



LUNDS TEKNISKA HÖGSKOLA
Lunds universitet

Bygg och miljöteknologi
Teknisk akustik

Flanktransmission genom
kontinuerliga grundplattor –
kortfattad beskrivning och användnings-
handledning

av

Jonas Brunskog

Rapport TVBA-3122
ISSN 0281-8477

Flanktransmission genom kontinuerliga grundplattor – kortfattad beskrivning och användnings- handledning

Sammanfattning:

Grundplattan – utförd i betong och ofta separerad från grunden med ett fjädrande skikt av mineralull eller polystyrenskumplast – är en vanligt förekommande byggkonstruktionsdetalj vid exempelvis radhus. Den primärt separerande väggen är då typiskt en lättvägg med god ljudisolering. Av olika skäl är det ibland önskvärt att utföra grundplattan kontinuerlig under den separerande väggen, alltså utan vot eller skarv. Rapporten beskriver en teoretisk modell att undersöka flanktransmission genom kontinuerliga grundplattor, samt presenterar resultat av modellen. Dessa resultat kan direkt användas som designhjälpmedel. Denna rapport innehåller en förkortad och förenklad svenskspråkig variant av en mer teoretiskt omfattande rapport [1].

Innehåll

Innehåll.....	1
Introduktion.....	1
Beskrivning av problemet och dess lösning.....	2
De numeriska resultaten och hur dessa kan användas.....	3
Slutsatser.....	3
Referenser.....	4
Bilaga A.....	5
Bilaga B.....	9

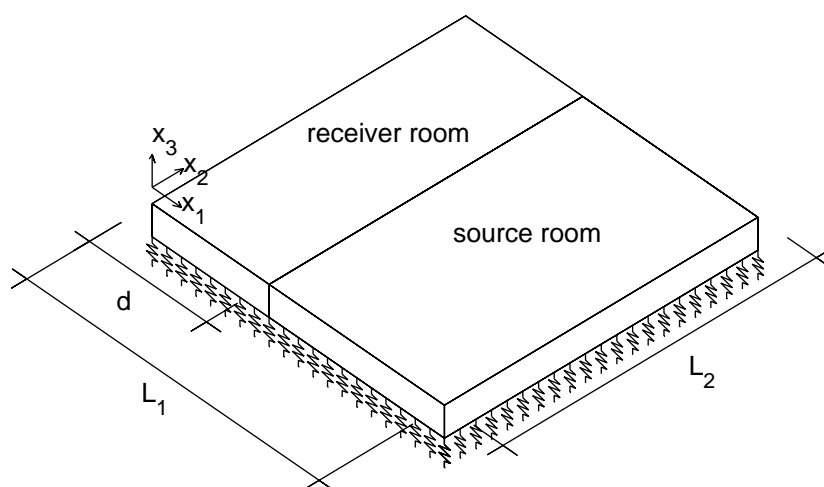
Introduktion

Nya byggsystem är ofta av typen lätta konstruktioner. En av de stora svagheter med denna typ av byggsystem är den ofta dåliga ljudisoleringen. En av svårigheterna är hur man ska hantera flanktransmissionen, det vill säga när ljudet passerar konstruktionen via andra vägar än den direkta. Den aktuella rapporten behandlar (som titeln anger) flanktransmission genom grundplattor som är kontinuerliga under den primärt separerande väggen (som typiskt är en lättvägg med god ljudisolering). I de fall som studeras i denna rapport vilar grundplattan på ett fjädrande underlag av mineralull eller polystyrenskumplast. För att klara de akustiska kraven är det dock ovanligt att utföra konstruktionen kontinuerlig. Istället separerar man konstruktionen under väggen eller utför en förtjockning – en vot. Det första av dessa alternativ har statiska nackdelar då man ofta vill föra ner laster genom väggen. En variant av denna lösning studerades av Gudmundsson i dennes avhandling [2], där ett tunt elastiskt mellanskikt skilde de båda konstruktionshalvorna, vilket ledde till ett antal problem med resonanser och koincidens, varför inte heller denna lösning är att föredra. Det andra alternativet kan få problem med uttorkning av betongen i voten. Återstår då att utföra plattan kontinuerlig och istället öka plattjockleken tills flanktransmissionen endast förstör väggens ljudisolering i ringa omfattning. Det är då nödvändigt att kunna prediktera flanktransmissionen genom grundplattan. En sådan beräkningsmodell är presenterad i [1]. Den aktuella rapporten innehåller en förkortad och förenklad svenskspråkig variant av [1]. De numeriska resultat som fås ur beräkningsmodellen presenteras sedan som försämring i ljudisolering som funktion av vald plattjocklek. Detta innebär att man för en given väggkonstruktion kan gå in i ett diagram och se hur tjock plattan måste vara för att man ska

klara ett visst ljudisoleringskrav. För att klara ljudisolering som motsvarar lägenhetsskiljande väggar enligt ljudklass C eller bättre visar det sig då att erforderlig plattjocklek är orimligt stor. Ljudklassning sker enligt SS 02 52 67 [4] för bostäder och SS 02 52 68 [5] för övriga lokaler. För en mer allmän genomgång av ljudisolering i lätta konstruktioner, se [6,7] och för en diskussion om olika lösningsmetoder, se [8]

Beskrivning av problemet och dess lösning

Grundplattan beskrivs som en tunn platta liggande på en fjäderbädd – en så kallad Winklerbädd, se Figur 1. Fjäderbädden beskrivs med en komplex fjäderkonstant medan plattan beskrivs av sin ytvikt och sin böjstyvhet.



Figur 1 Plattans geometri.

En deterministisk modell används. Endast geometriska data och materialdata är inparametrar till modellen. Denna bygger på ortogonala moder i plattan och i de båda rummen (sändarrummet och mottagarummet). Plattan antas fritt upplagd längs ränderna, vilket leder till sinusmoder, medan rummets väggar antas stela, vilket leder till cosinusmoder. Enligt Ljunggren [3] är det viktigt att även inkludera rummets moder, speciellt i lågfrekvensen. De båda rummen är sedan beskrivna som oändliga rör (eller som rum med perfekt absorberande tak). Den modala lösningen går ut på att beskriva de olika modtyperna i varandra, så att en full och exakt beskrivning erhålls. Excitationen i sändarrummet sker med hjälp av en kombination av diffust fält antagande, modal beskrivning och numerisk slumpning av fasvinklar. Infallande och transmitterad ljudeffekt beräknas sedan från lösningen, vilket ger den akustiska transmissionen genom den flankerande konstruktionen (dvs. grundplattan). Denna kombineras sedan effektmässigt med den direkta transmissionen via den separerande väggen. Data för dessa väggar tas från laboriemätningar för lätta väggar [9]. Beräkningarna utförs för ett givet val av ingångsparametrar (angivna i Bilaga A). Detta betyder att osäkerheter i ingångsdata inte är inkluderade här. Å andra sidan har en mängd olika väggar tagits med för att beskriva direktvägen, och denna spridning är medtagen i resultaten. Detta betyder att resultatets tyngdpunkt inte kommer att ändra sig om osäkerheter är inkluderade även för grundplattan; använde man sig av västa fallet i diagrammen (se exemplen nedan) så är det möjligt att använda diagrammen som designhjälpmedel.

