2;$$

$$Luft\ \boldsymbol{mit}\ schallabsorbierender\ Einlage\ als\ Zwischenschicht: k_1 = 1{,}85\ MN/m^3;\ k_2 = 1{,}11\ MN/m^3$$

$$\rightarrow f_{R,1} = 41\ [\mathrm{Hz}];\ f_{R,2} = 64\ [\mathrm{Hz}]$$

$$Luft\ \boldsymbol{ohne}\ schallabsorbierende\ Einlage\ als\ Zwischenschicht: k_1 = 2{,}33\ MN/m^3;\ k_2 = 1{,}40\ MN/m^3$$

$$\rightarrow f_{R,1} = 46\ [\mathrm{Hz}];\ f_{R,2} = 72\ [\mathrm{Hz}]$$

Anm.: Die dynamische Steifigkeit [MN/m³] der Trennfuge aus „Leichtem Dämmstoff“ für TW (2.1) und TW (2.3) wurde gemäß ÖNORM B 8115-4 [2] Formel (3) und (4) mit 0,111/(Abstand [m]) als auch mit dem Ansatz für Luft als Zwischenschicht 0,14/(Abstand [m]) abgeschätzt. Für die „Messung dyn. Steife 25.04.2023 HFA“ wurden aus teils unterschiedlichen Platten und Positionen innerhalb einer Platte des eingebauten Plattentyps pro Typ sechs 20 x 20 cm Proben herausgeschnitten.

5 MESSTECHNISCHE ERMITTLUNG DER RESONANZFREQUENZEN

5.1 DECKENPRÜFSTAND

Der Prüfstand besteht aus zwei quaderförmigen Hallräumen dem Sende- und Empfangsraum (SR und ER). Der Empfangsraum mit den Abmessungen 3,83 m x 3,03 m (L x B) ist gegen die Nachbarräume durch die Bauweise sowohl akustisch als auch statisch getrennt, nach außen hin mit einer 30 cm dicken Stahlbetonwand und nach innen mit einer Vorsatzschale (14 cm) abgeschlossen.

Der Senderaum des multifunktionalen Decken-Prüfstands ist variabel einsetzbar. Im speziellen Fall war kein spezifischer Senderaum für die Messungen erforderlich, so dass eine Prüfstandskonfiguration ohne Senderaum gewählt wurde. Dadurch ergab sich kein zur Prüfhalle hin speziell abgeschlossener Senderaum. Die Abdichtung der Fuge des Prüfgegenstandes zum Auflager erfolgt im Randbereich mittels dauerelastischem Schaumdichtungsprofilen.

5.2 WANDPRÜFSTAND

Der Prüfstand besteht aus zwei quaderförmigen Hallräumen - dem Sende- und Empfangsraum (SR und ER). Die Seitenwände des Sende- und Empfangsraumes bestehen aus 25 cm dicken Stahlbetonwänden und Stahlbetondecken. Der Empfangsraum besteht außerdem aus einer Raum-in-Raum-Konstruktion mit seitlichen 25 cm dicken Stahlbetonwänden und einer 35 cm dicken Stahlbetondecke. Die Montage des Gegenstandes erfolgte zwischen den beiden Hallräumen in einem herausnehmbaren Betonrahmen aus 25 cm dickem Stahlbeton. Die Abdichtung der Fuge zwischen den Hallräumen und dem Betonrahmen erfolgt mit dauerelastischen Dichtprofilen.

5.3 INSTRUMENTE

Gerät	Hersteller	Typ	Geräte-Nr.
IEPE-Beschleunigungssensor	Brüel & Kjaer	4507 002	251
IEPE-Beschleunigungssensor	Brüel & Kjaer	4507 002	252
IEPE-Beschleunigungssensor	Brüel & Kjaer	4507 002	253
IEPE-Beschleunigungssensor	Brüel & Kjaer	4507 002	254
IEPE-Beschleunigungssensor	Brüel & Kjaer	4507 002	255
IEPE-Beschleunigungssensor	Brüel & Kjaer	4507 002	256
Schwingungskalibrator	MMF	VC20	633
Impact Hammer	Brüel & Kjaer	8206	-
Mehrkanal-Datenerfassungssystem	Dewesoft	SIRIUSi	-

Gerät	Hersteller	Typ	Geräte-Nr.
Multifühler ALMEMO®	Ahlborn	FHAD 36 RS	427
Universalmessgerät ALMEMO®	Ahlborn	2490-1	435
Klimadatenlogger Absolutdruck-Temperatur-Feuchte	deltaOhm	HD35EDL14b NTV.E	573
Klimadatenlogger Absolutdruck-Temperatur-Feuchte	deltaOhm	HD35EDL14b NTV.E	574

5.4 DURCHFÜHRUNG DER MESSUNG

Für den Messaufbau im Deckenprüfstand wurde die Massivholzdecke mit einer Abmessung von 4,3 m x 3,5 m umlaufend 0,235 m breit auf einer 20 mm dicken TDPT (siehe Abschnitt 3.1 Baustoffnummer 15) gelagert und die Anschlussfuge empfangsraumseitig gekittet. Im Wandprüfstand erfolgte der Einbau der Massivholzwand mit einer Abmessung von 4,18 m x 2,78 m zwischen Sende- und Empfangsraum in einem herausnehmbaren Betonrahmen. Dabei wurde die Massivholzplatte auf Trittschalldämmplatten stehend seitlich und oben gestopft eingebaut und umlaufend sende- und empfangsraumseitig gekittet.

Die gewählten Messpositionen für die Resonanzfrequenzuntersuchungen der Decken- und Wandkonstruktionen sind in Abbildung 2 skizziert. Die Anregung der Decken- und Wandkonstruktionen erfolgte jeweils senderaumseitig mittels eines Gummihammers. Die 5 verteilten Anregungspositionen wurden nach den Vorgaben von EN ISO 10140-3 [3] gewählt.

Für die Erfassung der Systemantwort, wurden drei Beschleunigungsmesspositionen A, B und C empfangsraumseitig auf die Decken- bzw. Wandbauteile angebracht, wobei sich einer in Plattenmitte, einer im Quadranten und einer im Randbereich mit einem Abstand von ≥ 0,5 m zur Lagerung befand. Zudem wurde ein Beschleunigungssensor D senderaumseitig in Plattenmitte auf der anderen Bauteilseite gegenüberliegend zu C positioniert. Die Wahl der Abstände der Mess- und Anregungspositionen erfolgte grundsätzlich nach den Vorgaben von EN ISO 10848-1 [4], jedoch mit Ausnahme der Abstände einer Anregungsposition zu Messpunkt C(D) im Wandprüfstand und zweier Anregungspositionen zu den Messpunkten B und C(D) im Deckenprüfstand.

Um zusätzlich zur Wirkung des Bauteils auch die Mitwirkung des Raumes zu erfassen, wurde in Ergänzung zu den Beschleunigungsmessungen empfangsraumseitig der Schalldruckpegel an 4 verschiedenen Mikrofonpositionen, deren Anordnung in Anlehnung an die EN ISO 10140-4 [5] erfolgte, mitbetrachtet.

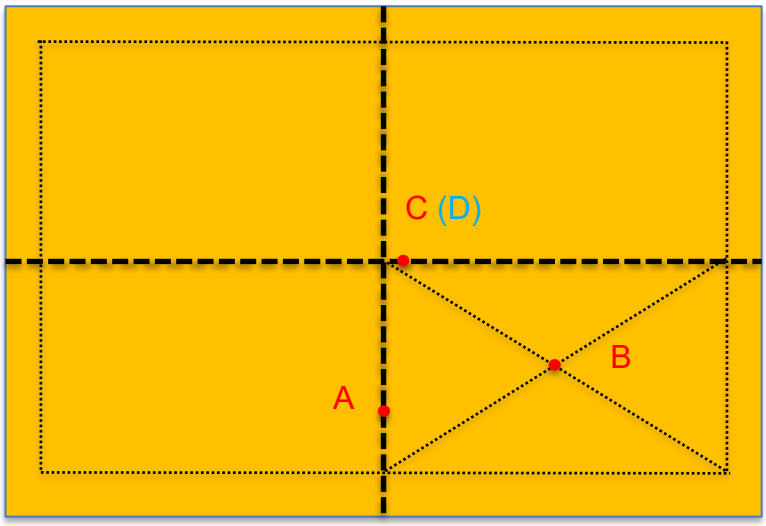


Abbildung 2: **PRINZIPSKIZZE MESSAUFBAU RESONANZFREQUENZMESSUNGEN AM BEISPIEL DER DECKEN**

Die **„Rohdaten“** der Resonanzfrequenzmessungen sind in Beilage 1 in Form von „Accelerometer A bis D_Mittel“ und „Mikro_Mittel“ dargestellt. Die Messergebnisse liegen in 0,5 Hz – Schritten im Frequenzbereich ab 10 Hz vor.

„Accelerometer A bis D_Mittel“ zeigt die Frequenzverläufe der Beschleunigungspegel [dB] der einzelnen Sensorpositionen A bis D (siehe Abbildung 2). Hierbei entspricht jeder Frequenzverlauf einem Mittelwert der gemessenen Beschleunigungen aus 20 Einzelmessungen (4 verschiedene Mikrofonpositionen in Kombination mit 5 verschiedenen Anregungspositionen) mit anschließender Pegelbildung. Die Beschleunigungspegel werden durch Bezug auf den Referenzwert 10^{-6} [m/s²] (nach [6] Formel 7.14) berechnet.

In „Mikro_Mittel“ sind die Frequenzverläufe der Schalldruckpegel [dB] für die einzelnen Anregungspositionen 1 bis 5 dargestellt. Jeder Frequenzverlauf ergibt sich aus dem Mittelwert der gemessenen Schalldrücke der 4 Einzelmessungen bei verschiedenen Mikrofonpositionen und anschließender Pegelbildung.

Für die Analyse der Messergebnisse mittels der **„Differenzenmethode“** ist in Beilage 1 zusätzlich die „Beschleunigungspegeldifferenz alle“ und „C/ΔAB“ gegeben.

„Beschleunigungspegeldifferenz alle“ stellt die Frequenzverläufe der Beschleunigungspegeldifferenzen jeweils zweier verschiedener Sensorpositionen dar. Dabei wird zunächst der Mittelwert der gemessenen Beschleunigungen aus 4 Einzelmessungen (mit den verschiedenen Mikrofonpositionen) berechnet und der Beschleunigungspegel je Sensor- und Anregungsposition gebildet. Anschließend wird die Differenz dieser Beschleunigungspegel für jeweils zwei Sensorpositionen je Anregungsposition berechnet. Diese Beschleunigungspegeldifferenzen werden umgerechnet in Beschleunigungen über alle Anregungspunkte für jede Sensorkombination gemittelt und der Pegel gebildet.

„C/ΔAB“ zeigt den Frequenzverlauf des Beschleunigungspegels bei Sensorposition C (siehe „Accelerometer A bis D_Mittel“) bezogen auf die Beschleunigungspegeldifferenz der Sensorpositionen A und B (siehe „Beschleunigungspegeldifferenz alle“).

In Ergänzung zu den Resonanzfrequenzuntersuchungen wurde eine **experimentelle Modalanalyse** der Massivholzdecke und der Massivholz-Doppelwand durchgeführt. Einzelne markante Eigenfrequenzen sind informativ in den Grafiken der Beilage 1 in blau vermerkt bzw. in Beilage 2 mit ihren Schwingungsformen dargestellt.

Für die experimentelle Modalanalyse wird die Übertragungsfunktion bestimmt. Dabei wird durch Anregung in einem Punkt der Platte ein entsprechendes Schwingverhalten erzeugt (Systemantwort). Das Übertragungsverhalten zwischen dem Anregungspunkt und einem Antwortpunkt der Struktur kann im Allgemeinen beschrieben werden mit

$$Systemeigenschaften = \frac{Antwortverhalten}{Anregung} = \frac{\underline{a}(\omega)}{\underline{F}(\omega)}, \qquad [m/(Ns^2)]$$

wobei $\underline{a}(\omega)$ die im Antwortpunkt gemessene Beschleunigung und $\underline{F}(\omega)$ die im Anregungspunkt gemessene Kraft ist. Ist das System linear, so verändert sich die Übertragungsfunktion nur mit der Frequenz, jedoch nicht mit der Anregungsstärke. Durch Bildung des 20-fachen Logarithmus des in der obenstehenden Formel beschriebenen Verhältnisses, erhält man die Übertragungsfunktion des Systems in [dB]. [6] S. 502 und 503 und Formel (8.5)

Um ein möglichst repräsentatives Bild der markanten, ersten Eigenmoden der Massivholzdecke zu bekommen, wurden Anregungspunkte in einem 5 x 7 Raster (mit einem Punktabstand von 0,82 m x 0,68 m) auf der Deckenfläche gleichmäßig verteilt. Die beiden Beschleunigungsmesspositionen wurden in Plattenmitte und in Quadrantenmitte angeordnet. Als Anregung fungierte ein Impulshammer, der die eingeleitete Kraft mit misst.

Für die Massivholz-Doppelwand wurden die Anregungspunkte vereinfachend auf einen „horizontalen“, einen „vertikalen“ und einen „diagonalen“ Messpfad reduziert (siehe Abbildung 3). Je Messpfad wurden 14-24 Anregungs- bzw. Kraftmesspunkte in konstantem Abstand festgelegt.

Die Übertragungsfunktionen (mit Function Estimator H1) aller Messpunkte räumlich für einzelne Eigenfrequenzen dargestellt ergibt die Eigenschwingformen. Diese werden in Abbildung 16 und Abbildung 17 den Messergebnissen der Resonanzfrequenzuntersuchungen von Abbildung 4 und Abbildung 11 gegenübergestellt.

