



Det här verket har digitaliserats vid Göteborgs universitetsbibliotek och är fritt att använda. Alla tryckta texter är OCR-tolkade till maskinläsbar text. Det betyder att du kan söka och kopiera texten från dokumentet. Vissa äldre dokument med dåligt tryck kan vara svåra att OCR-tolka korrekt vilket medför att den OCR-tolkade texten kan innehålla fel och därför bör man visuellt jämföra med verkets bilder för att avgöra vad som är riktigt.

This work has been digitized at Gothenburg University Library and is free to use. All printed texts have been OCR-processed and converted to machine readable text. This means that you can search and copy text from the document. Some early printed books are hard to OCR-process correctly and the text may contain errors, so one should always visually compare it with the images to determine what is correct.



# Rapport

# R60:1980

~~Dubbl. saknas~~

## Luftljudsisolering

### En sammanställning av tillämplig teori

### Kaj Bodlund

INSTITUTET FÖR  
BYGGDOKUMENTATION

Accnr 80-0915

Plac Ser

R  
9/10

## BYGGDOK

Institutet för byggdokumentation  
Hälsingegatan 49  
113 31 Stockholm, Sweden  
08-34 01 70 Telex 125 63

## Byggeforskningsrådet

Ser

R60:1980

LUFTLJUDSISOLERING

En sammanställning av tillämplig teori

Kaj Bodlund

Denna rapport hänför sig till forskningsanslag 770900-4  
från Statens råd för byggnadsforskning till Statens  
Provningsanstalt, Akustiklaboratoriet, Borås.

I Byggforskningsrådets rapportserie redovisar forskaren sitt anslagsprojekt. Publiceringen innebär inte att rådet tagit ställning till åsikter, slutsatser och resultat.

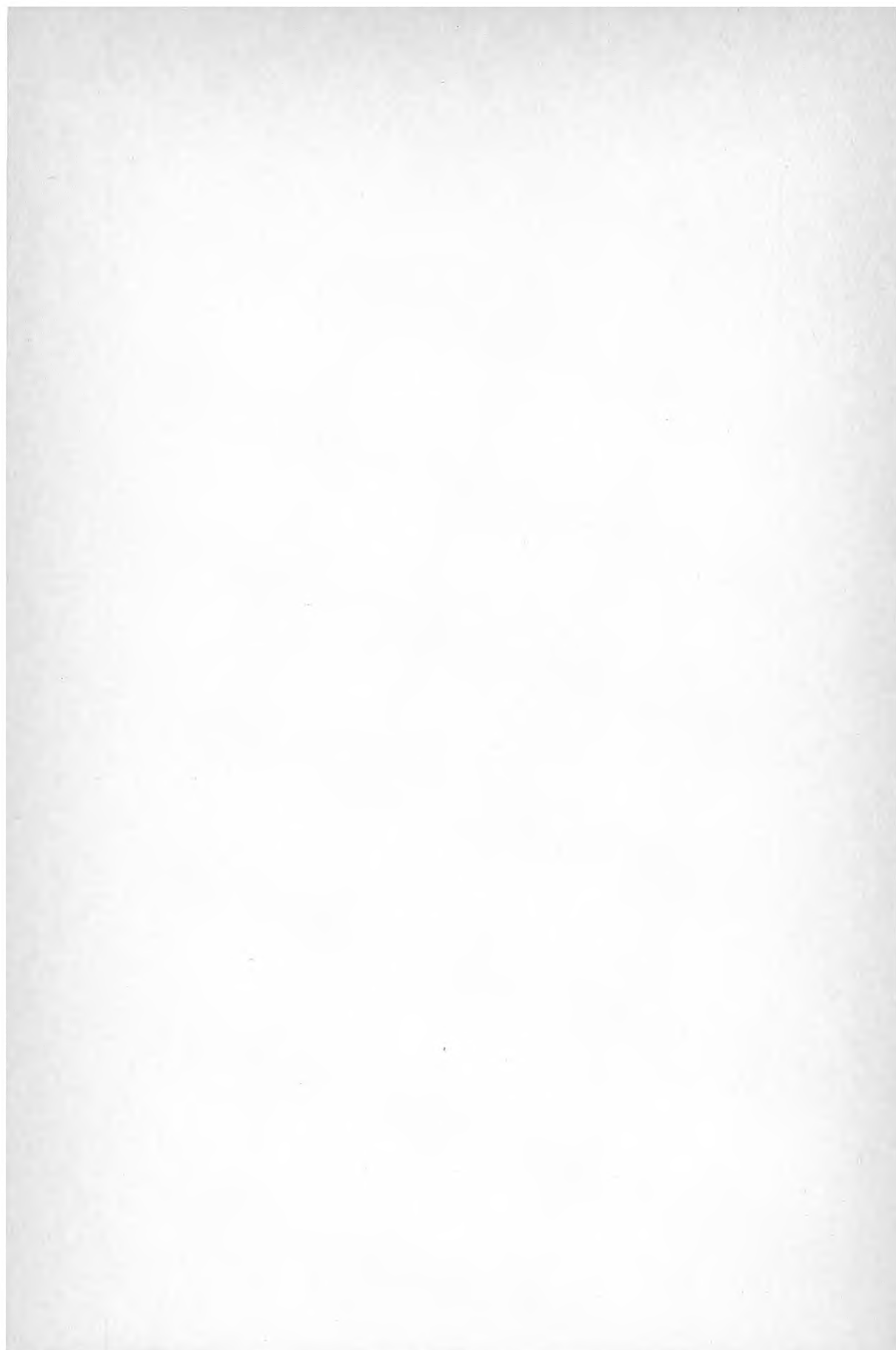
R60:1980

ISBN 91-540-3254-7

Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm

LiberTryck Stockholm 1980 052779

INNEHÅLL		sid.
	FÖRORD	5
	SAMMANFATTNING	7
1.	AKTUELLA FYSIKALISKA DEFINITIONER	9
1.1	Allmänna begrepp	9
1.2	Transmissionsfaktor, reduktionstal	10
1.3	Om tillämpning av reduktionstalsdata	12
2.	TEORETISKA MODELLER OCH ERFARENHETER RÖRANDE LUFTLJUDSISOLERINGEN HOS VÄGGELEMENT	15
2.1	Enkelkonstruktioner	15
2.2	Laminerade skivor	18
2.3	Enkelkonstruktioner med förstävningar	20
2.4	Data för några aktuella byggnadsmaterial	22
2.5	Dubbelkonstruktioner utan mekaniska förbindningar	25
2.6	Dubbelkonstruktioner med mekaniska förbindningar	31
2.7	Sandwichkonstruktioner	40
3.	TEORETISKA MODELLER OCH ERFARENHETER RÖRANDE LUFTLJUDSISOLERINGEN HOS SKILJEKONSTRUKTIONER MED BEGRÄNSAD YTA	51
3.1	Enkelkonstruktioner	51
3.2	Dubbelkonstruktioner utan mekaniska förbindningar	55
3.3	Inverkan av olika randvillkor	57
3.4	Dörrars ljudisolering	60
4.	TEORI OCH ERFARENHETER RÖRANDE TILLÄMPNINGEN AV LABORATORIEDATA I FÄLT	61
4.1	Mätosäkerheten	62
4.2	Produkt- och tillverkningsvariationer	64
4.3	Sammansatta skiljekonstruktioner	65
4.4	Springläckage	68
4.5	Korrelation mellan laboratorie- och fältdata	80
	TILLKÄNNAGIVANDE	81
	REFERENSER	83



## FÖRORD

Författaren har under 70-talet varit anställd vid byggnadsakustiska laboratoriet, Lunds Tekniska Högskola och akustiska laboratoriet, Statens Provningsanstalt. Under denna tidsperiod har otaliga uppdragsgivare från industri och myndigheter låtit utföra ljudisoleringsmätningar på olika skiljekonstruktioner i samband med produktutveckling och för kontroll mot ställda krav. Det har då ofta stått klart att uppdragsgivaren ej i full utsträckning haft kännedom om eller tillgång till det vetande som finns samlat i den akustiska speciallitteraturen om de lagar som styr luftljudsisoleringen. Den viktigaste anledningen till denna brist torde vara att dessa erfarenheter ej funnits samlade i någon lämplig eller tillgänglig form, utan varit utspridda på akustiska standardverk och uppsatser i internationella tidskrifter. Många uppdragsgivares begränsade allmänakustiska kunskaper torde också ha inneburit ett hinder i detta sammanhang. Många matnyttiga referenser är vidare av så färskt ursprung att de rimligen ej kan ha hunnit komma dessa intressenter till godo.