De numeriska resultaten och hur dessa kan användas

De numeriska resultat som fås ur beräkningsmodellen presenteras som försämring i ljudisolering som funktion av vald plattjocklek. Detta innebär att man för en given väggkonstruktion kan gå in i ett diagram och se hur tjock plattan måste vara för att man ska klara ett visst ljudisoleringskrav. Resultaten är återgivna i denna rapport's bilaga, där även ingångsdata är presenterade. Både försämringen på reduktionstalet och C-korrekturen är presenterade i denna rapport (till skillnad från [1] där endast inverkan på reduktionstalet är redovisat). Försämringen presenteras som direktvägens vägda reduktionstal minus totala konstruktionens reduktionstal,

$$\Delta R_w = R_{w,vägg} - R_{w,tot} \quad \text{och} \quad R_{w,tot} = R_{w,vägg} - \Delta R_w, \quad (1)$$

och på samma sätt för C-korrekturen,

$$\Delta C = C_{50-3150,vägg} - C_{50-3150,tot} \quad \text{och} \quad C_{50-3150,tot} = C_{50-3150,vägg} - \Delta C. \quad (2)$$

Detta betyder att ett positivt värde på ΔR_w är en försämring och att ett negativt värde på ΔC är en förbättring (dessa tecken är de typiska).

Ett par exempel på hur diagrammen kan användas ges nedan:

Exempel I:

Ett radhus ska uppfylla ljudklass C avseende luftljud, vilket innebär att konstruktionen ska klara $R'_w + C_{50-3150} \geq 52$ dB enligt SS 02 52 67 [4].

Golvkonstruktionen är kontinuerlig platta på mark med polystyrenskumplast. En lättvägg kan typiskt för detta fall uppfylla $R_w = 63$ dB och $C_{50-3150} = -5$ dB i laboratorium, vilket ger $R_w + C_{50-3150} = 58$ dB, alltså 6 dB till godo.

Vi använder nu de högra diagrammen i Figur 4 och Figur 7. Man ser genast att det blir svårt att uppfylla kraven; vid 300 mm tjocklek (vilket är en orimlig tjocklek) har vi $\Delta R_w = 5$ dB och $\Delta C = -1$ dB (vi tar de värsta fallen ur diagrammen), alltså $R'_w = 63 - 5 = 58$ dB och $C_{50-3150} = -5 + 1 = -4$ dB, totalt $R'_w + C_{50-3150} = 58 - 4 = 54$ dB. Med denna tjocklek på grundplattan klarar vi kravet med 2 dB marginal (vilket är en minimal säkerhetsmarginal).

Exempel II:

I ett kontorshus ska uppfylla ljudklass B vad gäller luftljud mellan samtalsrum etc., vilket innebär att konstruktionen ska klara $R'_w \geq 44$ dB enligt SS 02 52 68 [5].

Golvkonstruktionen är kontinuerlig platta på mark med polystyrenskumplast. En lämplig lättvägg kan typiskt uppfylla $R_w = 51$ dB i laboratorium, alltså 7 dB till godo.

Vi använder nu de vänstra diagrammet i Figur 3. Med en tjocklek på 100 mm tjocklek har vi $\Delta R_w = 5$ dB (vi tar de värsta fallen ur diagrammen), alltså $R'_w = 51 - 5 = 46$ dB. Med denna tjocklek på grundplattan klarar vi kravet med 2 dB marginal.

Slutsatser

Med en teoretisk modell har flanktransmissionen via en kontinuerlig grundplatta studerats. Flanktransmissionen som funktion av plattans tjocklek jämförs med olika val av direkt transmissionsväg, och resultaten av dessa jämförelser presenteras som diagram. Dessa

diagram kan direkt användas som designhjälpmedel, vilket visades i ett par exempel. För att klara kraven för ljudisolering i bostäder visar ett av dessa exempel att en orimligt hög plattjocklek behövs. För de mer modesta ljudkraven i kontorsmiljöer lämpar sig dock den kontinuerliga plattan alldeles utmärkt.

Referenser

- [1] J. Brunskog, 'Flanking transmission of continuous ground plates', Proceeding of Inter-Noise 2002, Dearborn MI, USA, 2002.
- [2] S. Gudmundsson, 'Transmission of structure-borne sound at various types of junctions with thin elastic layers', Report TVBA-3016, Building Acoustic, Lund University, Lund, Sweden, 1984.
- [3] S. Ljunggren, 'Air-borne sound insulation of single walls at low frequencies: A discussion on the influence of boundaries and mounting conditions', Journal of Building Acoustics **8**, 257-267, 2001.
- [4] SS 02 52 67: Byggakustik – Ljudklassning av utrymmen i byggnader – Bostäder, Svensk Standard, 1998.
- [5] SS 02 52 68: Byggakustik – Ljudklassning av utrymmen i byggnader – Vårdlokaler, undervisningslokaler, dag- och fritidshem, kontor och hotell, Svensk Standard, 2000.
- [6] J. Brunskog och P. Hammer, 'Några reflektioner om ljud i lätta väggar och bjälklag', Bygg och teknik, nummer 3 april 2002, s. 29-32, 2002.
- [7] J. Brunskog, 'Acoustic excitation and transmission of lightweight structures', Report TVBA-1009, Engineering Acoustics, Lund University, Lund, Sweden, 2002.
- [8] J. Brunskog and P. Hammer, 'Prediction models of impact sound insulation on timber floor structures; a literature survey', Journal of Building Acoustics **7**, 89-112, 2000.
- [9] P. Hammer and Erling Nilsson, 'Lightweight partition walls and floors – the influence of mineral wool on sound insulation', Report TVBA-3095, Engineering Acoustics, Lund University, Lund, Sweden, 1997.