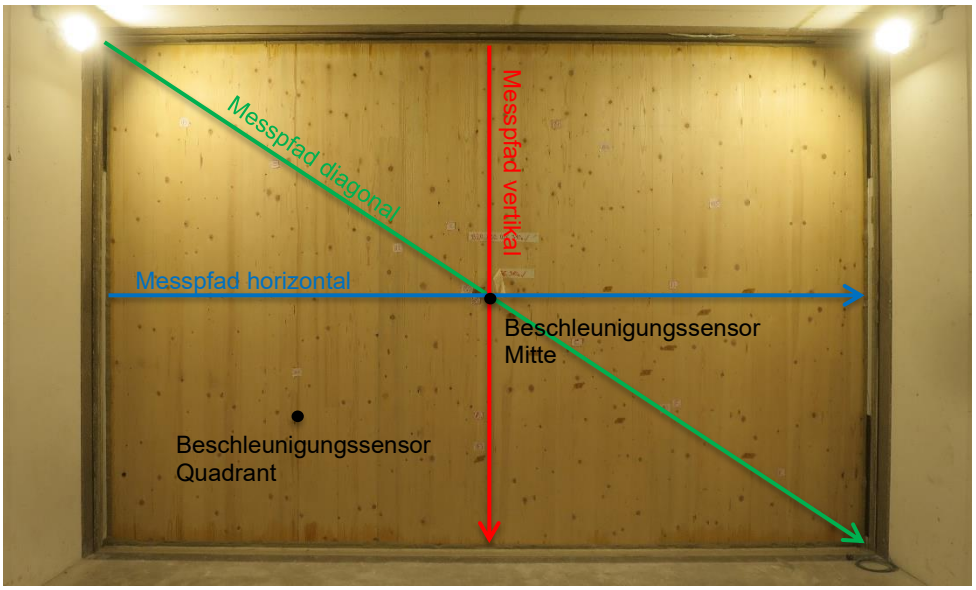


Abbildung 3: **MESSAUFBAU UND MESSPFADE DER EXPERIMENTELLEN MODALANALYSE DER DOPPEL-WAND**

5.5 ORT DER MESSUNG

Labor für Bauphysik, Inffeldgasse 24, 8010 Graz

5.6 MESSZEITRAUM

	Datum:	Durchgeführt von:	
		Prüfstelle	Antragsteller / Hersteller
Anlieferung des Gegenstandes	-	☐	☒
Einbau / Aufbau des Gegenstandes	11.2022 bis 04.2023	☒	☐
Messdatum	01.2023 bis 04.2023		
Konditionierung des Gegenstandes ab Anlieferung in der Prüfhalle			

Beilage 1 Messergebnisse Resonanzfrequenzuntersuchungen

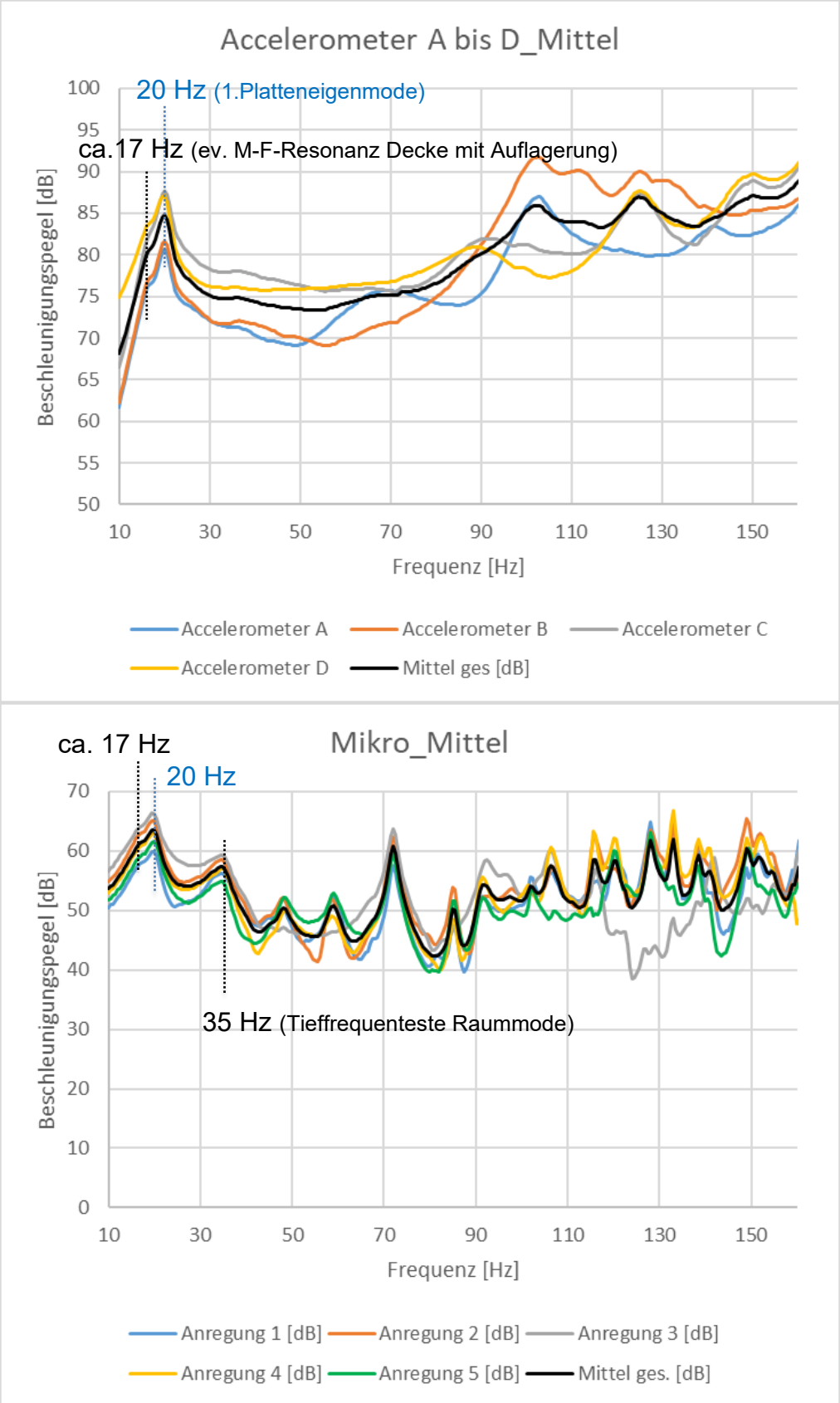


Abbildung 4: **MH-D 2.0 - B18.686.091.319 ROHDATEN** (ER: 21,0 ° C, 43,4 %RH, 97,5 kPa)