För att motverka denna brist och erbjuda en sammanställning av nu tillgängligt vetande rörande tillämplig ljudisoleringsteori presenteras nedanstående rapport. Rapporten utgör resultatet av en litteraturgenomgång vilken utförts i samband med igångstartningen av BFR-projekt: 770900-4. Teoriernas och formelsambandens tillämplighet kontrolleras och exemplifieras genomgående med jämförelser mot mätresultat vilka hämtats från i förhållande till teorikällorna oberoende referenser. Teorierna är också föremål för ytterligare studium i BFR-projektet ovan. En begränsning har införts såtillvida att tyngdpunkten har förskjutits mot lätta skiljekonstruktioner.

Det är författarens förhoppning att denna rapport skall innebära ett användbart och värdefullt tillskott för de som sysslar med produktutveckling och kontroll av ljudisolerande skiljekonstruktioner. De presenterade sambanden utgör utan tvekan ett mycket användbart och kraftfullt verktyg för dem som en gång lärt sig tillämpa dem.





## SAMMANFATTNING

I nedanstående rapport har tillgänglig och tillämplig akustisk teori för skiljekonstruktioners luftljudsisolering sammanställts.

Inledningsvis presenteras aktuella fysikaliska definitioner och begrepp för att även den akustiskt obehövade skall kunna sätta sig in i rapporten med behållning. Därefter diskuteras teoretiska modeller och erfarenheter rörande ljudisoleringen hos enkelkonstruktioner, enkelkonstruktioner med förstävningar, laminerade skivor, sandwichkonstruktioner samt dubbelkonstruktioner med och utan mekaniska förbindningar mellan skivorna. Vidare behandlas betydelsen av skiljekonstruktionens ytstorlek och randvillkor, varefter avslutningsvis teori och erfarenheter rörande tillämpningen av laboratoriedata i fält diskuteras. I detta sammanhang diskuteras speciellt springläckage.

De redovisade sambandens tillämpbarhet kontrolleras och exemplifieras genom jämförelser med mätresultat. Dessa jämförelser bestyrker att de presenterade sambanden utgör ett utmärkt underlag varmed det är möjligt att erhålla goda uppskattningar av ljudisoleringen hos intressanta konstruktioner.



## 1. AKTUELLA FYSIKALISKA DEFINITIONER

### 1.1 Allmänna begrepp

En ljudkälla utsänder effekt i olika riktningar. Den effekt som passerar genom en ytenhet med normalen i utbredningsriktningen betecknas som vågens intensitet  $I$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ ). Befinner sig ljudkällan i ett rum uppstår på grund av reflektioner mot väggarna ett sammansatt ljudfält med vågkomponenter i flera olika riktningar. Ju hårdare rummets begränsningsytor är, ju fler reflektioner hinner en ljudvåg med, innan dess intensitet av effektförluster vid reflektionerna (absorption) har sjunkit till ett försumbart värde, och ju mer sammansatt blir härigenom ljudfältet. Fysikaliskt och mättekniskt är de olika komponenternas intensiteter och effekter i normala sammanhang direkt additiva.

Då värdena på de fysikaliska storheterna för normala ljud varierar inom ett mycket stort styrkeområde, har ett logaritmiskt mått ( $^{10}\log$ ) visat sig mer hanterbart än de rena fysikaliska mätetalen. Genom att multiplicera det logaritmiska måttet med en faktor 10, erhålles lämpliga skalsteg. Talet som sålunda erhålles benämnes nivå ( $L$ ) och enheten är decibel ( $\text{dB}$ ). Med denna operator studeras olika grundstorheter. Nivåerna ska härvid specificeras med den grundstorhet som studeras. Studeras t ex ljudeffekt benämnes nivån lämpligen ljudeffektnivå. Skalorna förskjutes genom införande av lämpligt valda referenser. För ljudintensitetsnivåbestämningar har man valt referensen  $I_0 = 10^{-12} \text{ W}/\text{m}^2$ , för att en intensitetsnivå av 0  $\text{dB}$  ska svara mot ljud som nätt och jämnt uppfattas av en normalhörande person. Detta gäller för ljud inom det frekvensområde där örat är känsligast (1000 - 4000  $\text{Hz}$ ). Sammanfattningsvis definieras intensitetsnivån enligt:

$$L_I = 10^{10} \log (I/I_0) \quad (\text{dB}) \quad (1)$$

med  $I_0 = 10^{-12} (\text{W}/\text{m}^2)$

För att i fortsättningen förenkla beteckningarna användes endast beteckningen  $\log$  för 10-logaritmen ( $^{10}\log$ ).

Den mänskliga hörseln omspannar frekvensområdet 20 - 20000 Hz. Det är därför opraktiskt och tidsödande att delstudera olika ljud inom smala frekvensområden. För att undvika detta genomför man i stället medelvärdesbildning inom relativt breda frekvensband. Frekvensaxeln delas här in i ett lämpligt antal frekvensband och varje frekvensband representeras av endast ett mätvärde. De vanligaste bandbredderna är oktav och 1/3-oktav. En oktav innebär att medelvärdesbildning genomföres inom ett frekvensområde  $f$  till  $2f$ , medan en 1/3-oktav innebär motsvarande för  $f$  till  $2^{1/3}f$ . Vi ser att tre stycken intilliggande 1/3-oktaver motsvaras av en oktav. Varje band betecknas med sin geometriska mittfrekvens  $f_0$ . I de flesta byggnadsakustiska sammanhang utnyttjas 1/3-oktavband och frekvensaxeln begränsas normalt till det frekvensintervall som definieras av frekvensbanden  $f_0 = 100, 125, 160, 200, 250, 315, 400, 500, 630, 800, 1000, 1250, 1600, 2000, 2500, 3150$  Hz.

## 1.2 Transmissionsfaktor, reduktionstal

Att studera ett flöde av effekt och hur det påverkas vid genomgång av en skiljekonstruktion, är det enklaste sättet att bestämma skiljekonstruktioners ljudtransmissionsegenskaper. En transmissionskoefficient  $\tau$  definieras därför som förhållandet mellan transmitterad akustisk effekt och infallande akustiska effekter. Denna transmissionskoefficient är för vanliga konstruktioner alltid beroende av effektflödets infallsvinkel. I allmänhet har vi inte endast en vågkomponent, utan ljudfältet i ett rum beskrives bättre som ett diffust fält. Det ideala diffusa ljudfältet kan ses som en samling plana ljudvågor med lika intensitet, vilka utbreder sig med samma sannolikhet i alla riktningar. Mot denna bakgrund definierar man genom en viktad (variabel exponeringsyta) medelvärdesbildning över alla infallsfinklar en ny transmissionsfaktor, betecknad  $\bar{\tau}$ .

För att gradera ljudisoleringsegenskaperna hos en skiljekonstruktion, fastställs skillnaden mellan infallande intensitetsnivå och transmitterad intensitetsnivå. Denna skillnad betecknas som reduktionstalet  $R$  (dB) och är relaterad till  $\bar{\tau}$  enligt:

$$R = 10 \log (1/\bar{\tau}) \quad (\text{dB}) \quad (2)$$

Den till mottagarrummet transmitterade intensiteten  $I_t$  är, på grund av de upprepade reflektionerna i mottagarrummet, inte lika med den totala intensiteten hos luftljudsfälten  $I_M$ . Däremot vet vi att vid stationär ljudemission är den transmitterade effekten  $I_t S$ , där  $S$  är skiljekonstruktionens yta, lika med absorberad effekt i mottagarrummet. Absorptionen kan betraktas som en ekvivalent absorptionsyta  $A$  ( $m^2$ ), dvs om intensiteten  $I$  träffar en yta så absorberas effekten  $IA$  (W). Effektbalans ger:

$$I_S \bar{\tau} S = I_M A_M \quad (3)$$

som med (1) och (2) ger:

$$R = L_{IS} - L_{IM} - 10 \log (A_M/S) \quad (\text{dB}) \quad (4)$$

Index  $S$  står här för sändarrum medan  $M$  står för mottagarrum.