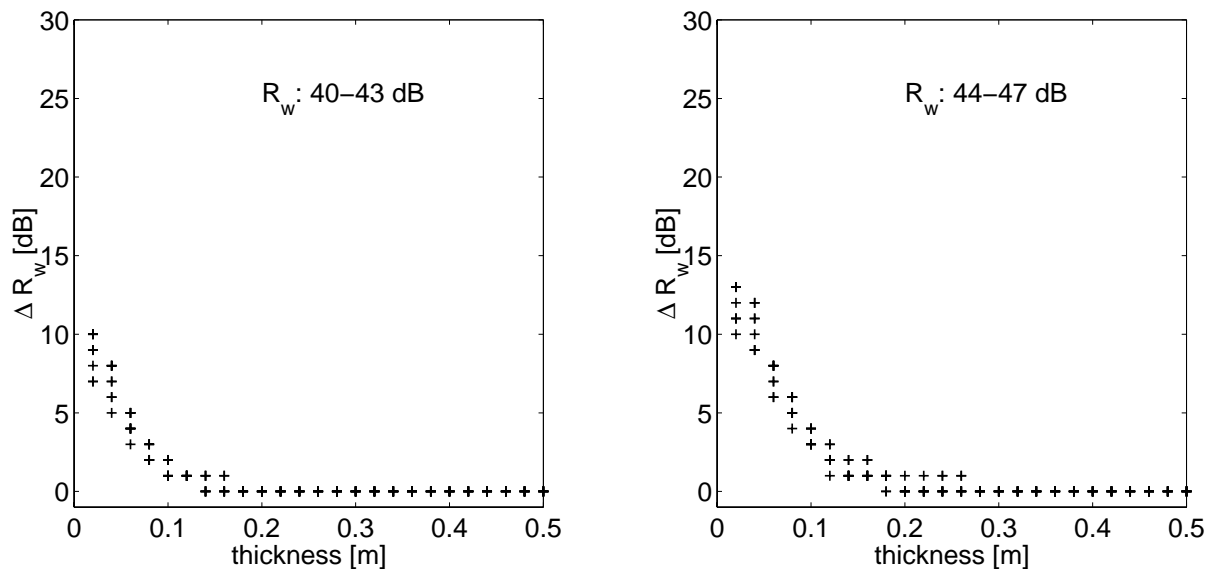
Bilaga A

Nedan är de numeriska resultaten för fallet med polystyrenskumplast presenterade. Följande data har använts i de numeriska beräkningarna (för förklaringar se [1] och Figur 1):

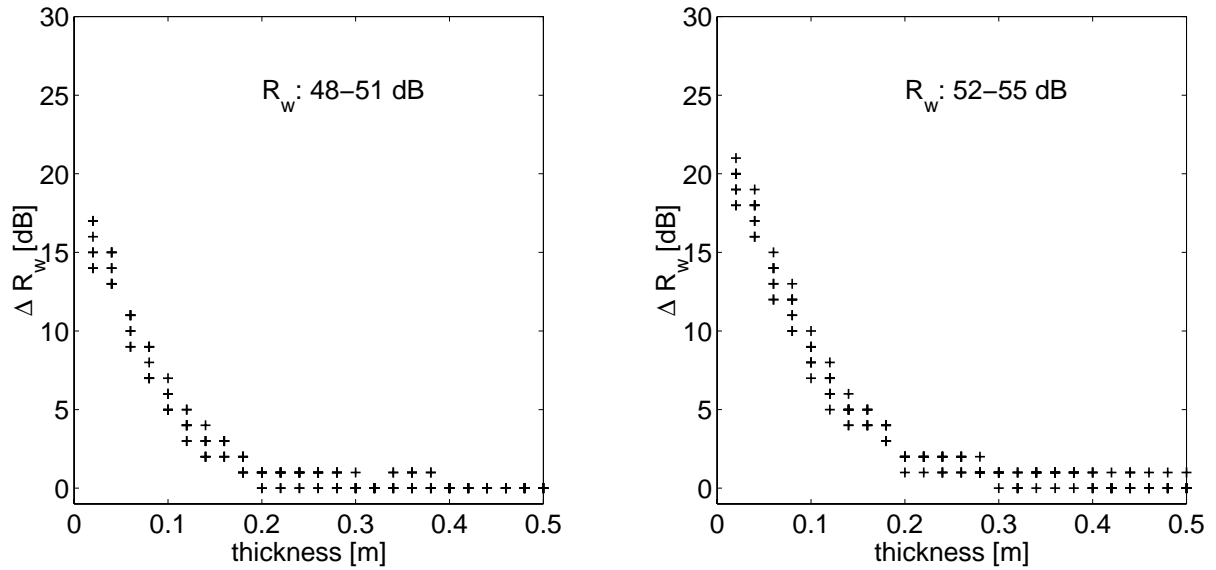
Tabell 1 Materialdata

Parameter	Numeriskt värde	Parameter	Numeriskt värde	Parameter	Numeriskt värde
L_1	7.123 m	η_{air}	0.001	E_{res}	$9 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$
L_2	6 m	E	$2.6 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$	η_{res}	0.01
d	3.390 m	μ	0.3	h_{res}	0.1 m
c_0	340 m/s	ρ	2300 kg/m^3	h	20 – 500 mm
$\rho_0 c_0$	$400 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$	η_E	0.01		

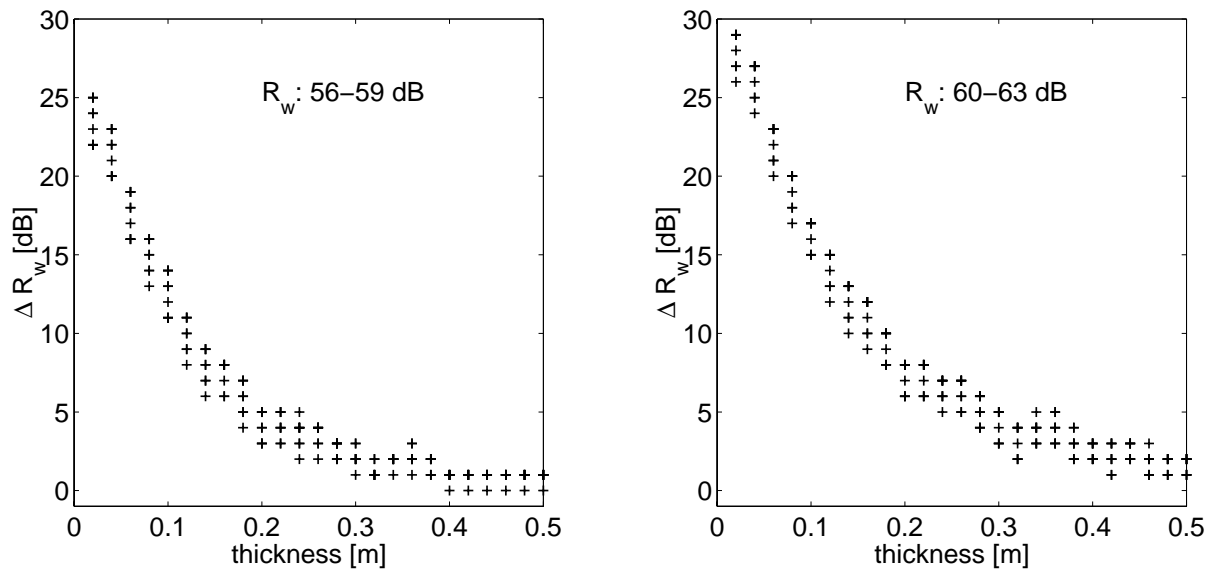
Först presenteras minskningen i vägt reduktionstal:



Figur 2 Minskning av vägt reduktionstal som funktion av plattjocklek. Direktvägen har reduktionstal vänster R_w : 40-43 dB, höger R_w : 44-47 dB.