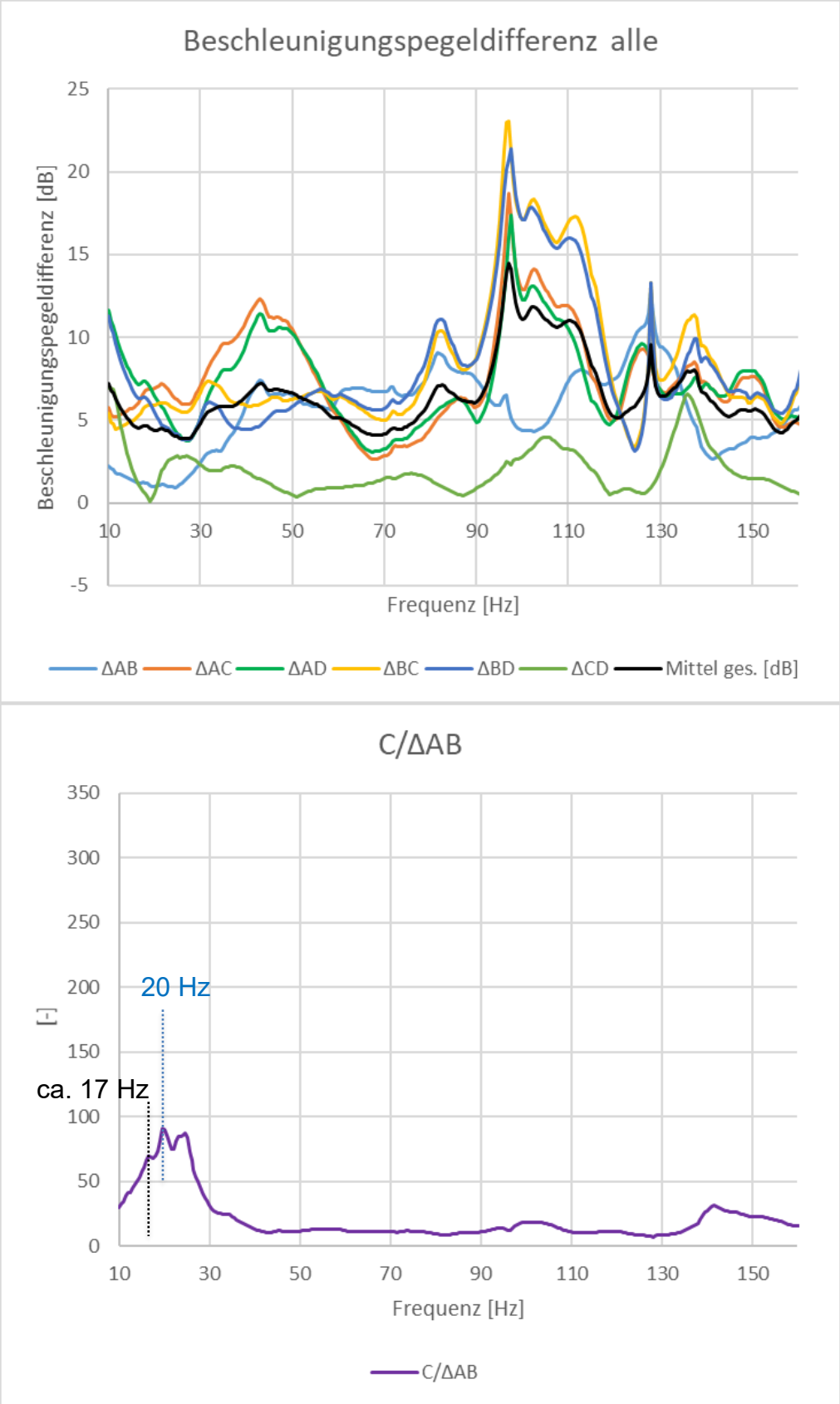


Abbildung 5: **MH-D 2.0 - B18.686.091.319 AUSWERTUNG MITTELS „DIFFERENZENMETHODE“**

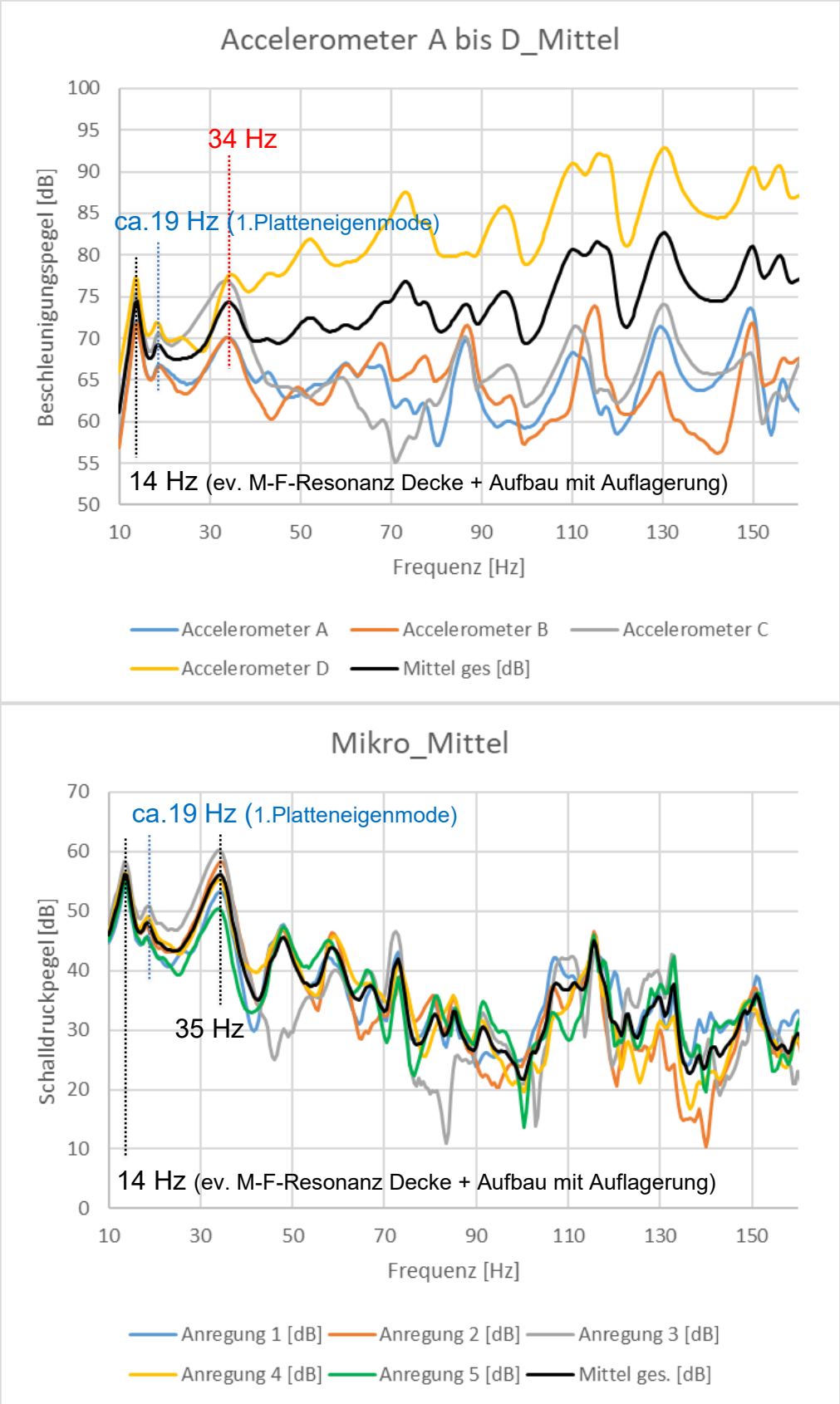


Abbildung 6: **MH-D 2.1 - B18.686.093.319 ROHDATEN**

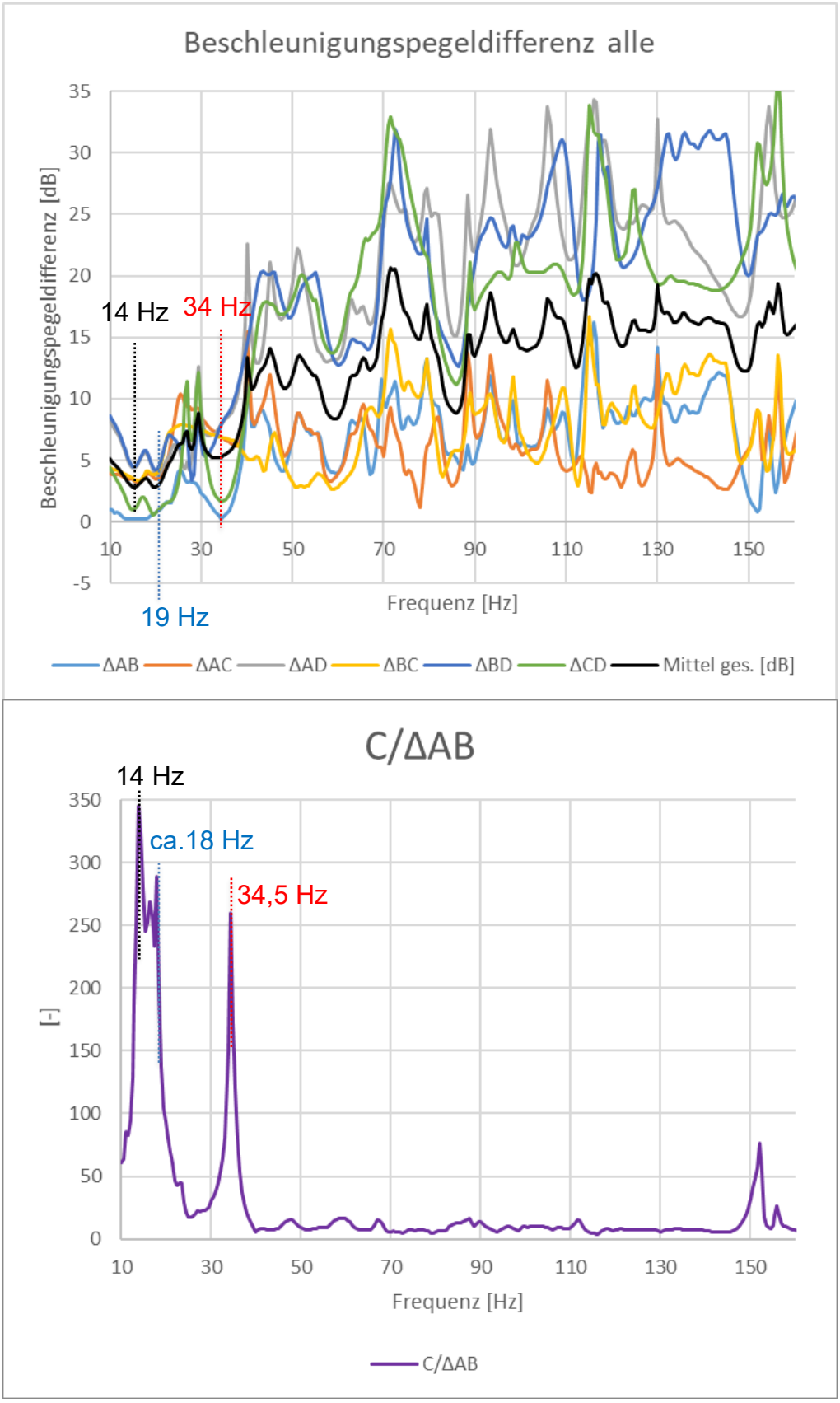


Abbildung 7: **MH-D 2.1 - B18.686.093.319 AUSWERTUNG MITTELS „DIFFERENZENMETHODE“**

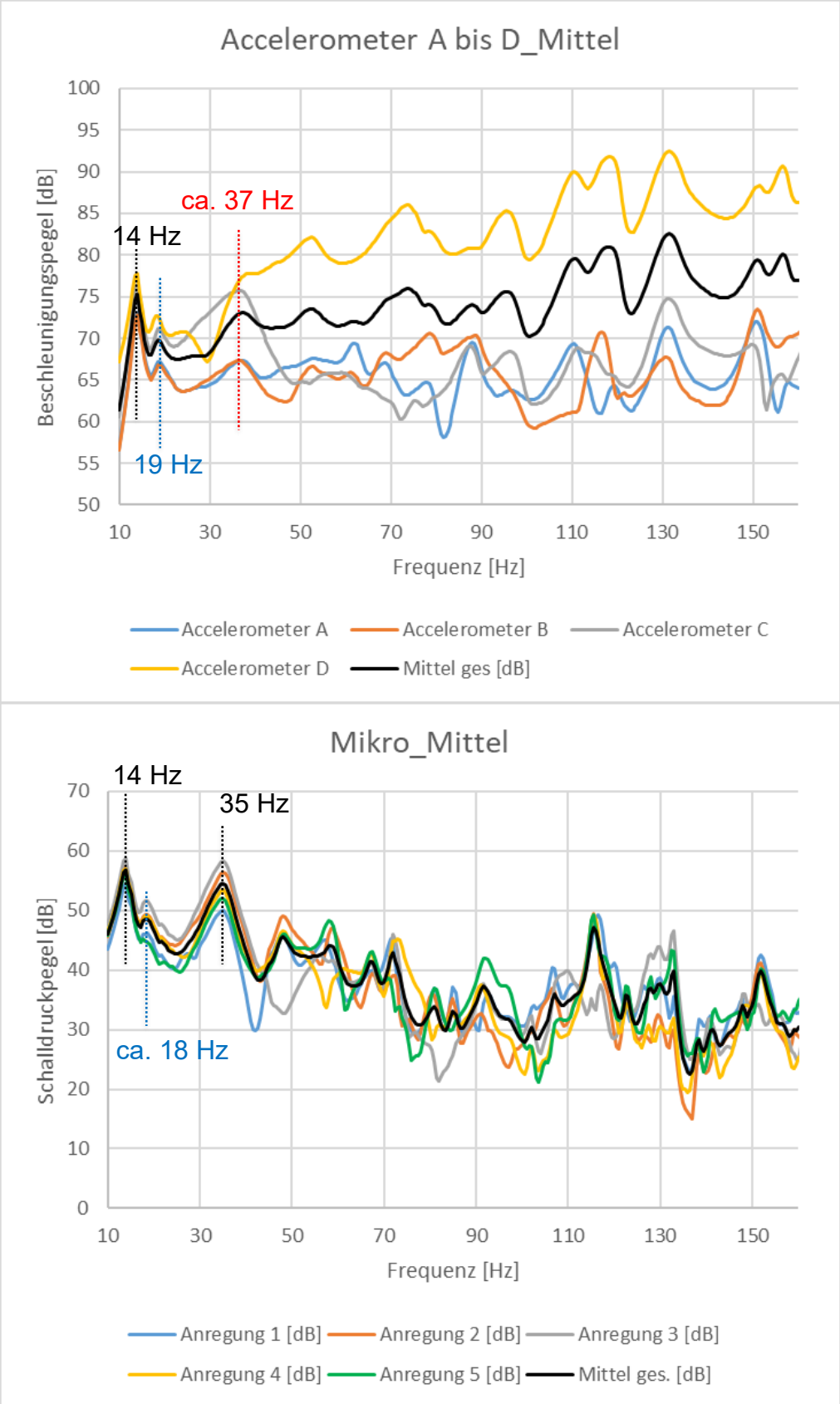


Abbildung 8: **MH-D 2.6 - B18.686.106.319 ROHDATEN** (ER: 20,2 ° C, 52,4 %RH, 97,3 kPa)