Mättekniskt är det ur strikt fysikalisk synpunkt endast möjligt att mäta den sk ljudtrycksnivån. Detta kan genomföras med standardinstrument, mikrofon och ljudnivåanalysator. Teoretiskt vet vi dock att intensitetsnivån är lika stor som ljudtrycksnivån, varför uttrycket (4) är lättåtkomligt med hjälp av vanliga standardinstrument. Begreppet ljudtrycksnivå definieras enligt:

$$L_p = 10 \log (p^2/p_0^2) \quad (\text{dB}) \quad (5)$$

med  $p_0 = 2 \cdot 10^{-5}$  (Pa)

där  $p$  är ljudtryckets effektivvärde. Uttrycket (4) kan således skrivas om enligt:

$$R = L_{pS} - L_{pM} - 10 \log (A_M/S) \quad (6)$$

där  $L_{pS}$  och  $L_{pM}$  är för respektive mättrum representativa ljudtrycksnivåer. I praktiken är ljudfälten ej perfekt diffusa och nivåerna varierar med positionerna i rummen. Man måste därför utföra en medelvärdesbildning med hjälp av flera mätpunkter för att få säkra värden på  $L_p$ . Vid medelvärdesbildning med hjälp av flera fasta mikrofonpositioner utföres medelvärdesbildningen enligt uttrycket:

$$L_p = 10 \log \left( \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n p_k^2 / p_0^2 \right) = 10 \log \left( \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n 10^{L_{pk}/10} \right) \quad (7)$$

Detta beräkningssätt förklaras av att det är den fysikaliska storheten intensitet som är additiv, dvs då  $I \sim p^2$  är även  $p^2$  additiv. Ljudtrycksnivåer är däremot ej direkt additiva. Om exempelvis två olika ljudkällors oberoende bidrag är  $L_{p1}$  respektive  $L_{p2}$ , kan totalnivån av de båda bidragen beräknas enligt  $L_p = 10 \log (p_1^2/p_0^2 + p_2^2/p_0^2) = 10 \log (10^{L_{p1}/10} + 10^{L_{p2}/10})$ .

Om man ska bestämma en skiljekonstruktions transmissionsegenskaper enligt (4) ovan, måste andra ljudvägar vara eliminerade. Man har därför speciella mättrum vid provningsanstalter och tekniska högskolor som är så konstruerade att flanktransmissionsbidraget kan försummas. Med begreppet flanktransmission avses transmission via andra transmissionsvägar än direkt genom provobjektet.

Det är viktigt att komma ihåg att med en ljudisoleringsmätning fastställes endast skiljekonstruktionens transmissionsegenskaper i form av dess transmissionskoefficient. Om man således har två konstruktioner vilka har samma transmissionskoefficient och reduktionstal, men där den ena har en väsentligen större yta så transmitterar denna också följaktligen större total ljudeffekt.

### 1.3 Om tillämpning av reduktionstalsdata

När en viss skiljekonstruktion, exempelvis en dörr, skall utnyttjas i en byggnadskonstruktion är det ej tillräckligt att förlita sig till enbart dörrens ljudisolerande egenskaper för att man skall kunna förutsäga den kompletta konstruktionens störningsavskildhet. Man måste helt naturligt även beakta hur starka bullerkällor som kan förekomma, övriga skiljekonstruktioners ljudisolerande egenskaper samt beakta mottagarummets absorptionsegenskaper, bakgrundsnivåer och vad rummet skall användas till. Först när man i ett sammanhang beaktar samtliga dessa faktorer är det möjligt att förutsäga om en given byggnadskonstruktion vill erbjuda erforderlig störningsavskildhet mot buller.

I faktiska projekteringsituationer utnyttjas normalt endast ljudisoleringsdata som är lättillgängliga och som gäller för lättidenti-

fierbara transmissionsvägar, eventuellt parat med en akustiskt sett lämplig planlösning, medan de övriga faktorerna beaktas indirekt genom de olika ljudisoleringskrav som finns uppställda i de nationella byggnadsnormerna för olika tillämpningssituationer och för olika byggnadselement, samt genom det sätt på vilket reduktionstalskurvan entalsutvärderas. En direkt logisk brist föreligger dock genom att de olika skiljeelementens ytandelar och den totala skiljekonstruktionens transmissionsyta ej beaktas på erforderligt sätt. Begränsningarna med nu använda metoder att normeringsmässigt förebygga otillräcklig störningsavskildhet diskuteras ingående i referens (1) och (2). I referens (3) och (4) diskuteras vidare metoder för entalsutvärdering av skiljekonstruktioners reduktionstalsvärden, vilka uppenbart rymmer väsentliga fördelar i förhållande till idag använda metoder.

Föreliggande arbete avser inte att beakta olika konstruktioners ljudisolering i ett sådant vidare perspektiv, utan avser enbart ett isolerat studium av den fysikaliska storheten  $\bar{\tau}$  dels i laboratorium och dels i fält. Laboratoriemätningar av denna storhet utgör ett utmärkt underlag för konstruktion av bra ljudisolerande skiljekonstruktioner och även ett användbart underlag för beräkning av ljudisoleringen i fält.





## 2. TEORETISKA MODELLER OCH ERFARENHETER RÖRANDE LUFTLJUDS-ISOLERINGEN HOS VÄGGELEMENT

Nedan lämnas en sammanfattande redovisning över befintligt vetande vad gäller luftljudsisoleringen hos olika väggelement. Med väggar avses normalt skiljekonstruktioner vars ytor överstiger 4-10 m<sup>2</sup>. Sådana konstruktioner karakteriseras av att deras dimensioner är väsentligen större än luftljudets våglängder inom den största delen av det intressanta frekvensområdet. Tillämpbarheten av nedanstående samband och erfarenheter på mindre konstruktionselement diskuteras i ett särskilt kapitel. Det material som presenteras har främst hämtats från referens (5) - (8). Ett bibliotek över uppmätta ljudisoleringvärden för en mångfald olika träkonstruktioner redovisas i referens (44).

### 2.1 Enkelkonstruktioner

Väggelement som är så sammansatta att de i tvärled ingående delarna vibrerar som en integrerad enhet inom det huvudsakliga frekvensintervallet för ljudexciteringen benämnes enkelkonstruktioner. En sådan konstruktion har liten tjocklek relativt de inblandade luftljudens och stomljudens våglängder.

Statiskt tryck mot en vägg ger en viss utböjning som beror av väggens styvhet och storlek. Den dynamiska utböjningen vid ljudtryck mot väggen hindras även av tröghetskrafter eftersom väggen har massa. Om styvhetsreaktionen och massreaktionen, som båda är beroende av störkrafternas frekvens, blir lika för en viss frekvens, inträffar grundresonans (böjning mellan infästningarna). Vid resonans blir på grund av de stora rörelserna hos väggen reduktionstalet lågt. Över grundresonansen (oftast < 20 Hz) dominerar massreaktionen och enkelkonstruktionens reduktionstal begränsas av den s k masslagen

$$R_m = 20 \log m + 20 \log f - 48, \quad mf \gg \rho c / \pi \quad (8)$$

där  $m$  är väggskivans ytvikt (kg/m<sup>2</sup>),  $f$  är frekvensen (Hz),  $\rho = 1.29 \text{ kg/m}^3$  är luftens densitet,  $c = 343 \text{ m/s}$  är ljudets hastighet i luft och där  $\rho c$  benämnes luftens karakteristiska impedans. Masslagen innebär att  $R$  ökar med 6 dB/oktav och även massan måste fördubblas för att 6 dB bättre reduktionstal ska erhållas.

Masslagssambandet har måst härledas med antagandet att den största delen av den transmitterade energin kommer från ljudvågor som träffar skiljekonstruktionen med små infallsvinklar relativt normalen ( $\phi \leq 80^\circ$ ) för att god överensstämmelse mellan teori och praktik ska ernås. Masslagen innebär vidare att den största delen av energin transmittar via de påtvingade vibrationerna. Varken någon styvhetsterm eller någon dämpningsfaktor förekommer i uttrycket.