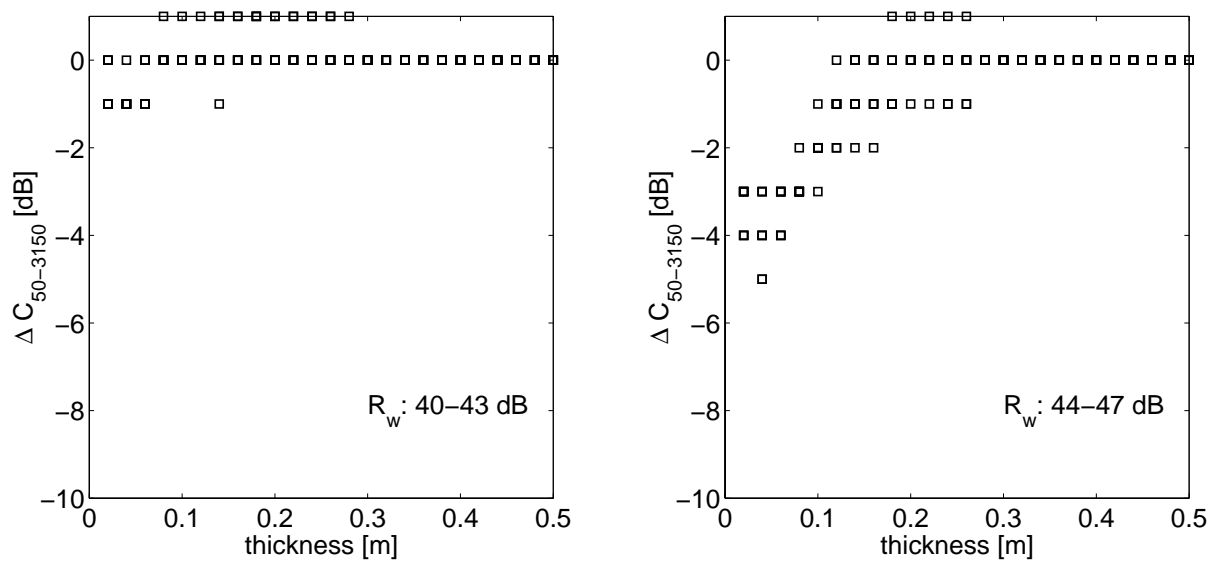


Figur 3 Minskning av vägt reduktionstal som funktion av plattjocklek. Direktvägen har reduktionstal vänster R_w : 48-51 dB, höger R_w : 52-55 dB.

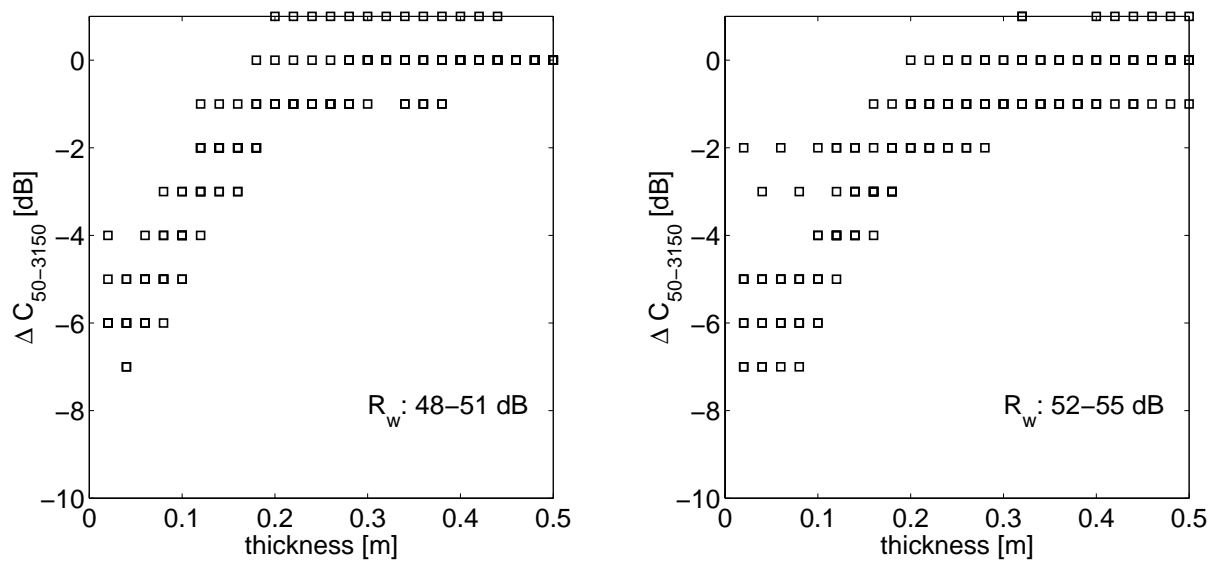


Figur 4 Minskning av vägt reduktionstal som funktion av plattjocklek. Direktvägen har reduktionstal vänster R_w : 56-59 dB, höger R_w : 60-63 dB.

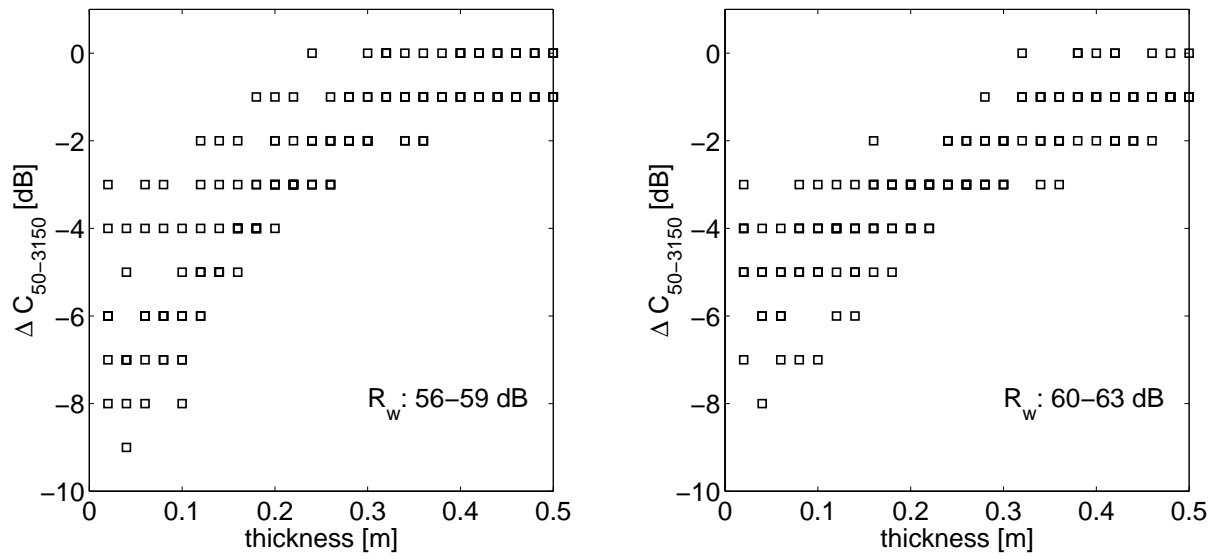
Minskningen i C-korrektion kommer här efter.