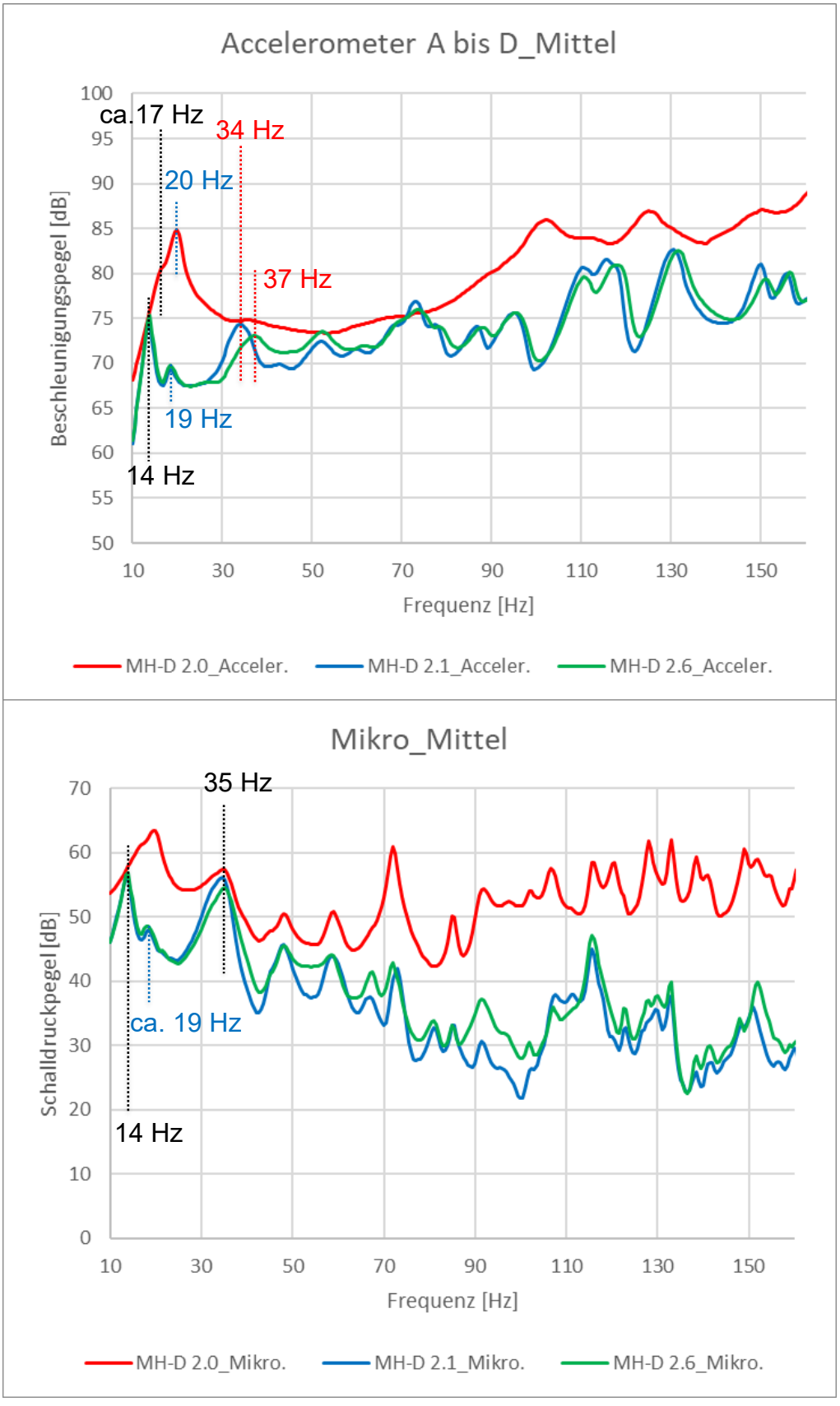


Abbildung 9: **MH-D 2.0 / MH-D 2.1 / MH-D 2.6 IM VERGLEICH - ROHDATEN**

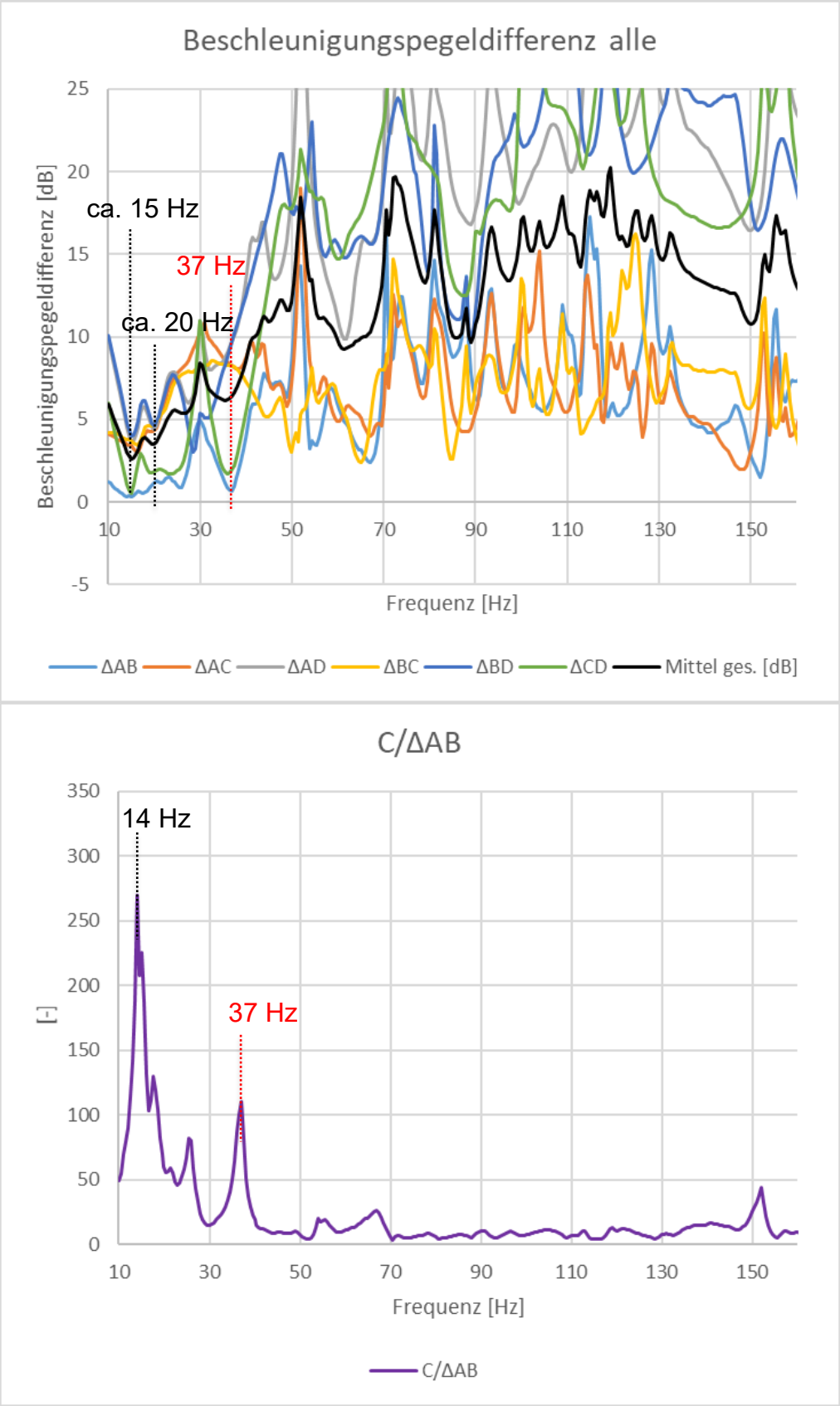


Abbildung 10: **MH-D 2.6 - B18.686.106.319 AUSWERTUNG MITTELS „DIFFERENZENMETHODE“**

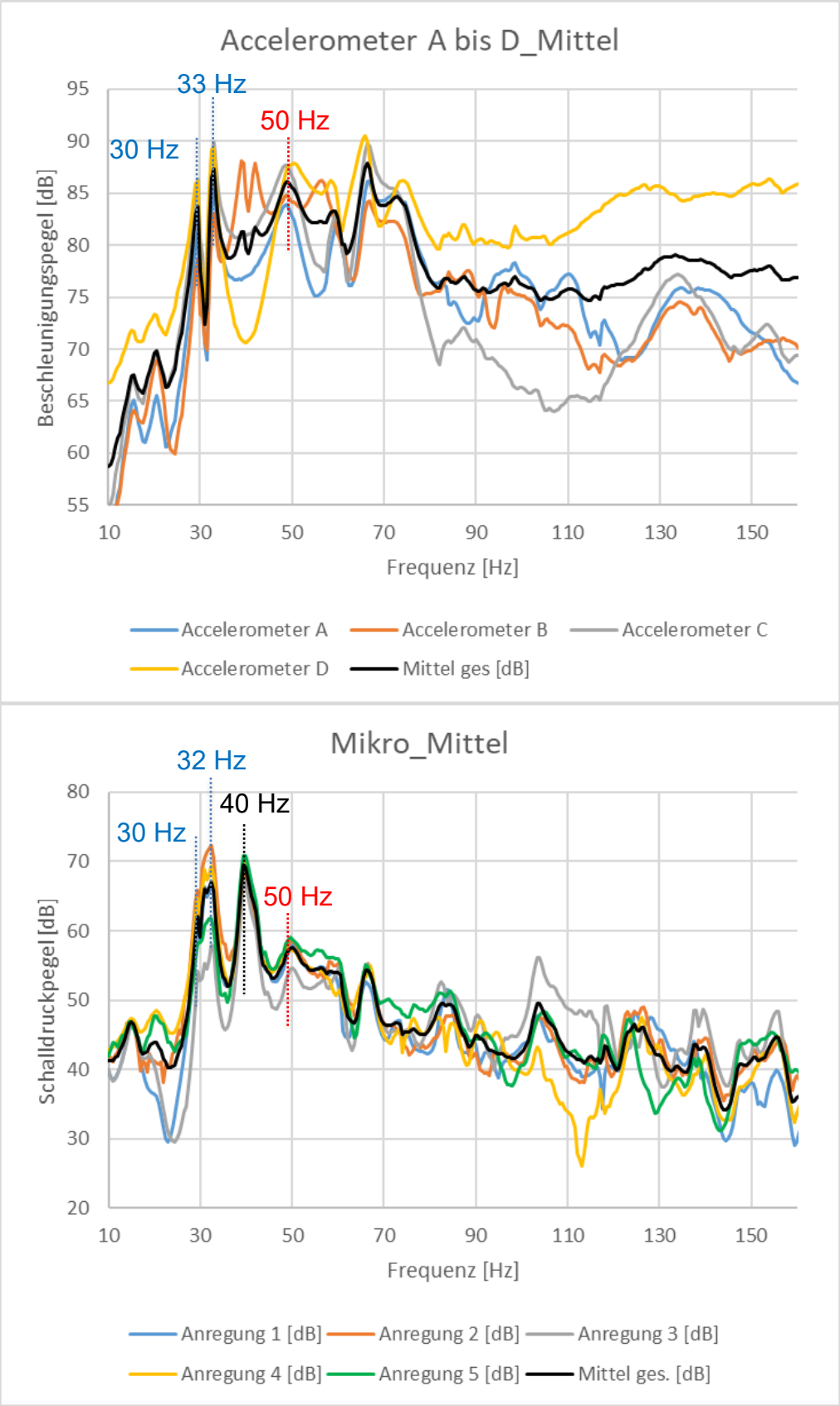


Abbildung 11: **TW 2.1 - B18.686.101.319 ROHDATEN** (ER: 19,0 ° C, 44,8 %RH, 95,9 kPa)

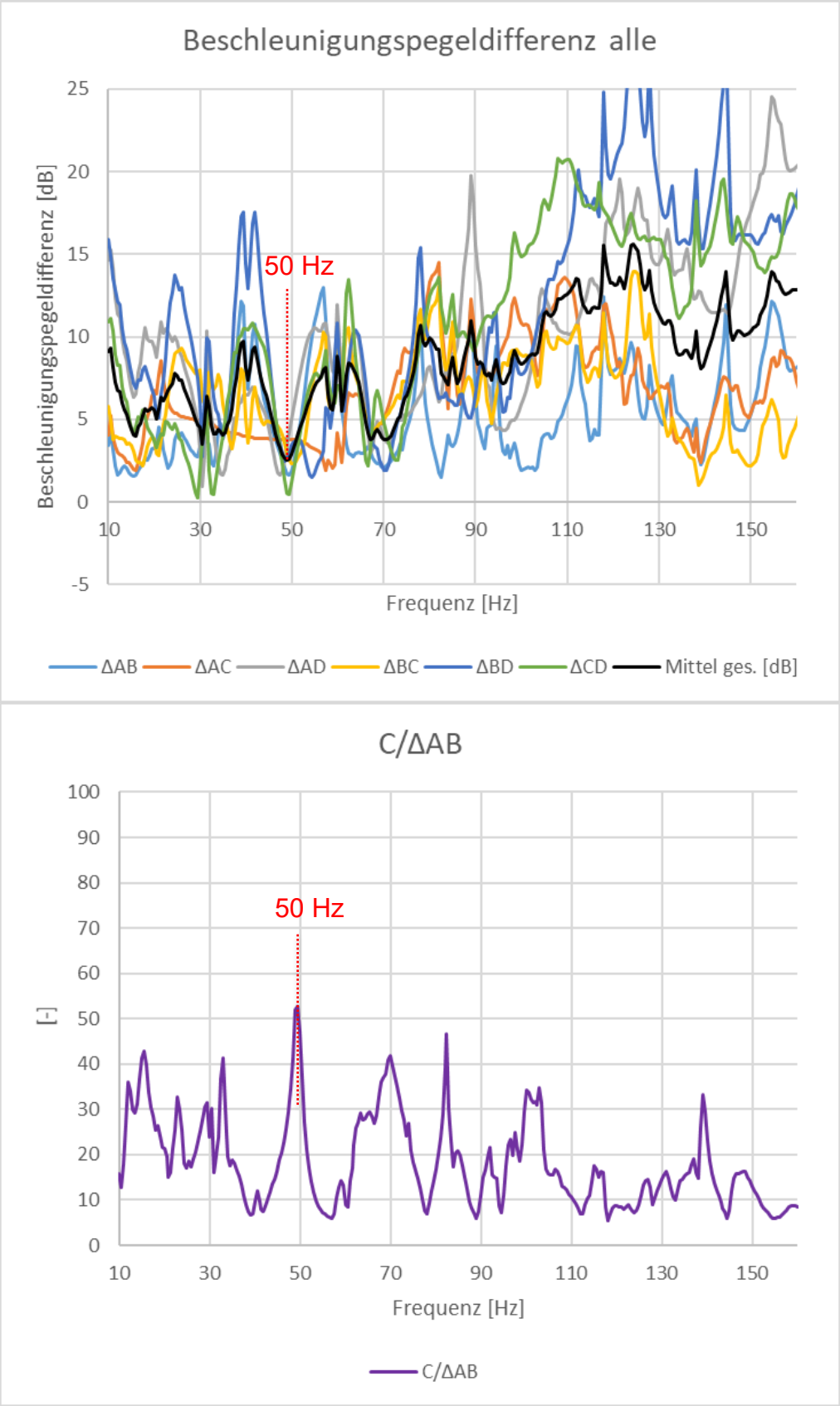


Abbildung 12: **TW 2.1 - B18.686.101.319 AUSWERTUNG MITTELS „DIFFERENZENMETHODE“**

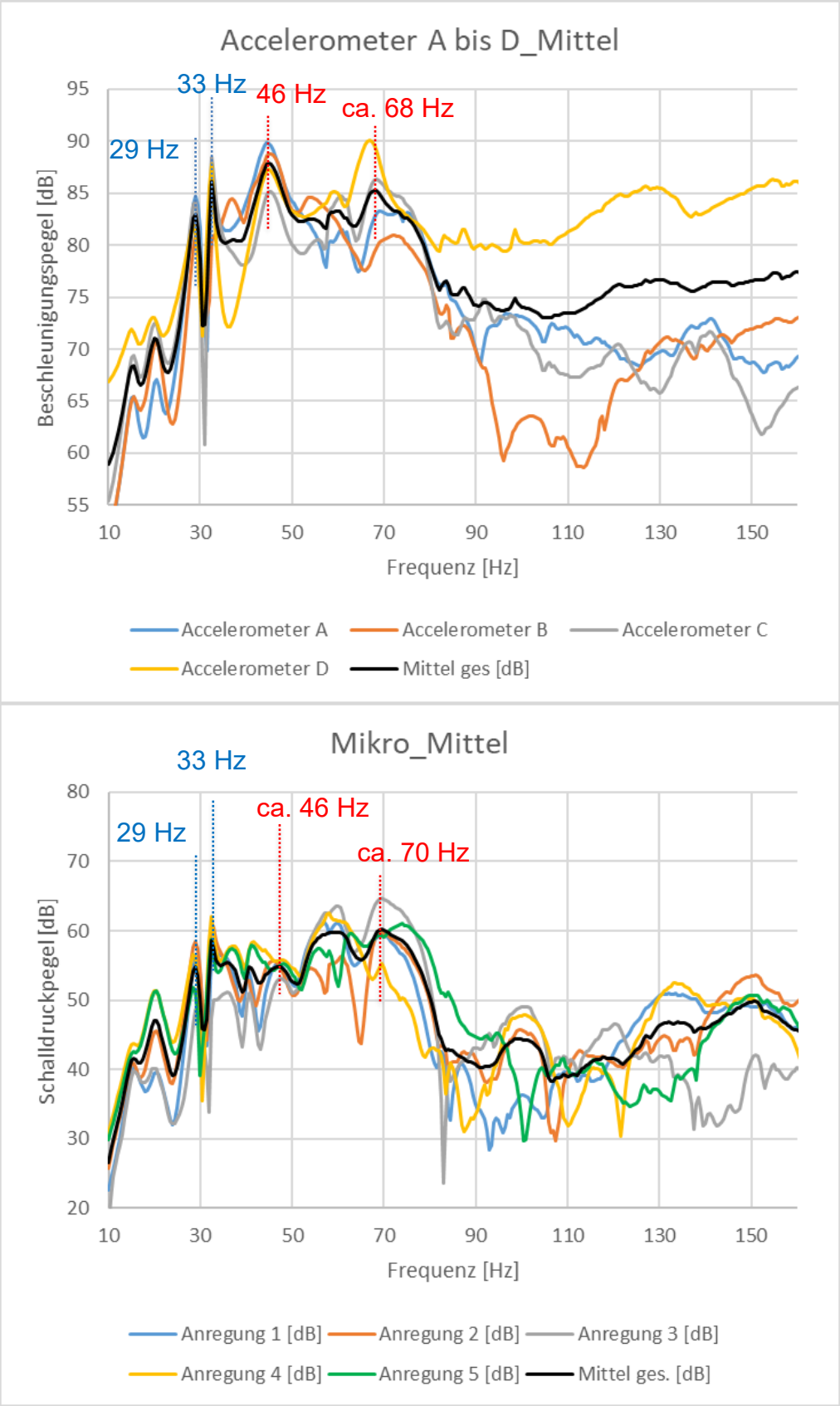


Abbildung 13: **TW 2.3 - B18.686.108.319 ROHDATEN** (ER: 19,3 ° C, 47,5 %RH, 96,7 kPa)