Vid ökande frekvens blir luftljudfältens våglängder mindre och avståndet mellan positiva och negativa störfkrafter verkande på väggen blir mindre. Väggen kröks mer och styvheten kommer åter in i bilden. Härigenom blir i ett övergångsområde reduktionstalet lägre genom en typ av resonans kallad koincidens. För en konstruktion med oändlig utsträckning gäller då att störfkrafternas utbredningshastighet längs väggens plan,  $c/\sin\phi$ , överensstämmer med väggens fria böjvågshastighet,  $c_B = [(2\pi f)^2 B/m]^{1/4}$  vid aktuell frekvens.  $c$  betecknar ljudvågornas utbredningshastighet i luft (ca 340 m/s vid  $20^\circ\text{C}$ ),  $\phi$  är ljudvågens infallsvinkel mot skiljekonstruktionen relativt normalens riktning,  $c_B$  är böjvågshastigheten (m/s) och  $B$  är plattans böjstyvhet per enhetsbredd (Nm). För den ytmässigt begränsade skiljekonstruktionen är koincidensfenomenet en följd av att överensstämmelse råder mellan våglängderna för i väggen uppkomna stående vågor och motsvarande svängningsmoder i mottagarrummet för vilka ljudvågorna utbreder sig parallellt med väggytan ( $\phi = 90^\circ$ ). En stående våg erhålles när de ljudvågor som reflekteras vid utbredningsmediets ränder återvänder till sin startpunkt i fas med de påförda vibrationerna. Koincidenseffekter erhålles naturligtvis även för andra vinklar än för  $\phi = 90^\circ$ , men dessa är dock normalt försumbara i jämförelse med den ökade transmissionen som erhålles vid  $\phi = 90^\circ$ . Dessa förhållanden diskuteras närmare i referens (30). Den sk koincidensfrekvensen ges härmed av uttrycket:

$$f_c = \frac{c^2}{2\pi} \sqrt{\frac{m}{B}} \approx 1.84 \cdot 10^4 \sqrt{\frac{m}{B}} \quad (9)$$

För homogena skivor (tjocklek  $h$ ) är  $B \approx Eh^3/12$  (elasticitetsmodul  $E$  N/m<sup>2</sup>, tvärkontraktionstalets inverkan försummad). Vi erhåller:

$$f_c \approx 64 \cdot 10^3 \sqrt{\frac{\rho_s}{E}}/h = K(E, \rho_s)/h \quad (10)$$

där  $\rho_s$  är plattans densitet ( $\text{kg/m}^3$ ) och  $K(E, \rho_s)$  definieras som en materialkonstant ( $\text{m/s}$ ).

Materialkonstanten  $K(E, \rho_s)$  kan variera en del för olika byggmaterial. Några typiska värden på  $E$ ,  $\rho_s$  och  $K(E, \rho_s)$  anges i tabell 1.

Den lokala försämringen omkring  $f_c$  i reduktionstalskurvan gör att man konstruktionsmässigt bör undvika att  $f_c$  hamnar i det aktuella frekvensområdet 100 Hz till 3150 Hz. För tjocka väggar bör man således tillse att tjockleken är så pass tilltagen att  $f_c < 90$  Hz och för tunna konstruktioner bör skivor användas som är så tunna att  $f_c > 3500$  Hz.

Koincidensdalens djup under  $R_m$  enligt (8) beror av förlusterna hos väggen, både inre förluster och sådana förluster som beror av transmission till anslutande konstruktioner. Med förlustfaktorn  $\eta$  ( $\eta =$  relativ förlorad energi per radian = relativ förlorad energi per svängningsperiod/ $2\pi$ ) ges dalens djup approximativt av:

$$R_m(f_c) - R(f_c) \approx 10 \log(1/\eta) - 8 \quad \text{dB} \quad (11)$$

Då  $\eta \approx 0.01$  (vanligt värde i byggnad) blir djupet  $\approx 12$  dB. Inverkan av koincidens kan skönjas i reduktionstalskurvan redan omkring  $0.5 f_c$ . Masslagen kan således sägas gälla endast upp till ca  $0.5 f_c$ . Någon fungerande mer detaljerad teori för reduktionstalet i koincidensområdet finns ej varför reduktionstalskurvan i detta område normalt approximeras med en rät linje mellan  $R_m(0.5 f_c)$  och  $R(f_c)$ , där  $R(f_c)$  är väggskivans reduktionstal ovan koincidensområdet enligt uttrycket:

$$R = 20 \log(\pi m f / \rho c) + 10 \log(2\eta f / \pi f_c), \quad f \geq f_c \quad (12)$$

I frekvensområdet över koincidens lutar således reduktionstalskurvan 9 dB/oktav. Ännu högre upp i frekvens, där stomljudsvåglängderna är jämförbara med konstruktionens tjocklek, fungerar ovanstående samband sämre och normala reduktionstalskurvor övergår till en lutning av ca 6 dB/oktav. Här tjänar den utdragna masslagen som en övre gräns för den verkliga reduktionstalskurvan, vilken normalt ligger ca 6 dB under masslagens extrapolering. Något annorlunda och mer detaljerade uttryck än vad som angivits ovan för  $f \geq f_c$  redovisas i referens (54).

## 2.2 Laminerade skivor

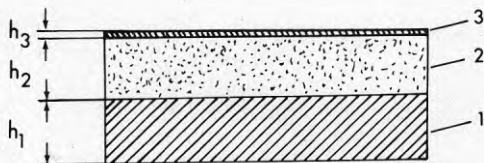
Som framgår av redovisningen ovan så är de mest önskvärda egenskaperna hos en tunn enkelkonstruktion att den har hög densitet men låg böjstyvhet, egenskaper som normalt är oförenliga i ett material. Ett högt densitetsböjstyvhetsförhållande innebär att reduktionstalet blir masskontrollerat, samt att koincidensförsämringarna hamnar ovanför det intressanta frekvensområdet. I praktiken erfordras samtidigt av normala byggnadskonstruktioner att de har en hög styvhet vid låga frekvenser och för statisk last, varför en ideal enkelkonstruktion karakteriseras av en med frekvensen sjunkande böjstyvhet. En sådan karakteristik kan åstadkommas med speciella laminatkonstruktioner, i vilka ihopfogningen av de ingående plattorna utförts så att skjuvning i gränsskikten möjliggöres vid högre frekvenser. Skjuvningen innebär att skikten kan svänga relativt oberoende av varandra, varigenom laminatets böjstyvhet blir väsentligen lägre än om skivorna hade varit stumt ihopfogade.

Idealt sett erhålles det lägsta skjuvmotståndet om plattorna är helt frikopplade från varandra, varför en användbar laminatkonstruktion erhålles om den erforderliga ihopfogningen utföres genom punktlimning exempelvis i fyrkantmönster eller i strängar och där c/c-avståndet är väsentligen större än den enskilda skivans böjvåglängder inom aktuellt frekvensområde. För de flesta typer av skivor har det visat sig lämpligt att använda c/c-avstånd på mellan 0.3 till 0.6 m. På detta sätt ihopfogas exempelvis ofta gipsskivor utan att koincidensfrekvensen blir annorlunda för laminatet än för enkelskivan.

Vid låga frekvenser vibrerar ett sådant laminat som en integrerad enhet utan att skjuvningsrörelser förekommer i mellanskikten. Detta innebär för exempelvis ett laminat av två punktlimmade identiska skivor att konstruktionens böjstyvhet är åtta gånger så hög som de enskilda skivornas styvhet. Laminatet fungerar i princip som en homogen konstruktion med tjockleken  $2h$ , där  $h$  är den individuella skivans tjocklek. Vid höga frekvenser kan däremot de ingående delarna böjas oberoende av varandra, varför böjstyvheten ges av summan av de enskilda skiktens böjstyvheter. För konstruktionen med två identiska skivor erhålles således vid höga frekvenser en böjstyvhet som endast är en fjärdedel så stor som vid låga frekvenser.

Ett annat sätt att åstadkomma en lägre böjstyvheter vid högre frekvenser är att som alternativ till lim, som i härdat tillstånd är hårda, använda viskoelastiska material i mellanskikten, exempelvis enligt figur 1. Detta konstruktionssätt har även den fördelen att laminatets förlustfaktor ökar drastiskt, ett förhållande som påverkar konstruktionens reduktionstal i och ovanför koincidensområdet. Koincidensfrekvensen för en sådan konstruktion kan bestämmas med ekvation (9), där  $m$  är konstruktionens totala ytvikt och  $B$  är summan av de enskilda skivornas böjstyvheter. Detta gäller dock endast under förutsättning att skjuvvågshastigheten  $c_s$  i kärnmaterialet är mycket mindre än ljudutbredningshastigheten i luft ( $c_s = (G/\rho_s)^{1/2} < 0.1 c$ , där  $G = E/[2(1+\nu)]$  är skjuvmodulen ( $N/m^2$ ),  $\rho_s$  är materialets densitet ( $kg/m^3$ ) och  $\nu$  är kontraktions-talet). Dynamiska elasticitetsdata för några viskoelastiska material ges i referens (5) s 429, 456. Lämpliga mellanskiktsmaterial är massivt gummi och tunga skumplaster, dvs material som är inkompressibla när de begränsas av styva ytskikt och därigenom ej heller ger upphov till dilationsresonanser.