Figur 5 Minskning av C-korrektion som funktion av plattjocklek. Direktvägen har reduktionstal vänster $R_w: 40-43$ dB, höger $R_w: 44-47$ dB.



Figur 6 Minskning av C-korrektion som funktion av plattjocklek. Direktvägen har reduktionstal vänster vänster $R_w: 48-51$ dB, höger $R_w: 52-55$ dB.



Figur 7 Minskning av C-korrektion som funktion av plattjocklek. Direktvägen har reduktionstal vänster vänster R_w : 56-59 dB, höger R_w : 60-63 dB.

Bilaga B

Flanking transmission of continuous ground plates

Jonas Brunskog

Inter-Noise 2002, Dearborn, MI, USA

inter·noise 2002

The 2002 International Congress and Exposition on Noise Control Engineering
Dearborn, MI, USA. August 19-21, 2002

Flanking transmission of continuous ground plates

Jonas Brunskog
Engineering Acoustics, LTH, Lund University
P.O. Box 118, SE-221 00 Lund, Sweden.

Abstract

The ground plate, consisting of a concrete plate resiliently separated to the ground by an elastic layer of mineral wool or polystyrene foam plastics, is a common building detail in dwellings, at least in Scandinavia. The separating wall is typically a lightweight construction with high transmission loss. The common acoustical recommendation to the constructors is either to totally separate the ground plate under the separating wall, or to increase the vibration transmission loss by means of extra plate thickness under the separating wall. However, the first recommendation is not always possible for reasons of statics, the second has practical drawbacks in terms of extra costs and long drying times. A solution, studied herein, is to have a continuous plate under the separating wall, and instead increase the thickness of the entire plate. The aim of the paper is to present a prediction model for flanking transmission of continuous ground plates. Hence, the question is what thickness is necessary to yield a reasonable total transmission loss. The model is analytic, using a modal approach. The result is presented in terms of weighted insertion loss as a function of design parameters.

1. Introduction

The intention of this paper is to deal with the sound insulation capacity of a concrete ground slab resting on a resilient material, a Winkler-foundation, in terms of its flanking transmission. The separating direct path between source and receiver room is assumed to be a lightweight wall with high transmission loss. The resilient layer is typically of mineral wool or polystyrene expanded plastics. This is a typical situation in many Scandinavian terrace houses without a cellar.

The common recommendation to the constructors is either to totally separate the ground plate under the separating wall, or to increase the vibration transmission loss by means of extra plate thickness under the separating wall. However, the first recommendation is not always possible for statical reasons, the second has practical drawbacks in terms of extra costs and long drying times. Therefore, a solution, studied herein, is to have a continuous plate under the separating wall, and instead increase the thickness of the entire plate. The question then is what thickness is necessary to yield a reasonable total transmission loss compared to a lightweight wall with given transmission loss.

Gudmundsson [1] studied a fourth case of the same problem, using a thin elastic layer separating the two slabs. He also studied many different cases of vibration transmission loss, due to e.g. point masses and elastic layers. However, in principal only the vibration level difference was studied, not taking the entirely situation including the rooms in consideration.

Thus, the aim of the paper is to present a prediction model for flanking transmission of continuous ground plates. In order to analyze this type of problem, the approach to the problem can often be divided into two main philosophies. In the first philosophy the problem is attacked with an energy average thinking, often combined with empirical knowledge and data. The other philosophy is to attack the problem in great detail, using deterministic thinking and analytical and/or numerical methods. The first philosophy includes Statistical Energy Analysis (SEA), power methods as in EN 12354 [2] and empirical models. The second philosophy includes analytical and numerical methods as modal analysis and the Finite Element Method (FEM). An elaborate literature survey of the available prediction model approaches (suitable for lightweight structures) is presented in [3].

For the present case there are at least two main (hypothetical) drawbacks with a SEA or power-flow type of model. Firstly, it can be assumed that the transmission efficiency cross the junction will be taken as unity, which probably is too high (or $K_{ij} = 0$ dB, which probably is too low). Secondly, the fact that the plate is resting on an elastic foundation, which is an important fact of the model at low frequencies, is not easy to include in a SEA model as it mainly is a resonance phenomenon. There will be no flanking path included from the floor (the plate) to the wall or vice versa. This simplification can be justified in terms of the large mass ratio.

2. Formulation of the problem

The idea is to describe the problem in detail, using modal analysis. The plate is assumed to be simply supported at the boundaries, leading to sine-modes. This assumption is not entirely true, but is a good approximation. Also the two rooms, the source and receiver room, are included in the model. The rooms are described by cosine-modes, corresponding to rigid walls. According to Ljunggren is the actual type of room boundary condition important; the transmission of an ordinary homogeneous wall due to resonant response increases by 6 dB at frequencies below the critical frequency if orthogonal

partitions is compared with a wall mounted in a baffle [4]. The wall separating the rooms is assumed to be infinitely thin. The time dependency is assumed to be of the form $w e^{i\omega t}$, $\omega = 2\pi f$ is the angular frequency and t is the time, and $e^{i\omega t}$ henceforth is suppressed.

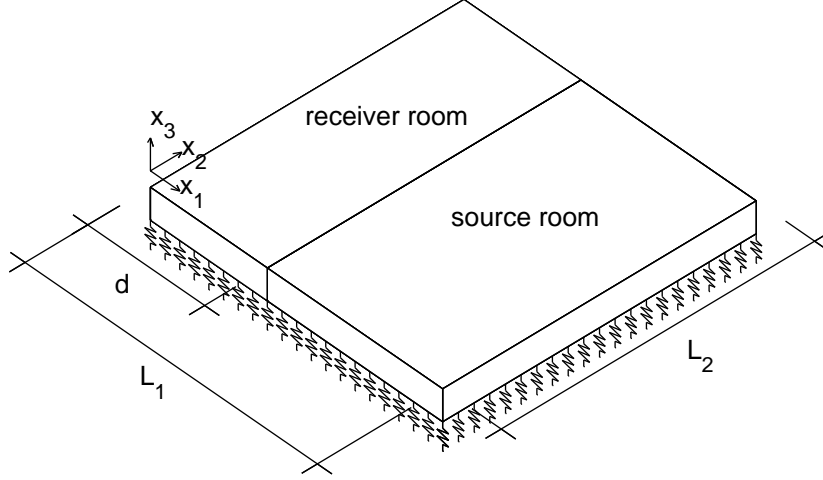


Figure 1: The geometry of the plate.