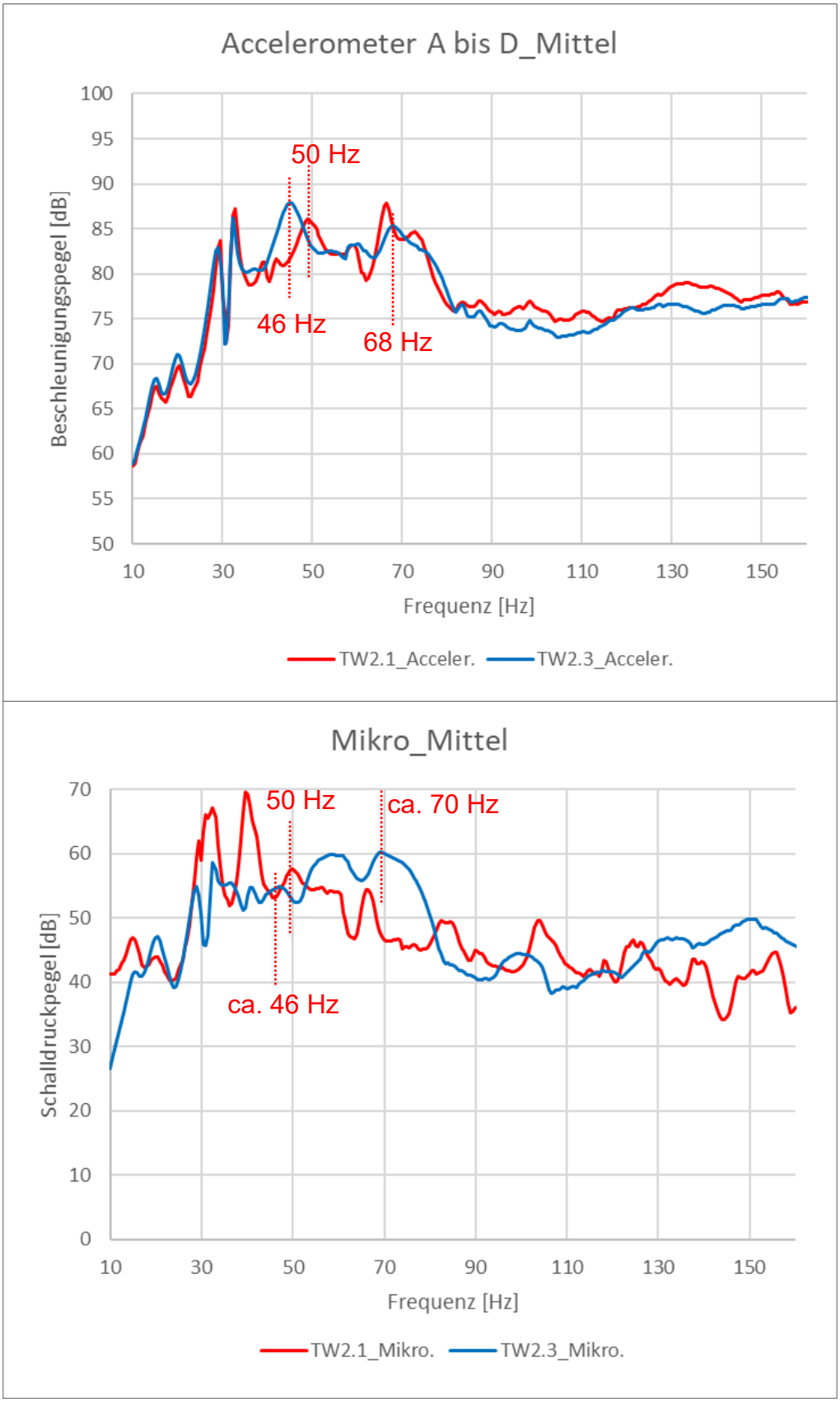


Abbildung 14: **TW 2.1 / TW 2.3 IM VERGLEICH - ROHDATEN**

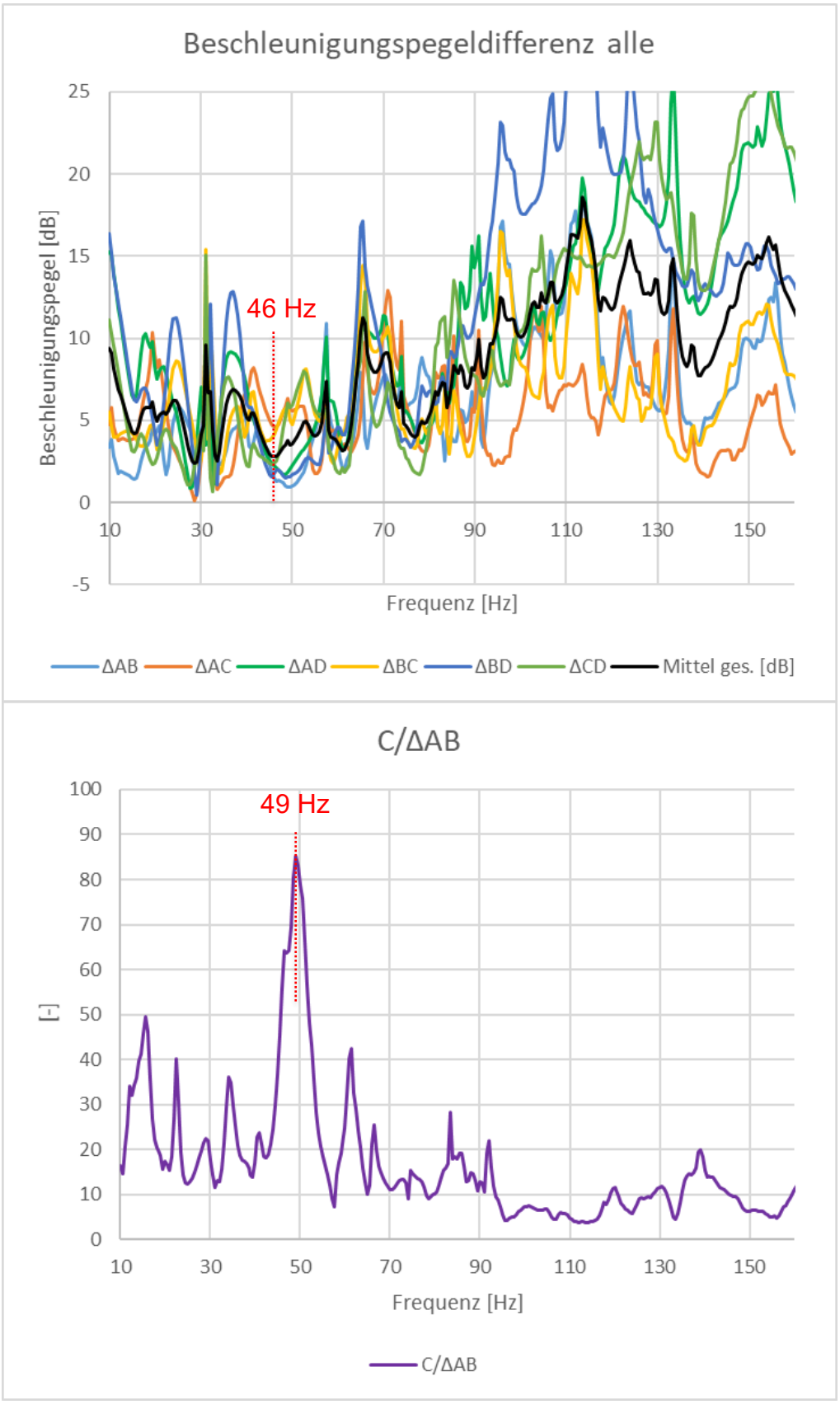


Abbildung 15: **TW 2.3 - B18.686.108.319 AUSWERTUNG MITTELS „DIFFERENZENMETHODE“**

Beilage 2 Ergänzende Messergebnisse experimentelle Modalanalysen

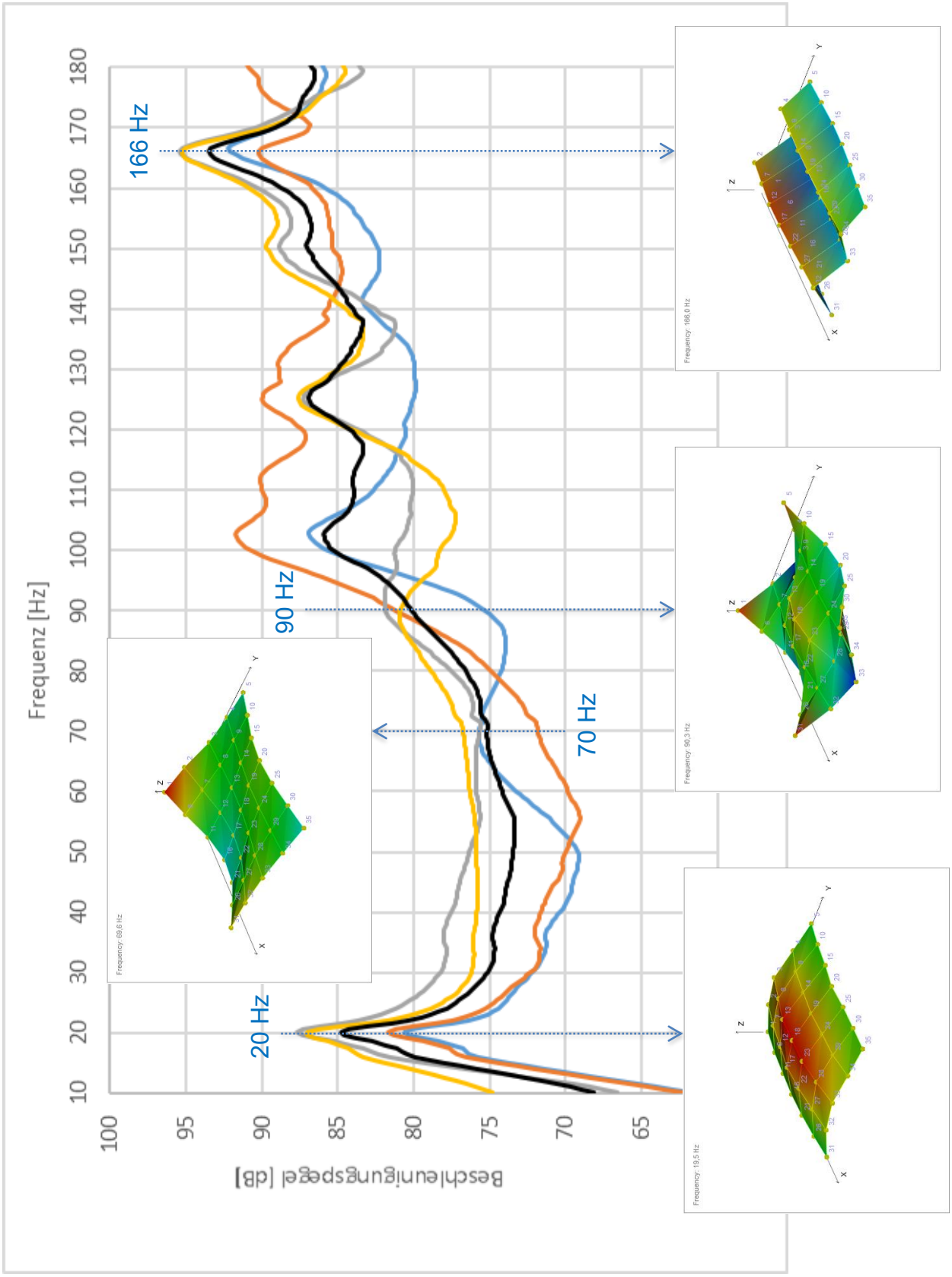


Abbildung 16: **MH-D 2.0 - B18.686.089.319**

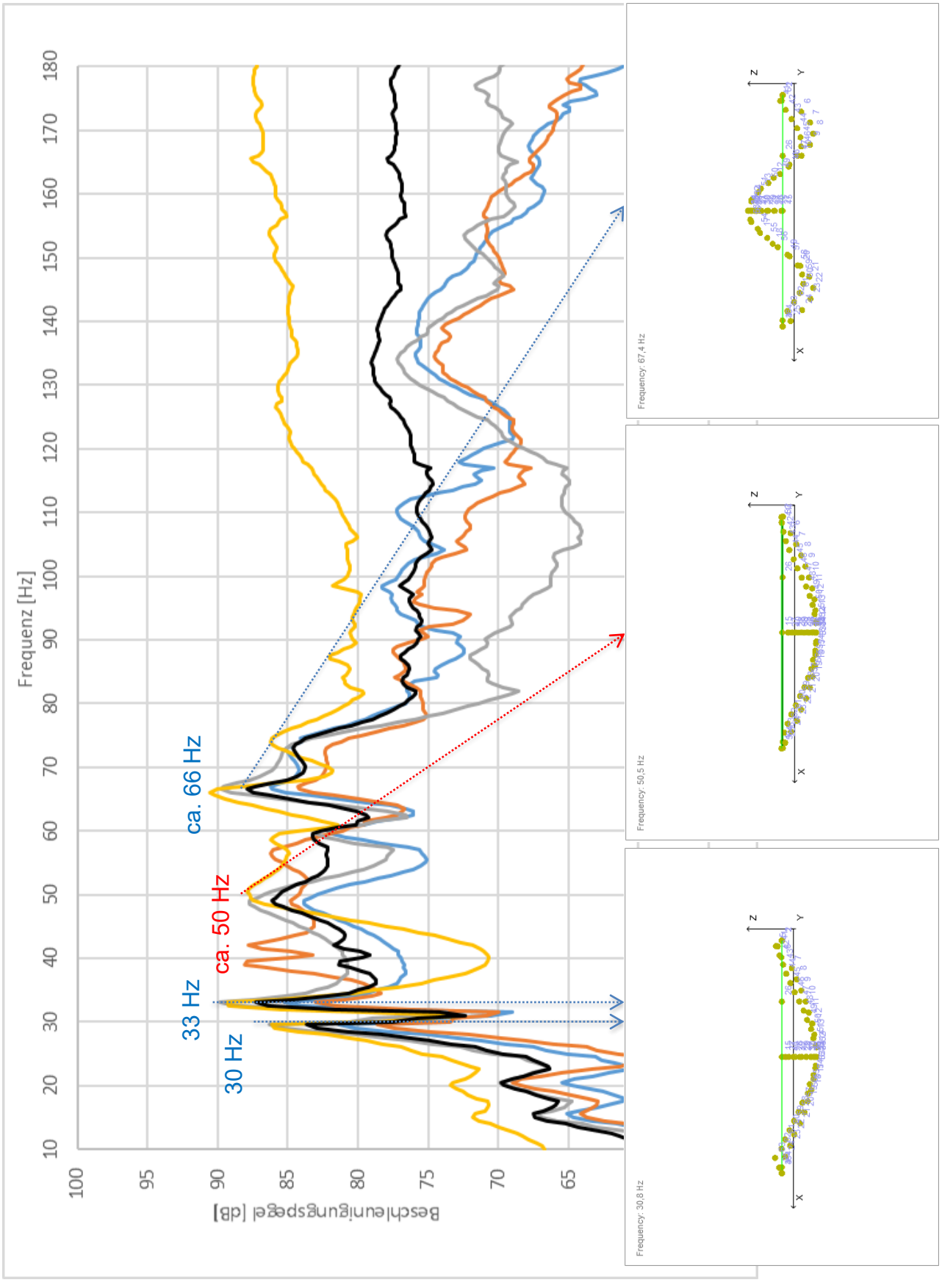


Abbildung 17: **TW 2.1 - B18.686.107.319**

Sound.Wood.Austria - Steigerung der Planungssicherheit bei der Schallschutzkonzeptionierung von Gebäuden in österreichischer Holzbauweise

Neue Bauteile auf www.dataholz.eu

Anhang 12 zum Endbericht

FFG-Projektnr.: 870818

HFA-Nr.: F500

Gefördert durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG)

Projektleitung

Dr. Bernd Nusser

Autor:innen

Dr. Bernd Nusser, Dr. Christian Lux, DI Vera Stiegler, DI Boris Sandor

Beteiligte Verbände und Firmen

Fachverband der Holzindustrie Österreichs, Österreichischer Fertighausverband, Bundesinnung Holzbau

Elk Fertighaus GmbH, Getzner Werkstoffe GmbH, Griffnerhaus GmbH, Haas Fertigbau, KLH Massivholz GmbH, Saint Gobain Austria, Stora Enso, Theurl GmbH, Vario-Bau Fertighaus GmbH, Vinzenz Harrer GmbH

Wien/Graz, Juli 2026

V1.1

INHALTSVERZEICHNIS

1 Einleitung 3

2 Holzrahmenbauteile 4

2.1 HR-Außenwände 4

2.2 HR-Trennwände 9

2.3 HR-Geschossdecken 11

3 Holzmassivbauteile 15

3.1 HM-Außenwände 15

3.2 HM-Trennwände 17

3.3 HM-Geschossdecken 21

4 Zugriff auf Messprotokolle 25

1 Einleitung

In dieser Bauteilauflistung werden jene Holzbauteile und Bauteilvarianten aufgeführt, welche, basierend auf Untersuchungen im Projekt Sound.Wood.Austria, neu in den Bauteilkatalog www.dataholz.eu aufgenommen wurden (in Summe 54 Stk). Von allen Bauteilen werden u.a. die Spektrum-Anpassungswerte ab 50 Hz sowie die zugrundeliegenden Schallmessprotokolle inkl. Frequenzverläufe kostenfrei auf dataholz.eu bereitgestellt (siehe Abschnitt 4).

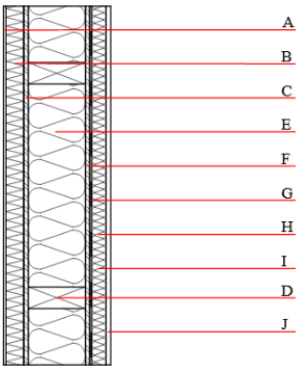
2 Holzrahmenbauteile

Nachfolgend werden alle Holzrahmenbauteile, getrennten nach

- Außenwände
- Trennwände
- Geschossdecken

aufgeführt, welche neu in www.dataholz.eu aufgenommen wurden.

2.1 HR-Außenwände



Aussenwand awropi06a

Aussenwand Holzrahmen/Holztafel, nicht hinterlüftet, mit Installationsebene, geputzt

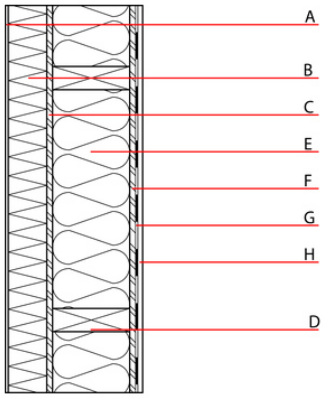
Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

	Dicke [mm]	Baustoff	Wärmes λ
A	4,0	Putzsystem	1,000
B		-variierbarem Baustoff	
C	15,0	**OSB**	0,130
D		-variables Konstruktionsholz	
E		-variierbarer Dämmstoff	
F	15,0	**OSB**	0,130
G		-variierbarem Baustoff	
H		-variierbarem Baustoff	
I		-variierbarer Dämmstoff	
J	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder	0,250
J	12,5	Gipsfaserplatte	0,320

Bauteilvariationen

	Schichtdicke			
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ
awropi06a-14	B	100,0	Polystyrol EPS-F [0,031]	376,5
	D	200,0	Konstruktionsholz (60/..; e=625)	
	E	200,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]	
	G		Dampfbremse sd ≥ 50m	
	H	30,0	Federschiene a=625 vertikal	
	I	30,0	Mineralwolle [035; 20; ≥1000°C]	

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50-3500}$ in dB	$C_{tr,50-3500}$ in dB
awropi06a-14	51	-6	-13	-11	-23



Aussenwand awropo27a

Aussenwand Holzrahmen/Holztafel, nicht hinterlüftet, ohne Installationsebene, geputzt

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

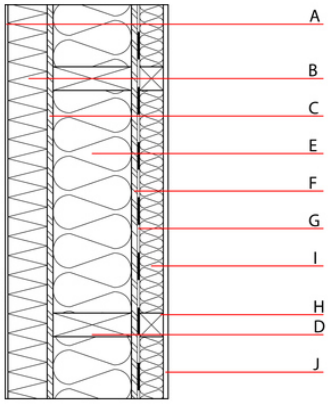
	Dicke [mm]	Baustoff
A	7,0	Putzsystem
B	100,0	MW-PT [040; 100]
C	15,0	**OSB**
D	200,0	**Konstruktionsholz** (60/200; e=625)
E		-variierbarer Dämmstoff
F	15,0	**OSB**
G		Dampfbremse sd ≥ 14m
H	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
H	12,5	Gipsfaserplatte

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI
awropo27a-00	E	200,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]	349,5	60 von 90 von
awropo27a-01	E	200,0	Holzfaserdämmung [039; 45]	349,5	60 von 90 von
awropo27a-02	E	200,0	Zellulosefaser [040; 50]	349,5	60 von 90 von

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50-3500}$ in dB	$C_{tr,50-3500}$ in dB