Om man som kärnmaterial i en laminatkonstruktion med tunna styva ytskikt i stället väljer ett lätt och relativt styvt material, erhålles en konstruktion med väsentligen annorlunda akustiskt uppträdande än de laminatkonstruktioner som diskuterats ovan. En sådan konstruktion, vilken vanligen benämnes som en sandwichskiva, har låg ytvikt och relativt hög böjstyvheter, dvs låg fundamental koincidensfrekvens. Den renodlade sandwichkonstruktionen behandlas närmare i ett speciellt avsnitt nedan.



FIGUR 1 Praktiskt utförande av flerskiktskonstruktion.  
1, 3 skivmaterial med erforderlig böjstyvheter  
2 viskoelastiskt kärnmaterial

En vanligt förekommande laminatkonstruktion, där dock icke ovanstående hänsyn tagits vid ihopfogningen, är plywood. Ett enstaka faner i en sådan skiva har en böjstyvhetsgrad som gradvis ändrar sig från den mjukaste riktningen till den styvaste riktningen. Som en direkt följd av detta har böjvågorna olika utbredningshastighet och våglängd i olika riktningar i förhållande till fiberriktningen, varför ett sådant faner ej bör ha en enstaka kritisk koincidensfrekvens utan snarare ett kontinuerligt område med kritiska frekvenser. Man förväntar sig således ett mer tillplattat och utbrett koincidensområde än för homogena skivor. En plywoodskiva består i sin tur av ett visst antal faner vilka ihoplammats korsvis. För en plywood av många faner bör således böjstyvhetsvariationerna vara betydligt mindre än för det enstaka faneret, medan tunna plywoodskivor av ett fåtal faner bör uppvisa relativt kraftiga böjstyvhetsvariationer. Dessa frågeställningar har diskuterats och studerats i referens (9). I detta arbete studerades tre olika plywoodtjocklekar:  $1/4''$ ,  $3/8''$  och  $1/2''$ . Böjstyvheten uppmättes som en funktion av utbredningsriktningen relativt fiberriktningen och traditionella ljudisoleringsmätningar utfördes. Dessa experiment befäste ovanstående resonemang. Den  $1/4''$ -plywood som studerades och som var uppbyggd av 3 faner uppvisade kraftiga böjstyvhetsvariationer och följaktligen en relativt utpräglad koincidensplatå. Den  $3/8''$ -plywood som studerades var också den uppbyggd av 3 faner (2 tunna + 1 tjockt mittfaner) men uppvisade betydligt mindre böjstyvhetsvariationer och följaktligen en relativt betonad koincidensdip. Av denna undersökning framgår även att det förekommer relativt stora skillnader mellan olika typer av plywood. Plywood med högre grad av ortotropi är att föredraga.

### 2.3 Enkelkonstruktioner med förstävningar

Tunna enkelkonstruktioner har som redan påpekats en i många sammanhang för låg styvhet mot statisk last, vilket innebär att man ofta tvingas komplettera skivorna med förstävningar. Dessa förstävningar utföres normalt med hjälp av parallella eller korsvis gående reglar eller balkar vilka sammanfogas stumt med skivorna. Sådana förstävningar innebär att skivans böjstyvhet och massa förändras, samt att konstruktionen på ett naturligt sätt uppdelas i olika delytor. Delytornas grundresonansfrekvenser kan beräknas med hjälp av uttrycket

för en skivas grundresonansfrekvens, såtillvida att förstyvningarna är väsentligen böjstyvare än plattmaterialet.

$$f_{11} = \frac{c^2}{4f_c} [(1/l_x)^2 + (1/l_y)^2] \quad (13)$$

där  $f_c$  är skivmaterialets koincidensfrekvens och  $l_x, l_y$  är delytornas respektive längdmått. Detta uttryck förutsätter att den vibrerande skivans/delytans ränder ej vibrerar (simply supported).

Under delytornas grundresonansfrekvenser kan ingen signifikant vågrörelse förekomma inom de olika delytorna, varför hela väggkonstruktionen vibrerar i princip som en enhet. I detta frekvensområde bestäms ljudisoleringen av masslagen, där massan bestäms av skivmaterialets ytvikt och reglarnas vikt utslagen per ytenhet. Över delytornas grundresonansfrekvenser och vid luftljudsexcitering vibrerar delytorna relativt oberoende av varandra, ett förhållande som kan innebära speciella konsekvenser.

Ljudisoleringsegenskaperna hos enkelkonstruktioner med förstyvningar har studerats i referens (18). Detta studium avsåg 4 mm tjocka aluminiumväggar med och utan längsgående alternativt korsvis gående förstyvningar. Förstyvningarnas c/c-avstånd var genomgående 0.4 m, vilket för fallet med korsvis gående förstyvningar innebär en högsta grundresonansfrekvens på 118 Hz. De olika delytornas grundresonansfrekvenser ligger således under det huvudsakligen intressanta frekvensområdet. Aluminiumplattans koincidensfrekvens var ca 3100 Hz. Vid denna undersökning framkom att reduktionstalskurvorna i stort följde masslagen upp till 500 Hz, medan reduktionstalet sjönk med ända upp till 9 dB inom frekvensområdet 500 Hz till plattmaterialets koincidensfrekvens, som en direkt funktion av att förstyvningar infördes. Detta visade sig sammanhänga med att de förstyvade väggarna exciterades till väsentligen större vibrationsamplituder av luftljudet än vad enkelkonstruktionen gjorde, ett förhållande vilket i sin tur kunde förklaras av att de förstyvade konstruktionerna uppvisade betydligt lägre randförluster och därmed lägre totala förlustfaktorer än aluminiumplattan. Lägre total förlustfaktor innebär att de fria böjsvängningarna, vilka normalt spelar en underordnad roll i masslagsområdet dvs för  $f < f_c/2$ , växer i styrka relativt de tvungna

vibrationerna. Detta förhållande bekräftades ytterligare av de experiment som utfördes och där aluminiumväggarna försågs med påklustrade skivor av dämpningsökande material. Härvidlag erhöles endast en maximal försämring på 4 dB som funktion av att förstävningar infördes.

Det bör i detta sammanhang påpekås att den inre förlustfaktorn hos böjstiva metaller är relativt låg jämfört med förlustfaktorn för övriga byggnadsmaterial. (Förlustfaktorn för aluminiumväggen med förstävningar och utan dämpmaterial var av storleksordningen 0.006, medan den enkla aluminiumväggen hade förlustfaktorn 0.01, jmf tabell 1 nedan.)

#### 2.4 Data för några aktuella byggnadsmaterial

Nedan anges typiska data för några aktuella byggnadsmaterial. Då speciellt de levande materialen karakteriseras av att stora variationer hos datana förekommer har samtliga tillgängliga referenser utnyttjats. De elasticitetsdata som hämtats ur referens (10) och (55) avser den statiska elasticitetsmodulen. Skillnaden mellan data på den dynamiska och den statiska elasticitetsmodulen kan dock i detta sammanhang normalt försummas.