2.1 Description of the plate and of the rooms

The displacement field of the plate can be described as

$$D \left(\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} \right)^2 w - m'' \omega^2 w = p_e \theta(x_1 - d) + p_t - K w \quad (1)$$

where $w = w(x_1, x_2)$ is the displacement of the plate, $D = EI'/(1 - \mu^2)$ is the bending stiffness of the plate, E is the Young's modulus, $I' = h^3/12$, h is the thickness of the plate, K is the stiffness of the resilient layer, m'' is the mass per unit area, $p_e = p_e(x_1, x_2)$ is the excitation pressure, $p_t = p_t(x_1, x_2)$ is the total reaction pressure of the surrounding fluid and $\theta(x_1)$ is the Heaviside step-function. Equation (1) together with the boundary conditions

$$w|_{\partial S} = 0 \quad \partial^2 w / \partial n^2 |_{\partial S} = 0 \quad (2)$$

describes the problem. The plate occupies the area $S \in \{x_1, x_2 | 0 < x_1 < L_1, 0 < x_2 < L_2\}$, ∂S denotes the boundary of the plate. The subareas $S_r \in \{x_1, x_2 | 0 < x_1 < d, 0 < x_2 < L_2\}$ and $S_s \in \{x_1, x_2 | d < x_1 < L_1, 0 < x_2 < L_2\}$, corresponding to the receiver and source room respectively, are also needed. As a consequence of equations (1) and (2) the displacement field can be expanded in terms of sine-modes

$$w(x_1, x_2) = \sum_{n,m=1}^{\infty} \hat{w}_{nm} \varphi_{nm}(x_1, x_2), \quad (3)$$

where the sum with double indexes is a short notation for a double sum, the 'hat'-symbol $\hat{\cdot}$ is used to denote the coefficients of the plate-modes φ_{nm} , and where

$$\varphi_{nm}(x_1, x_2) = \sin(\alpha_n x_1) \sin(\beta_m x_2), \quad (4)$$

where $\alpha_n = \pi n/L_1$, $\beta_m = \pi m/L_2$. These modes fulfill the boundary conditions (2). The derivatives in the governing equation (1) are found to be

$$\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} \sum_{n,m=1}^{\infty} \hat{w}_{nm} \varphi_{nm} = - \sum_{n,m=1}^{\infty} \hat{w}_{nm} \alpha_{nm}^2 \varphi_{nm}, \quad (5)$$

$$\frac{\partial^2}{\partial x_2^2} \sum_{n,m=1}^{\infty} \hat{w}_{nm} \varphi_{nm} = - \sum_{n,m=1}^{\infty} \hat{w}_{nm} \beta_{nm}^2 \varphi_{nm}. \quad (6)$$

The two rooms are the source room (with index s) and the receiver room (with index r), as described in Figure 1. In the source room, the plate is loaded with an exciting pressure p_e and a reaction pressure p_t . In the receiver room is the plate only loaded with the reaction pressure p_t . Thus, the total radiated acoustic (unknown) reaction pressure p_t can be divided into two parts

$$p_t(x_1, x_2) = p_t(x_1, x_2)\theta(x_1 - d) + p_t(x_1, x_2)(1 - \theta(x_1 - d)) \quad (7)$$

This two parts of the reaction pressures can be described in terms of the cosine-modes in the rooms,

$$p_t(x_1, x_2) = \sum_{n,m=0}^{\infty} \check{p}_{nm}^{(t)} \psi_{nm}^{(s)}(x_1, x_2), \quad x_1 > d, \quad (8)$$

$$p_t(x_1, x_2) = \sum_{n,m=0}^{\infty} \tilde{p}_{nm}^{(t)} \psi_{nm}^{(r)}(x_1, x_2), \quad x_1 < d, \quad (9)$$

where $\check{\cdot}$ and $\tilde{\cdot}$ are used to denote the coefficients for the source and receiver room respectively. The same expansion is also used for the (known) excitation pressure

$$p_e(x_1, x_2) = \sum_{n,m=0}^{\infty} \check{p}_{nm}^{(e)} \psi_{nm}^{(s)}(x_1, x_2). \quad (10)$$

The modes of the rooms are assumed to be

$$\psi_{nm}^{(s)}(x_1, x_2) = \cos(\gamma_n(x_1 - d)) \cos(\beta_m x_2) \quad (11)$$

$$\psi_{nm}^{(r)}(x_1, x_2) = \cos(\eta_n x_1) \cos(\beta_m x_2) \quad (12)$$

when the $x_1 x_2$ -dependency is considered; in the x_3 -direction an $\exp(\pm \kappa_{nm} x_3)$ dependency is assumed (where κ_{nm} is imaginary for travelling waves), corresponding to a totally absorbing roof. In equations (11-12) the wavenumbers are $\gamma_n = \pi n/(L_1 - d)$, $\eta_n = \pi n/d$ and β_m was introduced above. The acoustic pressures p_t and p_e is both assumed to fulfill the Helmholtz equation.

2.2 The excitation pressure and the fluid reaction

The excitation pressure is described in terms of the source-room-modes in equation (10). A diffuse field is assumed in the source-room, and the choice of the excitation pressure coefficients hence are

$$\check{p}_{nm}^{(e)} = \begin{cases} e^{i2\pi\theta_{nm}} & \text{if } k^2 \geq \gamma_n^2 + \beta_m^2 \\ 0 & \text{if } k^2 < \gamma_n^2 + \beta_m^2 \end{cases} \quad (13)$$

where θ_{nm} is a uniformly distributed stochastic variable $\in [0, 1]$, so that every possible mode is excited, and $k = \omega/c$ is the wavenumber in the air.

The excitation pressure has to be expressed in terms of the plate-modes. Thus, rewrite the excitation as

$$p_e(x_1, x_2)\theta(x_1 - d) = \sum_{n,m=1}^{\infty} \hat{p}_{nm}^{(e)} \varphi_{nm}(x_1, x_2) \quad (14)$$

The connection between $\hat{p}_{nm}^{(e)}$ and $\check{p}_{nm}^{(e)}$ is found by using (10) in (14), multiplying the result by $\varphi_{pq}(x_1, x_2)$ and then integrate over the plate. The result reads, if using the notations

$$\int_S \psi_{nm} \varphi_{pq} dS = \Omega_{n,p}^{(1)} \Omega_{m,q}^{(2)}, \quad \int_S \varphi_{nm} \varphi_{pq} dS = \frac{L_1 L_2}{4} \delta_{np} \delta_{mq} \quad (15)$$

where the first equation can be given as closed expressions, and in the second integral δ_{np} is the Kronecker delta,

$$\hat{p}_{pq}^{(e)} = \frac{4}{L_1 L_2} \sum_{n,m=0}^{\infty} \check{p}_{nm}^{(e)} \Omega_{n,p}^{(1)} \Omega_{m,q}^{(2)} \quad (16)$$

which is a quadratic form.