awropo27a -00	47	-4	-9	-8	-19
awropo27a -01	47	-4	-9	-8	-19
awropo27a -02	47	-4	-9	-8	-19

Aufbau



Aussenwand awropi31a

Aussenwand Holzrahmen/Holztafel, nicht hinterlüftet, mit Installationsebene, geputzt

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

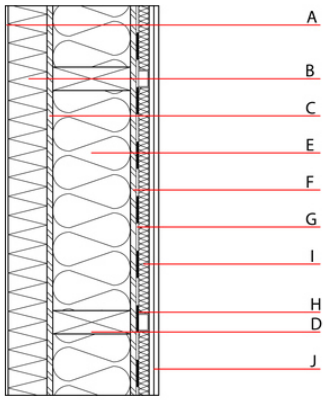
	Dicke [mm]	Baustoff
A	7,0	Putzsystem
B	100,0	MW-PT [040; 100]
C	15,0	**OSB**
D	200,0	**Konstruktionsholz (60/..; e=625)**
E		-variierbarer Dämmstoff
F	15,0	**OSB**
G		Dampfbremse sd ≥ 14m
H		-variierbarem Baustoff
I		-variierbarem Baustoff
J	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
J	12,5	Gipsfaserplatte

Bauteilvariationen

	Schichtdicke			
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ
awropi31a-00	E H I	200,0 60,0 60,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C] Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625) Mineralwolle [035; 20; ≥1000°C]	409,5
awropi31a-01	E H I	200,0 60,0 60,0	Holzfaserdämmung [039; 45] Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625) Holzfaserdämmung [039; 45]	409,5
awropi31a-02	E H I	200,0 60,0 60,0	Zellulosefaser [040; 50] Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625) Zellulosefaser [040; 50]	409,5
awropi31a-03	E H I	200,0 27,0 27,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C] Federschiene a=625 vertikal Mineralwolle [035; 20; ≥1000°C]	376,5
awropi31a-04	E H I	200,0 27,0 27,0	Holzfaserdämmung [039; 45] Federschiene a=625 vertikal Holzfaserdämmung [039; 45]	376,5
awropi31a-05	E H I	200,0 27,0 27,0	Zellulosefaser [040; 50] Federschiene a=625 vertikal Holzfaserdämmung [039; 45]	376,5
awropi31a-06	E H I	200,0 100,0 75,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C] CW Profil freistehend Mineralwolle [040; 11; <1000°C]	449,5
awropi31a-07	E H I	200,0 100,0 75,0	Holzfaserdämmung [039; 45] CW Profil freistehend Mineralwolle [040; 11; <1000°C]	449,5
awropi31a-08	E H I	200,0 100,0 75,0	Zellulosefaser [040; 50] CW Profil freistehend Mineralwolle [040; 11; <1000°C]	449,5

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
awropi31a -00	46	-2	-8	-8	-19
awropi31a -01	46	-2	-8	-8	-19
awropi31a -02	46	-2	-8	-8	-19
awropi31a -03	51	-4	-10	-11	-23
awropi31a -04	51	-4	-10	-11	-23
awropi31a -05	51	-4	-10	-11	-23
awropi31a -06	61	-5	-13	-13	-26
awropi31a -07	61	-5	-13	-13	-26
awropi31a -08	61	-5	-13	-13	-26

Aufbau



Aussenwand awropi31b

Aussenwand Holzrahmen/Holztafel, nicht hinterlüftet, mit Installationsebene, geputzt

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

	Dicke [mm]	Baustoff
A	7,0	Putzsystem
B	100,0	Polystyrol EPS-F [0,031]
C	15,0	**OSB**
D	200,0	**Konstruktionsholz (60/..; e=625)**
E		-variierbarer Dämmstoff
F	15,0	**OSB**
G		Dampfbremse sd ≥ 50m
H	27,0	Federschiene a=625 vertikal
I	27,0	Mineralwolle [035; 20; ≥1000°C]
J	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5mm) oder
J	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5mm)

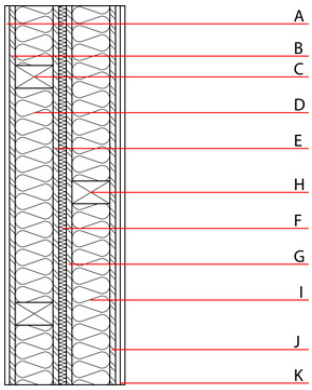
Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI
awropi31b-00	E	200,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]	389,0	90 von 30 von
awropi31b-01	E	200,0	Holzfaserdämmung [039; 45]	389,0	90 von 30 von
awropi31b-02	E	200,0	Zellulosefaser [040; 50]	389,0	90 von 30 von

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
awropi31b -00	57	-5	-12	-10	-21
awropi31b -01	57	-5	-12	-10	-21
awropi31b -02	57	-5	-12	-10	-21

2.2 HR-Trennwände

Aufbau



Trennwand twrxxo01b

Trennwand Holzrahmen/Holztafel, ohne Installationsebene, zweischalig, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

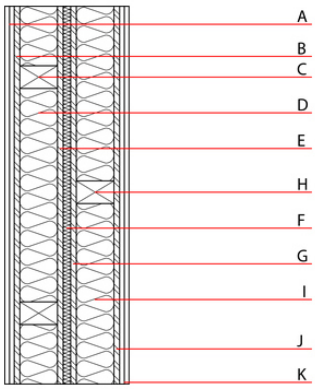
	Dicke [mm]	Baustoff
A	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
A	12,5	Gipsfaserplatte
B	15,0	**OSB**
C	100,0	**Konstruktionsholz** (60/100; e=625)
D		-variierbarer Dämmstoff
E	15,0	**OSB**
F	20,0	Trittschalldämmung MW [100; s'=14 MN/m³]
G	15,0	**OSB**
H	100,0	**Konstruktionsholz (60/..; e=625)** versetzt angeordnet
I		-variierbarer Dämmstoff
J	15,0	**OSB**
K	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5) oder
K	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5)