TABELL 1 Materialdata för några aktuella byggnadsmaterial

Material	Densitet $\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	Elasticitetsmodul E (N/m <sup>2</sup> )	Förlustfaktor $\eta$	K(E, $\rho_s$ ) ekv.(10)	Källa
Furu, gran					
// fiberriktningen	500	$9.8 \cdot 10^9$	-	14	10
⊥ fiberriktningen	500	$0.2 \cdot 10^9$	-	100	10
Furu					
// fiberriktningen	420	$7.2 \cdot 10^9$	0.015	16	11
Björk					
// fiberriktningen	740	$12.9 \cdot 10^9$	0.013	15	11
⊥ fiberriktningen	740	$0.9 \cdot 10^9$	0.032	57	11
Furu plywood 4-6 mm					
// ytfanerets fiberriktning	540	$7.8 \cdot 10^9$	-	17	10
⊥ ytfanerets fiberriktning	540	$1.0 \cdot 10^9$	-	47	10
Plywood 1/4" (3 faner)					
// ytfanerets fiberriktning	600	$7.1 \cdot 10^9$	0.028	19	9
⊥ ytfanerets fiberriktning	600	$1.2 \cdot 10^9$	0.028	45	9
Furu plywood 8 mm					
// ytfanerets fiberriktning	540	$8.8 \cdot 10^9$	-	16	10
⊥ ytfanerets fiberriktning	540	$2.9 \cdot 10^9$	-	28	10
Plywood 1/2" (5 faner)					
// ytfanerets fiberriktning	600	$6.2 \cdot 10^9$	0.028	20	9
⊥ ytfanerets fiberriktning	600	$2.3 \cdot 10^9$	0.028	32	9
Furu plywood 10-25 mm	540	$5.9 \cdot 10^9$	-	19	10
Plywood 1/4"-1 1/4"	500-600	$5-5.4 \cdot 10^9$	0.01-0.04	20-21	5,55
Porös träfiberskiva	220	$0.1-0.6 \cdot 10^9$	0.03	39-95	11,55
Byggplatta (hård träfiber)	550	$1.1-1.7 \cdot 10^9$	0.025	36-45	11,55
Byggplatta (hård träfiber)	1000	$3.8-5.9 \cdot 10^9$	-	26-33	10,55
Träspånskiva 10 mm	700	$2.4-2.7 \cdot 10^9$	0.031	33-35	11,55
Träspånskiva	600-700	$4.6 \cdot 10^9$	0.01-0.03	23-25	11
Träspånskiva	600	$3.4 \cdot 10^9$	-	27	10
Kork	120-250	$0.025 \cdot 10^9$	0.13-0.17	140-200	11
Aluminium	2700	$6.6-7.2 \cdot 10^{10}$	$10^{-4}-10^{-2}$ †	12-13	5,10
Betong	2300	$2.6 \cdot 10^{10}$	$0.005-0.02$ †	19	5
Bly	11000	$1.5-2.0 \cdot 10^{10}$	0.015-0.02	47-55	5,10
Gipsskiva med papp	840	$2.2-3.0 \cdot 10^9$	0.011-0.022	32-40	11
Gipsskiva 1/2" - 2"	650	$2.8 \cdot 10^9$	0.01-0.03	31	5
Glas	2500	$4.4-8.1 \cdot 10^{10}$	$0.001-0.01$ †	11-15	5,10
Stål	7700-7800	$1.9-2.1 \cdot 10^{11}$	$10^{-4}-10^{-2}$ †	12-13	5,10
Tegel	1900-2300	$1.4-2.4 \cdot 10^{10}$	0.01	18-26	5

† Beror av konstruktionen och dess randvillkor

För att illustrera hur de presenterade teoretiska sambanden skall tillämpas och hur de teoretiskt förväntade värdena normalt överensstämmer med faktiska mätresultat, redovisas fortsättningsvis några olika beräkningsexempel i anslutning till de olika teoriavsnitten.

### Exempel 1

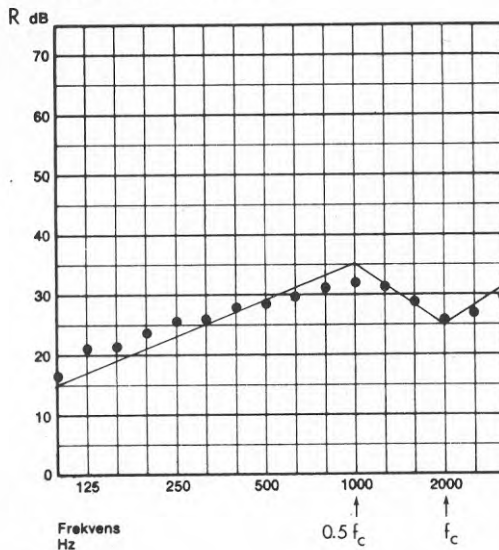
En laboriemätning har utförts på en  $10 \text{ m}^2$  stor enkelvägg bestående av 19 mm tjocka spånskivor. De erhållna mätvärdena redovisas i figur 2 tillsammans med den enligt ovanstående teori förväntade reduktionstalskurvan. Spånskivornas densitet uppmättes till  $720 \text{ kg/m}^3$ , dvs ytvikten var  $13.7 \text{ kg/m}^2$ . Genom att tillämpa ekvation (8), (10) och (12), samt genom att välja  $\eta = 0.015$  och  $K(E, \rho_s) = 35$  enligt tabell 1 erhålles den förväntade reduktionstalskurvan.

R beräknas enligt ekvation (8) för  $f \leq 0.5 f_c$ :  $R_m(100) = 14.7$ ,  
 $R_m(1000) = 34.7 \text{ dB}$ .

$$f_c = 35/0.019 \approx 2000 \text{ Hz}$$

$R(f_c)$  beräknas enligt ekvation (12):  $R(2000) = 25.0 \text{ dB}$

Kommentar: Den erhållna överensstämmelsen är relativt signifikant för teoriernas användbarhet.



FIGUR 2 Jämförelse mellan uppmätta och beräknade reduktionstal för en  $10 \text{ m}^2$  stor enkelkonstruktion av 19 mm tjocka spånskivor. (—), teoretiskt förväntade värden; (● ● ●), uppmätta värden.

## 2.5 Dubbelkonstruktioner utan mekaniska förbindningar

Ett sätt att erhålla högre reduktionstal än vad som är tillgängligt med normala enkelkonstruktioner, är att introducera ytterligare skivor med mellanliggande luftspalter. Den enklaste formen av en sådan konstruktion är dubbelväggen. Två huvudvägar för energiflöde genom en dubbelvägg föreligger: utstrålning från första ytskiktet till luftspalten varvid ytskikt två sättes i rörelse och strålar ut ljud i mottagarrummet samt strukturbunden transmission mellan ytskikten via mekaniska förbindelser. I detta avsnitt studeras endast den första formen av transmission.

Ljudisoleringskurvan för en dubbelvägg utan mekaniska förbindelser mellan skivorna och med en absorbent i kaviteten kan förutsägas enligt följande uttryck:

$$R = \begin{cases} 20 \log (m_1 + m_2) + 20 \log f - 48 & f < f_o, f_{c1}, f_{c2} \\ R_1 + R_2 + 20 \log (fd) - 29 & f_o < f < f_l \\ R_1 + R_2 + 6 & f > f_l \end{cases} \quad (14)$$

där index 1, 2 representerar de båda väggskivorna,  $f$  är frekvensen (Hz),  $f_o = 116/\sqrt{m'd}$  representerar den frekvens där skivornas massor och kavitets luftstyvhet har sin fundamentala massa-fjäder-massa resonans,  $f_{c1}$  och  $f_{c2}$  är de respektive skivornas koincidensfrekvenser,  $m' = 2m_1m_2/(m_1 + m_2)$  ( $\text{kg/m}^2$ ),  $d$  är luftavståndet mellan skivorna (m) och  $f_l = 55/d$  (Hz).

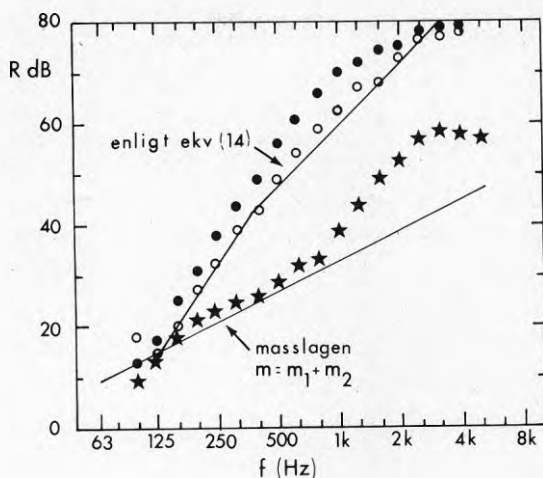
Teorin som gäller under förutsättning att de individuella skivornas grundresonansfrekvenser ligger väsentligen under  $f_o$ , innebär i korthet följande: Under  $f_o$  svänger väggen som en homogen enhet och  $R$  följer masslagen där massan bestäms av konstruktionens totala ytvikt. Reduktionstalskurvan lutar 6 dB/oktav i detta område. Konstruktionens egentliga grundresonansfrekvens ligger något lägre än  $f_o$ , då  $f_o$  har korrigerats så att de teoretiska sambanden för  $f < f_o$  och  $f_o < f < f_l$  skall ge samma värde i  $f_o$ . Ofta erhålles en dip i reduktionstalskurvan vid konstruktionens faktiska grundresonansfrekvens. Denna dip blir dock mindre markerad ju effektivare absorbenten är som placerats i kaviteten. I frekvensområdet  $f_o$  till  $f_l$  ges reduktionstalet av summan av de individuella skivornas reduktionstal plus en korrektion för luftspaltens bredd. Teorin förutsätter att luftkaviteten verkar som ett styvhetsselement, dvs att

luftkaviteten är hermetiskt tillsluten och att inga laterala resonanser förekommer i kaviteten. Denna förutsättning tillgodoses bäst genom att en absorber placeras i kaviteten. Ju större avståndet är mellan plattorna relativt våglängden desto mindre blir excitationskrafterna på platta två, vilket kvalitativt förklarar korrektionstermen  $20 \log (fd) - 29$ . Ovanför  $f_\ell$ , som representerar den frekvens där våglängden börjar bli jämförbar med avståndet mellan skivorna, ges reduktionstalet av summan av de individuella skivornas reduktionstal plus 6 dB. Ekvation (14) indikerar att ovan  $f_0$  bidrager de båda väggskivorna oberoende av varandra med sin ljudisolering till det totala reduktionstalet.  $R_1$  och  $R_2$  uppskattas lämpligen med gängse teorier eller med hjälp av direkta mätvärden. Dubbelväggsteorin ger dock enligt referens (6) något osäkrare värden inom väggskivornas koincidensområden.