The fluid loading is to be included in the model. The acoustic pressure field in the source and receiver room satisfies the Helmholtz equation. The plate vibration field is connected to the acoustic pressure field via the boundary condition

$$\left. \frac{\partial(p_t + p_e \theta(x_1 - d))}{\partial x_3} \right|_{x_3=0} = -\omega^2 \rho w, \quad (17)$$

where the pressures are described in terms of the plate-modes φ_{nm} . Thus, $p_e \theta(x_1 - d)$ is found as (14) but with each term multiplied with a factor $\exp(\kappa_{nm} x_3)$, and the corresponding expression for p_t where each term multiplied with a factor $\exp(-\kappa_{nm} x_3)$, and where $\kappa_{nm} = (\alpha_n^2 + \beta_m^2 - k^2)^{1/2}$. The coefficients $\hat{p}_{nm}^{(t)}$ is now to be determined. Thus, apply the derivatives so that the coefficients are found as

$$\hat{p}_{nm}^{(t)} = \omega^2 \rho \hat{w}_{nm} / \kappa_{nm} + \hat{p}_{nm}^{(e)}. \quad (18)$$

2.3 Solution of displacement field and examination of the power

Apply equations (3), (5-6), (14), (16) and (18) on the governing equation (1). This yields, for the coefficient of the displacement field,

$$\hat{w}_{nm} = \frac{2\hat{p}_{nm}^{(e)}}{D(\alpha_{nm}^2 + \beta_{nm}^2)^2 - m''\omega^2 - \omega^2 \rho / \kappa_{nm} + K}, \quad (19)$$

and the displacement field can be calculated with (3) for each choice of $\check{p}_{nm}^{(e)}$.

The transmission coefficient τ is the quotient real power (denoted with a superscript \Re) radiated from the plate to the receiver room over real power exciting the plate from the source room, $\tau = \Pi_t^{\Re} / \Pi_e^{\Re}$. The complex exciting power is

$$\Pi_e = \frac{1}{2} \int_{S_s} p_e v_e^* dS, \quad (20)$$

where v_e is the velocity in the x_3 -direction due to the excitation pressure p_e . Using the notations $\kappa_{nm}^{(s)} = (\gamma_n^2 + \beta_m^2 - k^2)^{1/2}$, and $\varepsilon_n = 1$ if $n > 0$ and $\varepsilon_n = 0$ if $n = 0$, equation (20) can after some manipulations be written

$$\Pi_e = \frac{(L_1 - d)L_2}{i8\omega\rho} \sum_{n,m=0}^{\infty} \varepsilon_n \varepsilon_m \kappa_{nm}^{(s)*} |\tilde{p}_{nm}^{(e)}|^2. \quad (21)$$

In the same way, the complex power transmitted to the receiver room is

$$\Pi_t = \frac{1}{2} \int_{S_r} p_t v_t^* dS, \quad (22)$$

where the pressure p_t and the velocity v_t is to be evaluated in the receiver room modes $\psi_{nm}^{(r)}$, equation (9). Equation (22) can after some manipulations be written

$$\Pi_t = \frac{-i\omega^3 \rho d L_2}{8} \sum_{n,m=0}^{\infty} \varepsilon_n \varepsilon_m |\tilde{w}_{nm}|^2 / \kappa_{nm}^{(r)}. \quad (23)$$

where $\kappa_{nm}^{(r)} = (\eta_n^2 + \beta_m^2 - k^2)^{1/2}$.

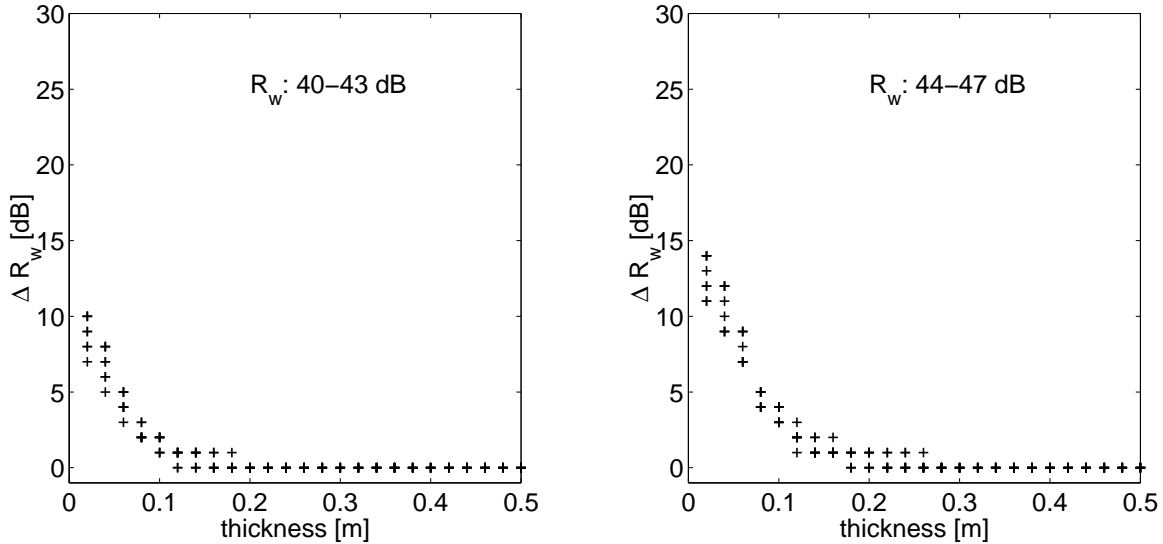


Figure 2: Reduction of the weighted sound transmission index R_w as a function of the thickness of the slab. Left $R_w : 40 - 43$ dB, right $R_w : 44 - 47$ dB.

3. Numerical evaluation and results

The transmission via the separating wall is included from laboratory measurements. The wall data used can be found in [5]. The walls are divided in groups of 4 dB gap in R_w with eight walls in each group, as seen in Table 1. Each choice of slab thickness yields a sound reduction index for the flanking path. This path is added to the direct path of each wall, giving a total sound reduction index that is compared to the direct path according to $\Delta R_w = R_{d,w} - R_{tot,w}$ dB, where $R_{d,w}$ is the sound reduction index for the direct path and $R_{tot,w}$ is the sound reduction index for the total construction (the direct