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI
twrxxo01b-00	D	100,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]		60
	I	100,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]		

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
twrxxo01b – 00	60	-3	-10	-9	-21

Aufbau



Trennwand twrxxo02b

Trennwand Holzrahmen/Holztafel, ohne Installationsebene, zweischalig, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

	Dicke [mm]	Baustoff	Wär λ
A	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5) oder	0,25
A	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5)	0,32
B	15,0	**OSB**	0,13
C		-variables Konstruktionsholz	
D	100,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]	0,04
E	15,0	**OSB**	0,13
F		-variierbarem Baustoff	
G	15,0	**OSB**	0,13
H		-variables Konstruktionsholz	
I	100,0	Mineralwolle [040; 30; ≥1000°C]	0,04
J	15,0	**OSB**	0,13
K	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5) oder	0,25
K	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5)	0,32

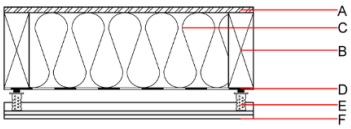
Bauteilvariationen

	Schichtdicke			Σ
		Dicke [mm]	Baustoff	
twrxxo02b-00	C	100,0	Konstruktionsholz (60/..; e=625)	
	F	20,0	Trittschalldämmung MW [100; s'=14 MN/m³]	
	H	100,0	Konstruktionsholz (60/..; e=625)	
twrxxo02b-01	C	100,0	Konstruktionsholz (60/..; e=625)	
	F	80,0	Trittschalldämmung MW 3-lagig [100; 2x30mm s'=10 MN/m³, 1x20mm s'=14 MN/m³]	
	H	100,0	Konstruktionsholz (60/..; e=625)	
twrxxo02b-02	C	100,0	Konstruktionsholz (60/..; e=625)	
	F	80,0	Trittschalldämmung MW 3-lagig [100; 2x30mm s'=10 MN/m³, 1x20mm s'=14 MN/m³]	
	H	100,0	Konstruktionsholz (60/..; e=312,5)	

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
twrxxo02b – 00	62	-2	-10	-9	-22
twrxxo02b – 01	68	-4	-12	-12	-24
twrxxo02b – 02	66	-3	-11	-10	-23

2.3 HR-Geschossdecken

Schnitt | Aufbau



Decke gegen unbeheizt ddrtxa01b

Decke gegen unbeheizt Holzrahmen/Holztafel, mit Abhängung, trocken, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

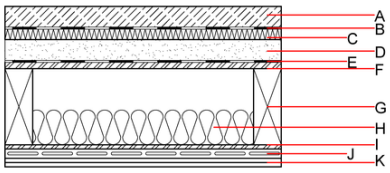
	Dicke [mm]	Baustoff	Wärmeschutz λ	Wärmeschutz μ min – max
A	18,0	**OSB**	0,130	200
B	240,0	Holz Fichte Deckenbalken (80/*); e=625	0,120	50
C		-variierbarer Dämmstoff		
D		Dampfbremse sd ≥ 15m		
E	60,0	Direktabhänger entkoppelt mit CD-Profil (a=400)		
F	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5 mm) oder	0,250	10
F	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5 mm)	0,320	21

Bauteilvariationen

	Schichtdicke			Σ	Brand REI	Wärme U [W/(m²K)]	Diffusion
		Dicke [mm]	Baustoff				
ddrtxa01b-00	C	240,0	Mineralwolle [038; ≥30]	343,0	60	0,18	geeignet

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
ddrtxa01b -00	63	-4	-11	55	0	6

Schnitt | Aufbau



Bemerkung

Zeichnerische Darstellung Var. 00

Geschossdecke gdrnxa03b

Geschossdecke Holzrahmen/Holztafel, mit Abhängung, nass, mit Schüttung

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

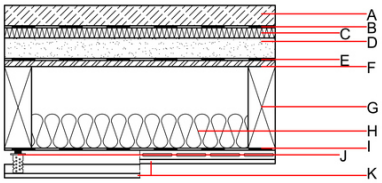
	Dicke [mm]	Baustoff	Wärmeschutz λ
A	60,0	Zementestrich m' = 150 kg/m²	1,330
B		Trennschicht Kunststoff	0,200
C	30,0	Trittschalldämmung MW-T [s'=10 MN/m³]	0,033
D		-variierbarem Baustoff	
E		Rieselschutz	
F	18,0	**OSB**	0,130
G	240,0	**Konstruktionsholz** (80/..; e=300)	0,120
H	100,0	Mineralwolle [038; ≥30; ≥1000°C]	0,038
I	12,0	**OSB**	0,130
J	27,0	Federschiene (a=400mm)	
K	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) 2x12,5mm oder	0,250
K	25,0	Gipsfaserplatte 2x12,5mm	0,320

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand	Wärme
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI	U [W/(
gdrnxa03b-00	D	60,0	Schüttung elastisch gebunden (m' ca. 90 kg/m²)	472,0	60	0,25
gdrnxa03b-01	D		ohne Schüttung	412,0	60	0,26

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdrnxa03b -00	74	-4	-12	47	0	9
gdrnxa03b -01	64	-4	-11	53	1	6

Schnitt | Aufbau



Bemerkung

Zeichnerische Darstellung Var. 00/01

Geschossdecke gdrnxa11a

Geschossdecke Holzrahmen/Holztafel, mit Abhängung, nass, mit Schüttung

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

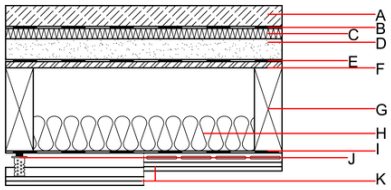
	Dicke [mm]	Baustoff	Wärmeschutz λ	μ
A	60,0	Zementestrich 150 kg/m²	1,330	5(
B		Trennschicht Kunststoff	0,200	1(
C	30,0	Trittschalldämmung MW-T [s'=10 MN/m³]	0,033	1
D	60,0	Schüttung elastisch gebunden (m' ca. 90 kg/m²)	0,700	1
E		Rieselschutz		
F	18,0	**OSB**	0,130	2(
G	240,0	**Konstruktionsholz** (80/..; e=300)	0,120	5(
H	100,0	Mineralwolle [038; ≥30; ≥1000°C]	0,038	1
I		Rieselschutz		
J		-variierbarem Baustoff		
K		-variierbarem Baustoff oder		
K		-variierbarem Baustoff		

Bauteilvariationen

	Schichtdicke		Baustoff	Σ	Brand REI	Wä U ['
gdrnxa11a-00	J	27,0	Federschiene (a=400)	447,5	30	0,2
	K	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF)			
	K	12,5	Gipsfaserplatte			
gdrnxa11a-01	J	60,0	Direktabhänger entkoppelt mit CD-Profil (a=400)	480,5	30	0,2
	K	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF)			
	K	12,5	Gipsfaserplatte			
gdrnxa11a-02	J	60,0	Direktabhänger entkoppelt mit Sylomer und CD-Profil (a=400)	510,5	60	0,2
	K	42,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) 2x15mm und 1x12,5mm			
	K	42,5	Gipsfaserplatte 2x15mm und 1x12,5mm			

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdrnxa11a -00	83	-9	-17	42	2	14
gdrnxa11a -01	85	-9	-17	37	2	19
gdrnxa11a -02	88	-3	-11	29	2	23

Schnitt | Aufbau



Bemerkung

Zeichnerische Darstellung Var. 00

Geschossdecke gdrnxa11b

Geschossdecke Holzrahmen/Holztafel, mit Abhängung, nass, mit Schüttung

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

	Dicke [mm]	Baustoff	Wärmeschutz λ
A	60,0	Zementestrich 150 kg/m²	1,330
B		Trennschicht Kunststoff	0,200
C	30,0	Trittschalldämmung MW-T [s'=10 MN/m³]	0,033
D		-variierbarem Baustoff	
E		Rieselschutz	
F	18,0	**OSB**	0,130
G		-variables Konstruktionsholz	
H	100,0	Mineralwolle [038; ≥30; ≥1000°C]	0,038
I		Rieselschutz	
J		-variierbarem Baustoff	
K	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) 2x12,5mm oder	0,250
K	25,0	Gipsfaserplatte 2x12,5mm	0,320

Bauteilvariationen

	Schichtdicke			Brand	Wärm
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ REI	U [W/
gdrnxa11b-00	D	60,0	Schüttung elastisch gebunden (m' ca. 90 kg/m²)	460,0 60	0,26
	G	240,0	Konstruktionsholz (80/..; e=300)		
	J	27,0	Federschiene (a=400)		
gdrnxa11b-01	D	60,0	Schüttung elastisch gebunden (m' ca. 90 kg/m²)	493,0 60	0,25
	G	240,0	Konstruktionsholz (80/..; e=300)		
	J	60,0	Direktabhänger entkoppelt mit CD-Profil (a=400)		
gdrnxa11b-02	D		ohne Schüttung	433,0 60	0,25
	G	240,0	Konstruktionsholz (80/..; e=300)		
	J	60,0	Direktabhänger entkoppelt mit CD-Profil (a=400)		
gdrnxa11b-03	D		ohne Schüttung	433,0 60	0,24
	G	240,0	Konstruktionsholz (80/..; e=625)		
	J	60,0	Direktabhänger entkoppelt mit CD-Profil (a=400)		

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdrnxa11b -00	86	-8	-17	38	-2	15
gdrnxa11b -01	86	-8	-16	33	3	18
gdrnxa11b -02	80	-7	-16	39	4	14
gdrnxa11b -03	78	-5	-13	43	1	9

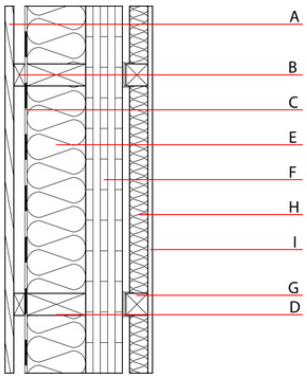
3 Holzmassivbauteile

Nachfolgend werden alle Holzmassivbauteile, getrennten nach

- Außenwände
- Trennwände
- Geschossdecken

aufgeführt, welche neu in www.dataholz.eu aufgenommen wurden.

3.1 HM-Außenwände



Aussenwand awmhhi03a

Aussenwand Holzmassivbau, hinterlüftet/belüftet, mit Installationsebene, geschalt

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

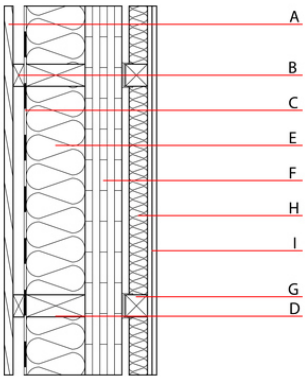
	Dicke [mm]	Baustoff
A	24,0	Holz Lärche Fassade, z.B. Stülpschalung
B	30,0	Holz Fichte Lattung vertikal (30/60); Hinterlüftung
C		diffusionsoffene Folie sd ≤ 0,3m
D	160,0	**Konstruktionsholz (60/..; e=625)**
E		-variierbarer Dämmstoff
F	100,0	Brettsperrholz 5-lagig
G	70,0	Lattung (60/60) vertikal auf Schwingbügel, e=625
H	50,0	Mineralwolle [040; 11; <1000°C]
I	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
I	12,5	Gipsfaserplatte

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI
awmhhi03a-00	E	160,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]	396,5	90 von innen 60 von aussen
awmhhi03a-01	E	160,0	Holzfaserdämmung [039; 45]	396,5	90 von innen 60 von aussen
awmhhi03a-02	E	160,0	Zellulosefaser [040; 50]	396,5	90 von innen 60 von aussen

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
awmhhi03a-00	49	-3	-9	-4	-12
awmhhi03a-01	49	-3	-9	-4	-12
awmhhi03a-02	49	-3	-9	-4	-12

Aufbau



Aussenwand awmhhi03b

Aussenwand Holzmassivbau, hinterlüftet/belüftet, mit Installationsebene, geschalt

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

	Dicke [mm]	Baustoff
A	24,0	Holz Lärche Fassade, z.B. Stülpschalung
B	30,0	Holz Fichte Lattung vertikal (30/60); Hinterlüftung
C		diffusionsoffene Folie sd ≤ 0,3m
D	160,0	**Konstruktionsholz (60/..; e=625)**
E		-variierbarer Dämmstoff
F	100,0	Brettsperrholz 5-lagig
G	70,0	Lattung (60/60) vertikal auf Schwingbügel, e=625
H	50,0	Mineralwolle [040; 11; <1000°C]
I	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5) oder
I	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5)

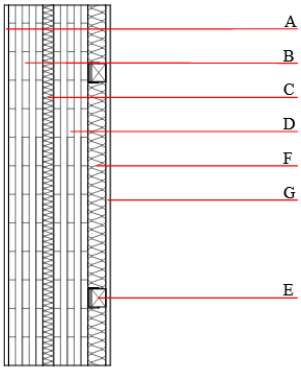
Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI
awmhhi03b-00	E	160,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]	409,0	120 von innen 60 von aussen
awmhhi03b-01	E	160,0	Holzfaserdämmung [039; 45]	409,0	120 von innen 60 von aussen
awmhhi03b-02	E	160,0	Zellulosefaser [040; 50]	409,0	120 von innen 60 von aussen

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
awmhhi03b-00	54	-4	-11	-6	-15
awmhhi03b-01	54	-4	-11	-6	-15
awmhhi03b-02	54	-4	-11	-6	-15