Normal dimensioneringspraxis innebär att man tillser att systemets grundresonansfrekvens  $f_0$  är väsentligt lägre än 100 Hz. På så sätt erhåller man ett väsentligt högre reduktionstal inom hela det intressanta frekvensområdet än om resonansfrekvensen hade legat nära eller över 100 Hz. Vidare måste man som redan omnämnts tillse att kaviteten är åtminstone delvis utfylld med en lämplig absorber. I annat fall uppstår laterala stående vågor i kaviteten med åtföljande god koppling mellan skivorna och sämre reduktionstal. I exempelvis en 2.44 m hög dubbelvägg med regler, vars c/c-avstånd är 0.61 m, inträffar den lägsta laterala kavitetsresonansen redan vid 70 Hz [ref.(6)]. I detta fall gäller således ej de ovan presenterade teorierna inom någon del av frekvensområdet. Om kaviteten ej utfylles med någon absorber beter sig i stället väggen i princip som en enkelvägg, dvs enligt det första uttrycket i ekvation (14), ända upp till den frekvens där de första kavitetsresonanserna i normalriktningen inträffar. Ovanför denna frekvens varierar ljudvågornas faser över kavitetsvärsnittet varför kopplingen mellan väggskivorna blir sämre och reduktionstalet högre.

Dubbelväggsteorierna och den betydelse en absorberutfyllnad har illustreras i figur 3. I denna figur redovisas för ett skikt av 10.2 cm mineralull ett reduktionstal som är större än det som erhålles med ekvation (14). Detta förhållande förklaras av att mineralullsfyllningen ger ett väsentligt bidrag till den totala

konstruktionens ytvikt. Denna massökning kan enkelt beaktas genom att den ena skivans masslagskurva uppräknas med hjälp av absorberens masstillskott. Denna korrektion har dock ej utförts i figur 3.



FIGUR 3 Mätta och beräknade reduktionstalsvärden för en dubbelväggskonstruktion av en 3.2 mm tjock och en 6.4 mm tjock hård träfiberskiva med en luftspalt på 0.16 m utan mekaniska förbindningar.  
 ★, utan absorberent; ○, 5.1 cm tjock mineralullutfyllnad; ●, 10.2 cm tjock mineralullutfyllnad.  
 Figuren är en direkt återgivning av figur 5 i referens (6). De teoretiska kurvorna överensstämmer väl med vad som kan förutsägas med hjälp av de materialdata som anges för hård träfiberskiva i tabell 1 enligt referens (10).  $f_{c2} > 4000$  Hz.

När det gäller valet av absorberent har det vid praktiska prov visat sig att mineralullens densitet är en sekundär parameter, medan den absolut viktigaste variabeln är absorberentens strömningsmotstånd. Strömningsmotståndet, ett mått som beror av porositet och friktion mellan luftpartiklar och mineralull, är emellertid beroende av densiteten. Som lämplig anvisning gäller att man kan förvänta sig bättre resultat ju högre strömningsmotståndet är. Med en teoretisk och experimentell analys i referens (13) visas att det specifika strömningsmotståndet bör uppgå till  $0.5 - 1 \cdot 10^4$  Ns/m<sup>4</sup> för att de laterala ljudvågorna i kaviteten effektivt skall dämpas. Detta i sin tur innebär att densiteten bör överstiga ca 16 kg/m<sup>3</sup> för glasull (fiberdimension 6  $\mu$ m) och 40 kg/m<sup>3</sup> för stenull, för att tillräckligt strömningsmotstånd ska erhållas. Densiteten bör vidare inte överstiga

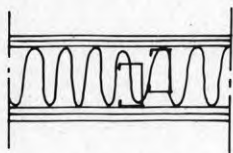
150 kg/m<sup>3</sup>, vid helt fyllda luftspalter, för att mekaniskt betingad koppling ska undvikas. Vid jämförande experiment med absorberter med lika strömningsmotstånd men med olika densitet, har inte någon inverkan av variabel densitet (<150 kg/m<sup>3</sup>) kunnat påvisas. Ovanför  $f_{\ell}$  erhålles något sämre ljudisolering än enligt ekvation (14) om mineralull med för litet strömningsmotstånd användes, medan det ej erfordras lika högt strömningsmotstånd för att effektivt dämpa de laterala stående vågorna och därmed erhålla ett bra reduktionstal i frekvensområdet  $f_0$  till  $f_{\ell}$  [ref.(6)]. Om en absorberter av typen isoleringsskiva med relativt hög densitet användes, dämpar man effektivt även de stående vågor som vill utbilda sig i normalriktningen varigenom den teoretiskt förväntade reduktionstalskurvan kan uppnås över  $f_{\ell}$ . Användandet av absorberter i kaviteten begränsas också koincidensfenomenet, dvs ju bättre absorberter som användes desto mindre uttalad blir koincidensdalen i reduktionstalskurvan.

Man kan naturligtvis bygga väggar med fler än två delar, men med begränsad total vikt och tjocklek stiger  $f_0$  för varje skivpar, eftersom skivvikt och avstånd minskar. Dubbelväggen är därför oftast den bästa lösningen. Ljudisoleringsteori för konstruktioner av tre fristående skivor utelämnas i denna sammanställning, men kan för den intresserade läsaren studeras i referens (8).

Dubbelväggens effektivitet begränsas i många praktiska situationer av att mekaniska förbindelser mellan skivorna förekommer av konstruktionstekniska skäl. Dessa problem diskuteras i nästa avsnitt.

## Exempel 2

En laboriemätning har utförts på en 10 m<sup>2</sup> stor dubbelvägg utförd enligt följande skiss:



2 x 13 mm gipsskiva  
2 x 70 mm stålreglar c/c 60 cm  
95 mm stenull 40 kg/m<sup>3</sup>  
2 x 13 mm gipsskiva

Konstruktionen avvek från en ideal dubbelvägg såtillvida att plattorna var infästa i en gemensam 95 mm stålregel längs provväggens perimeter. Gipsskivorna var endast löst hopfogade och skivornas densitet uppskattades till 820 kg/m<sup>3</sup>. De erhållna mätvärdena redovisas i figur 4 tillsammans med den enligt ovanstående teori förväntade reduktionstalskurvan.

$$f_0 = 116/\sqrt{m'd} = 116/\sqrt{m_1 d} \approx 81.5 \text{ Hz,}$$

$$\text{då } m' = 2m_1 m_2 / (m_1 + m_2) \text{ och } m_1 = m_2.$$

$$f_{c1} = f_{c2} \approx 32/0.013 \approx 2500 \text{ Hz,}$$

då stålreglarna ej förväntas väsentligen öka skivornas styvhet och då de båda skivorna endast är löst sammanfogade.

$$f_\lambda = 55/d \approx 580 \text{ Hz}$$

$$R_1 = R_2 = 20 \log m_1 + 20 \log f - 48 = 20 \log f - 21.4, \quad 100 \leq f \leq 1250$$

$$R_1 = R_2 = 20 \log (\pi m_1 f / \rho c) + 10 \log (2\eta f / \pi f_c) = \\ = 30 \log (f) - 72.3, \quad f \geq 2500 \quad \eta \approx 0.01 (\text{tabell 1})$$