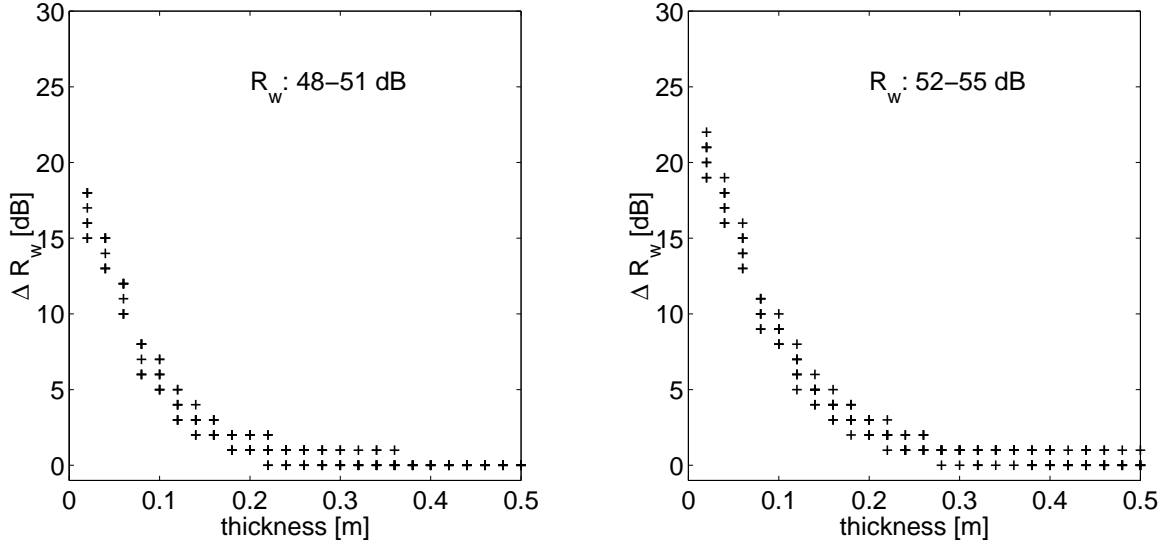


Figure 3: Reduction of the weighted sound transmission index R_w as a function of the thickness of the slab. Left R_w : 48 – 51 dB, right R_w : 52 – 55 dB.

R_w dB group	Wall 1	Wall 2	Wall 3	Wall 4	Wall 5	Wall 6	Wall 7	Wall 8
40 – 43	41	42	43	42	43	43	40	41
44 – 47	47	47	47	46	44	45	44	45
48 – 51	48	49	51	51	51	48	50	49
52 – 55	54	54	53	53	54	55	52	52
56 – 59	57	58	59	59	56	56	58	59
60 – 63	60	63	63	61	63	63	62	61

Table 1: The weighted sound reduction index R_w for the different walls used in the evaluation.

path and the flanking path). Thus, a positive ΔR_w means a declining performance of the construction.

In the numerical calculations the following data has been used: The geometry parameters where chosen to be $L_1 = 7.123$ m, $L_2 = 6$ m and $d = 3.390$ m, roughly corresponding to two living rooms. The data for the air was $c_0 = 340$ m/s and $\rho_0 c_0 = 400$ kg m⁻²s⁻¹, and a small portion of damping was introduced to the air in order to avoid numerical problems, $\eta_{air} = 0.001$. The Young’s modulus for the plate was $E = 2.6 \cdot 10^{10}$ N/m², Poisson’s ration is $\mu = 0.3$ and the density is $\rho = 2300$ kg/m³. And a small portion of damping was introduced to the Young’s modulus, $\eta_E = 0.01$. The resilient layer is assumed to be of polystyrene expanded plastic with Young’s modulus $E_{res} = 9 \cdot 10^6$ N/m², damping $\eta_{res} = 0.01$, and thickness $h_{res} = 0.1$ m, and the stiffness is calculated as $K = E_{res}/h_{res}$. The thickness of the plate was varied in the calculations from 2 cm to 50 cm. The frequency region is chosen to be from 10 Hz to 2300 Hz. For higher frequencies a mass-law is assumed.

The result is presented in terms of weighted insertion loss as a function of the slab thickness in Figure 2 to 4.

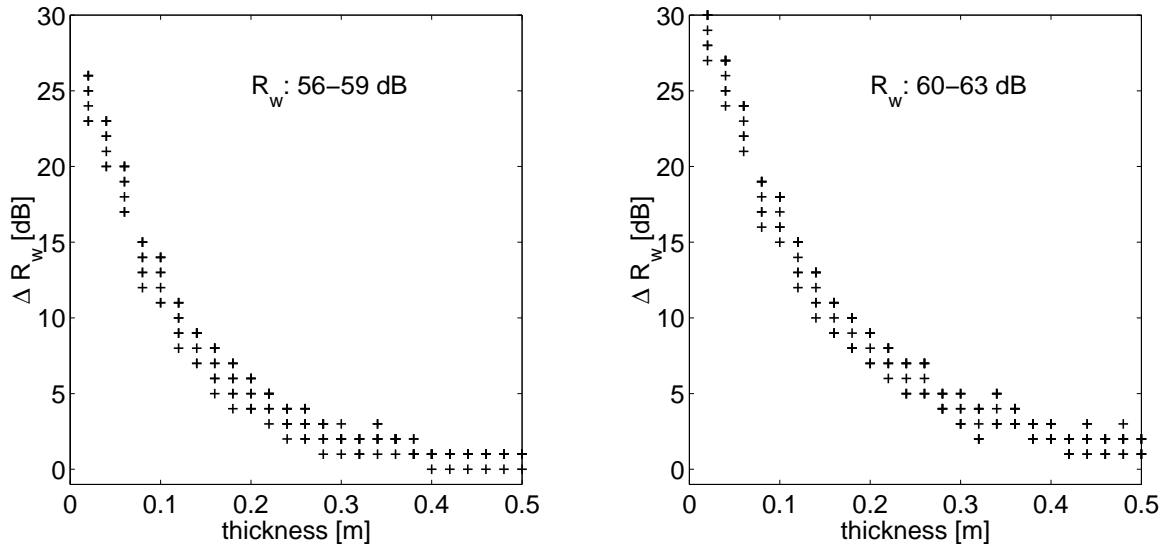


Figure 4: Reduction of the weighted sound transmission index R_w as a function of the thickness of the slab. Left R_w : 56 – 59 dB, right R_w : 60 – 63 dB.

Acknowledgements

SBUF and Skanska Teknik are acknowledged for their financial support. The colleges at the division of Engineering Acoustics, LTH, Lund University, especially Prof. Per Hammer, are thanked for the good discussions.

References

1. S. Gudmundsson, Transmission of structure-borne sound at various types of junctions with thin elastic layers, *Report TVBA-3016*, Building Acoustic, Lund University, Lund Sweden, 1984.
2. EN 12354, *Building Acoustics – Estimation of acoustic performance of buildings from the performance of elements – Part 1: Airborne sound insulation between rooms*, 2000.
3. J. Brunskog, P. Hammer, Prediction models of impact sound insulation on timber floor structures; a literature survey, *Journal of Building Acoustics* **7**, 89–112, 2000.
4. S. Ljunggren, Air-borne sound insulation of single walls at low frequencies: A discussion on the influence of boundary and mounting conditions, *Journal of Building Acoustics* **8**, 257–267, 2001.
5. P. Hammer and E. Nilsson, Lightweight partition walls and floors – the influence of mineral wool on sound insulation, *Report TVBA-3095*, Engineering Acoustic, Lund University, Lund Sweden, 2001.