3.2 HM-Trennwände

Schnitt | Aufbau



Bemerkung

Bei Verwendung von Brettsperrholz:
d ≥ 95,0; mind. 5-lagig, Decklage mind. 19mm

Trennwand twmxxo01a

Trennwand Holzmassivbau, ohne Installationsebene, zweischalig, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

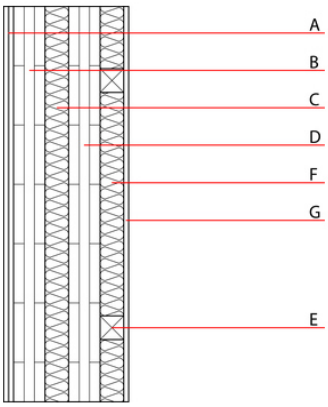
	Dicke [mm]	Baustoff
A		-variierbarem Baustoff
A		-variierbarem Baustoff
B		Massivholz verleimt (z.B. Brettsperrholz, Brettstapel)
C		-variierbarem Baustoff
D		Massivholz verleimt (z.B. Brettsperrholz, Brettstapel)
E		-variierbarem Baustoff
F		-variierbarer Dämmstoff
G		-variierbarem Baustoff
G		-variierbarem Baustoff

Bauteilvariationen

	Schichtdicke			Bemerkung
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	
twmxxo01a-02	A		ohne Gipsplattenbeplankung	
	A		ohne Gipsplattenbeplankung	
	B	95,0	Massivholz verleimt	
	C	60,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]	
	D	80,0	Massivholz verleimt	
	E	50,0	Metallprofil CW 50	
	F	100,0	Mineralwolle [040; 13; <1000°C]	
	G	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF)	
	G	12,5	Gipsfaserplatte	
twmxxo01a-03	A		ohne Gipsplattenbeplankung	
	A		ohne Gipsplattenbeplankung	
	B	100,0	Massivholz verleimt	
	C	60,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]	
	D	100,0	Massivholz verleimt	
	E	60,0	Holz Fichte	
	F	60,0	Mineralwolle [040; 13; <1000°C]	
	G	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF)	
	G	12,5	Gipsfaserplatte	

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
twmxxo01a – 02	67	-3	-9	-16	-29
twmxxo01a – 03	58	-1	-7	-8	-20

Aufbau



Trennwand twmxxo01b

Trennwand Holzmassivbau, ohne Installationsebene, zweischalig, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

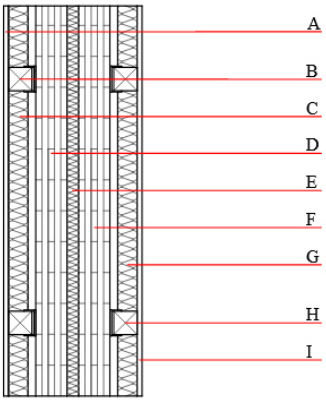
	Dicke [mm]	Baustoff
A	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5 mm) oder
A	25,0	Gipsfaserplatte (2x12,5 mm)
B	80,0	Brettsperrholz 3-lagig
C		-variierbarem Baustoff
D	80,0	Brettsperrholz 3-lagig
E	60,0	Holz Fichte Lattung (60/60)
F	60,0	Mineralwolle [040; 13; <1000°C]
G	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
G	12,5	Gipsfaserplatte

Bauteilvariationen

	Schichtdicke			
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ
twmxxo01b-00	C	60,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]	

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
twmxxo01b – 00	63	-1	-6	-8	-19

Aufbau



Trennwand twmxxo06a

Trennwand Holzmassivbau, ohne Installationsebene, zweischalig, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

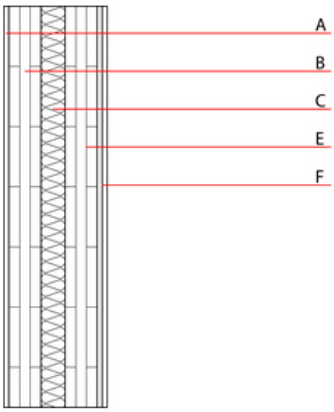
	Dicke [mm]	Baustoff
A	12,5	Gipsfaserplatte
A	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
B		-variierbarem Baustoff
C	50,0	Mineralwolle [040; 13; <1000°C]
D		Brettsperrholz 3-od. 5-lagig
E		-variierbarem Baustoff vollflächig
F		Brettsperrholz 3-od. 5-lagig
G	50,0	Mineralwolle [040; 13; <1000°C]
H		-variierbarem Baustoff
I	12,5	Gipsfaserplatte
I	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Bemerkung
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	
twmxxo06a-02	B	60,0	Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625)		
	D	80,0	Brettsperrholz 3-od. 5-lagig		
	E	60,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]		
	F	100,0	Brettsperrholz 3-od. 5-lagig		
	H	60,0	Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625)		
twmxxo06a-03	B	60,0	Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625)		
	D	80,0	Brettsperrholz 3-od. 5-lagig		
	E	60,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]		
	F	80,0	Brettsperrholz 3-od. 5-lagig		
	H	60,0	Holz Fichte - Lattung (60/60) vertikal (a=625)		

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
twmxxo06a – 02	66	-5	-13	-17	-30
twmxxo06a – 03	62	-3	-11	-16	-28

Aufbau



Trennwand twmxxo07b

Trennwand Holzmassivbau, ohne Installationsebene, zweischalig, andere Oberfläche

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (außen nach innen)

	Dicke [mm]	Baustoff
A		Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
A		Gipsfaserplatte
B	80,0	Brettsperrholz 3-lagig
C		-variierbarem Baustoff
D		-variierbarem Baustoff
E	80,0	Brettsperrholz 3-lagig
F		Gipsplatte Typ DF (GKF) (2x12,5) oder
F		Gipsfaserplatte (2x12,5)

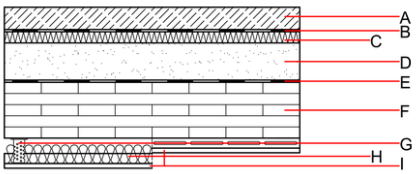
Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Bemerkung
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	
twmxxo07b-00	A	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF)		
	A	12,5	Gipsfaserplatte		
	C	60,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]		
	D		kein zusätzlicher Aufbau		
	F	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		
	F	25,0	Gipsfaserplatte		
twmxxo07b-01	A	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		A und F: 2x12,5mm GI
	A	25,0	Gipsfaserplatte		
	C	60,0	Mineralwolle [035; 90; ≥1000°C]		
	D	20,0	Luftschicht		
	F	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		
	F	25,0	Gipsfaserplatte		
twmxxo07b-02	A	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		A und F: 2x12,5mm GI
	A	25,0	Gipsfaserplatte		
	C	40,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]		
	D		kein zusätzlicher Aufbau		
	F	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		
	F	25,0	Gipsfaserplatte		
twmxxo07b-03	A	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		A und F: 2x12,5mm GI
	A	25,0	Gipsfaserplatte		
	C	80,0	Mineralwolle [035; ≥20; <1000°C]		
	D		kein zusätzlicher Aufbau		
	F	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF)		
	F	25,0	Gipsfaserplatte		

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$C_{50\text{-}3500}$ in dB	$C_{tr,50\text{-}3500}$ in dB
twmxxo07b – 00	59	-3	-9	-5	-14
twmxxo07b – 01	64	-4	-10	-6	-17
twmxxo07b – 02	61	-5	-10	-6	-15
twmxxo07b – 03	64	-3	-8	-5	-16

3.3 HM-Geschossdecken

Schnitt | Aufbau



Geschossdecke gdmnxa03a

Geschossdecke Holzmassivbau, mit Abhängung, nass, mit Schüttung

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

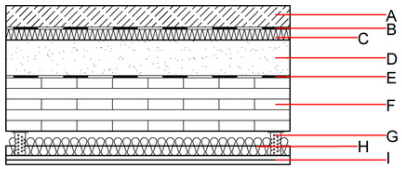
	Dicke [mm]	Baustoff
A	60,0	Zementestrich m' ca. 150 kg/m²
B		Trennschicht Kunststoff
C	30,0	Trittschalldämmung MW-T [s'=10 MN/m³]
D		-variierbarem Baustoff
E		Rieselschutz
F	160,0	Brettsperrholz 5-lagig (Decklage mind. 40 mm)
G		-variierbarem Baustoff
H		Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]
I	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF) oder
I	12,5	Gipsfaserplatte

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Bemerkung
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	
gdmnxa03a-00	D	100,0	Splittschüttung zementgebunden; m' ca. 180 kg/m²	432,5	
	G	70,0	Direktabhänger mit CD-Profil (a=400)		
	H	50,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]		
gdmnxa03a-01	D	100,0	Splittschüttung elastisch gebunden, m' ca. 160 kg/m²	432,5	
	G	70,0	Direktabhänger mit CD-Profil (a=400)		
	H	50,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]		
gdmnxa03a-02	D	60,0	Splittschüttung elastisch gebunden, m' ca. 98 kg/m²	392,5	
	G	70,0	Direktabhänger mit CD-Profil (a=400)		
	H	50,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]		
gdmnxa03a-03	D	60,0	Splittschüttung ungebunden	392,5	D: Schüttung m' ca. 93 kg/m²
	G	70,0	Direktabhänger mit CD-Profil (a=400)		
	H	50,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]		
gdmnxa03a-04	D	60,0	Splittschüttung ungebunden	349,5	D: Schüttung m' ca. 93 kg/m²
	G	27,0	Federschiene (a=400)		
	H	25,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]		

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdmnxa03a-00	78	-4	-11	41	3	6
gdmnxa03a-01	80	-5	-12	43	2	6
gdmnxa03a-02	76	-5	-12	46	2	7
gdmnxa03a-03	76	-6	-14	45	3	10
gdmnxa03a-04	77	-5	-12	43	2	9

Schnitt | Aufbau



Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

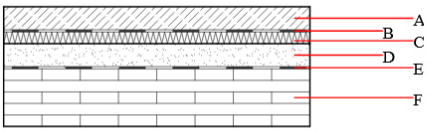
	Dicke [mm]	Baustoff	Wärme λ
A	60,0	Zementestrich m' ca. 150 kg/m²	1,330
B		Trennschicht Kunststoff	0,200
C	30,0	Trittschalldämmung MW-T [s'=10 MN/m³]	0,033
D		-variierbarem Baustoff	
E		Rieselschutz	
F	160,0	Brettsperrholz 5-lagig (Decklage mind. 40 mm)	0,130
G	70,0	Direktabhänger mit CD-Profil (a=400)	
H	50,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000 °C]	0,040
I	25,0	Gipsplatte Typ DF (GKF) 2x12,5mm oder	0,250
I	25,0	Gipsfaserplatte 2x12,5mm	0,320

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Bemerkung
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	
gdmnxa03b-00	D	100,0	Splittschüttung elastisch gebunden, m' ca. 160 kg/m²	445,0	
gdmnxa03b-01	D	60,0	Splittschüttung ungebunden	405,0	D: Schüttung m' ca. 93 kg/m²

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdmnxa03b-00	84	-6	-14	38	3	13
gdmnxa03b-01	81	-6	-15	41	5	11

Schnitt | Aufbau



Geschossdecke gdmnxn02

Geschossdecke Holzmassivbau, ohne, nass, mit Schüttung

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

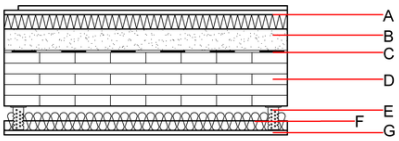
	Dicke [mm]	Baustoff	Wärmeschut λ
A	60,0	Zementestrich	1,330
B		Trennschicht Kunststoff	0,200
C		-variierbarer Dämmstoff	
D		-variierbarem Baustoff	
E		Rieselschutz	
F		-variierbarem Baustoff	

Bauteilvariationen

	Schichtdicke		
		Dicke [mm]	Baustoff
gdmnxn02-05	C	30,0	Trittschalldämmung MW-T [s'=10 MN/m³]
	D	60,0	Splittschüttung ungebunden, m' ca. 93 kg/m²
	F	160,0	Brettsperrholz 5-lagig, Decklage mind. 40mm

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdmnxn02-05	74	-2	-7	47	2	4

Schnitt | Aufbau



Geschossdecke gdmtxa04a

Geschossdecke Holzmassivbau, mit Abhängung, trocken, mit Schüttung

Baustoffangaben zur Konstruktion, Schichtaufbau (von oben nach unten)

	Dicke [mm]	Baustoff
A	65,0	Trockenestrichelement (2x12,5 GF mit 40 MW) m' ca. 37 kg/m²
B	60,0	Splittschüttung ungebunden, m' ca. 93 kg/m²
C		Rieselschutz
D	160,0	Brettsperrholz 5-lagig, Decklage mind. 40mm
E	70,0	Direktabhänger mit CD-Profil (a=400)
F		Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]
G	12,5	Gipsfaserplatte oder
G	12,5	Gipsplatte Typ DF (GKF)

Bauteilvariationen

	Schichtdicke				Brand	Wärme
		Dicke [mm]	Baustoff	Σ	REI	U [W/(m²I
gdmtxa04a-00	F	50,0	Mineralwolle [040; ≥16; <1000°C]	367,5	90	0,24

Var.	R_w in dB	C in dB	C_{tr} in dB	$L_{n,w}$ in dB	C_I in dB	$C_{I,50\text{-}2500}$ in dB
gdmtax04a -00	70	-10	-19	49	4	9

4 Zugriff auf Messprotokolle

Der Zugriff auf die zugrundeliegenden Bewertungen inkl. Schallmessprotokollen wird durch kostenfreies Anmelden auf www.dataholz.eu ermöglicht.