Enligt ekvation (14) erhålles således

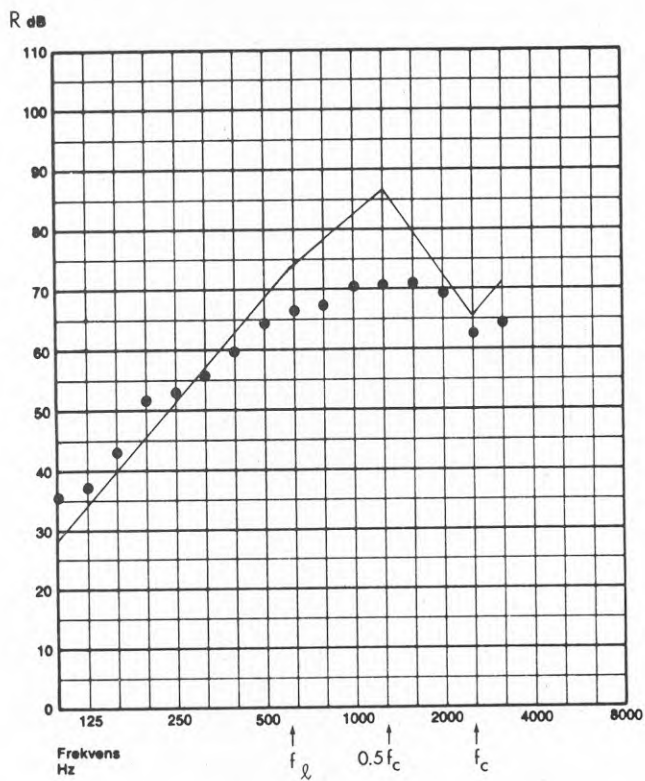
$$R(100) \approx 18.6 + 18.6 + 20 \log f d - 29 = 27.8 \text{ dB}$$

$$R(580) \approx 33.8 + 33.8 + 34.8 - 29 = 73.4 \text{ dB}$$

$$R(1250) \approx 40.5 + 40.5 + 6 = 87.0 \text{ dB}$$

$$R(2500) \approx 29.6 + 29.6 + 6 = 65.3 \text{ dB}$$

Kommentar: Den dåliga överensstämmelsen mellan teori och praktik över 400 Hz beror troligtvis på att den studerade väggen ej var en ideal dubbelvägg och att strukturtransmission mellan skivorna förekom som ett resultat av den gemensamma regeln längs perimetern. Motsvarande erfarenhet har gjorts i exempelvis referens (7) figur 3. Stålreglarnas uppstyvande egenskaper torde ej innebära någon signifikant minskning av förlustfaktorn i koincidensområdet i motsats till vad som observerades för aluminiumplattorna i avsnitt 2.3, eftersom stålreglarna är relativt böjveka för böjvågor som utbreder sig vinkelrätt mot reglarnas utsträckningsriktning och gipsplattorna har en relativt hög inre förlustfaktor.



FIGUR 4 Jämförelse mellan uppmätta och beräknade reduktions-  
tal för en  $10 \text{ m}^2$  stor dubbelkonstruktion.  
(—), teoretiskt förväntade värden för ideal dubbel-  
vägg;  
(• • •), uppmätta värden



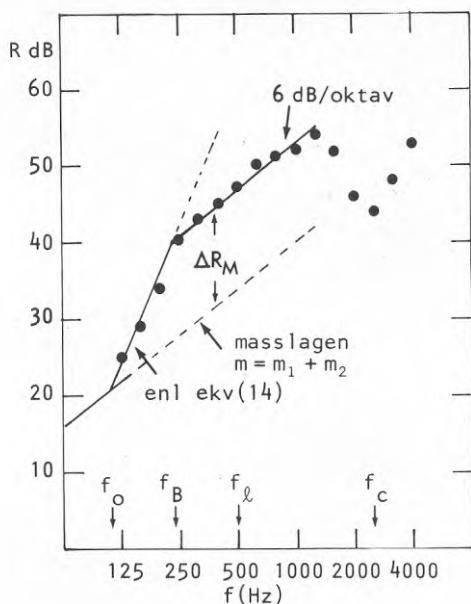
## 2.6 Dubbelkonstruktioner med mekaniska förbindningar

I praktiken är det ofta nödvändigt att använda någon form av sammanbindning mellan dubbelväggsskivorna för att på ett ekonomiskt sätt erhålla erforderlig styvhet mot laterala laster. Dessa förstävningar utföres normalt med genomgående trä- eller metallreglar. Effekten blir en extra transmissionsväg och ett försämrat reduktionstal. En likadan effekt erhålles vid ränderna av en i övrigt ideal dubbelvägg om denna har byggts upp mot en obruten flankerande konstruktion eller med en gemensam regel.

I allmänhet kan en sådan transmission approximeras med en punkt- eller linjeljudkälla till mottagarrummets väggskiva beroende på om infästningen utförts endast punktvís eller längs en hel regel. Infästningen kan anses ge upphov till en punktljudkälla om anliggningsytan mellan väggskivan och den bakomliggande regeln approximerar en punkt. Detta ernås praktiskt om man vid infästningspunkterna använder små ( $< 5 \text{ cm}^2$ ) mellanlägg av exempelvis plywood. Strukturkrafterna exciterar i sin tur plattan vid infästningsområdet varvid fria böjvågor breder ut sig i mottagarrumsskivan. Under plattans koincidensfrekvens är dock ljudemissionen från de fria böjvågorna relativt ineffektiv medan närfältsvibrationerna kring exciteringsområdet har väsentligt effektivare ljudemission. Resultatet blir vanligtvis en reduktionstalskurva som ligger ett fixt antal decibel,  $\Delta R_M$ , över masslagskurvan enligt följande uttryck:

$$R = 20 \log (m_1 + m_2) + 20 \log f - 48 + \Delta R_M \quad \begin{matrix} f > f_B \\ f \leq 0.5f_{c1}, 0.5f_{c2} \end{matrix} \quad (15)$$

Principen för den resulterande reduktionstalskurvan illustreras i figur 5. Över brytfrekvensen  $f_B$  lutar reduktionstalskurvan 6 dB/oktav upp till koincidensområdet, medan reduktionstalskurvan i övergångsområdet mellan  $f_0$  och  $f_B$  till största delen bestäms enligt ekvation (14). Om väggskivorna är identiska eller har nära lika stor ytvikt hamnar  $\Delta R_M$  mellan cirka 6 dB, när transmissionen via förbindelserna är total, och cirka 30 dB när strukturtransmissionen har reducerats till ett praktiskt minimum.



FIGUR 5 Illustration av den principiella reduktionstalskurvan för en dubbelvägg med genomgående reglar. Figuren motsvarar figur A5 i referens (8) och de mätta reduktionstalsvärdena (●) har erhållits för en dubbelvägg av 16 mm gips + 2'' x 4'' träreglar (c/c-avstånd 40 cm) + 2 1/4'' mineralull + 16 mm gips med elastisk infästning mellan gipsskiva och regel på den ena sidan.  
 $\Delta R_M = 13$  dB.

Teoretiska samband för  $\Delta R_M$  härledes och redovisas i referens (6). Då det kan vara av intresse att känna de aktuella förutsättningarna och hur det är möjligt att beräkna effekten av olika infästningsalternativ och kombinationer, rekapituleras härledningen i korthet. De slutliga uttrycken presenteras vidare i en betydligt enklare och mer logisk form än i referens (6). Slututtrycken i referens (6) är exempelvis nonreciproka dvs de förutsäger olika reduktionstal beroende på transmissionsriktning. Nedan presenterade uttryck belastas icke av en sådan begränsning utan ger oberoende av transmissionsvägens riktning samma resultat.

Dubbelväggens ljudisolering bestäms genom att summera den ljud-effekt som transmitterar via ljudtransmissionsbryggorna  $W_B$  och den ljudeffekt som utstrålas av den ideala dubbelväggen utan förbindningar  $W_1$ . Dubbelväggens ljudisolering kan således skrivas som:

$$R = R_1 - 10 \log (1 + W_B/W_1) \quad (16)$$

där  $R_1$  är den ideala dubbelväggens ljudisolering. Enligt referens (5) och (6) ges förhållandet  $W_B/W_1$  av:

$$W_B/W_1 = (n \kappa/S) (v/v_2)^2 \quad (17)$$

$$\text{där } \kappa = \begin{cases} 8c^2/(\pi^3 f_{c2}^2), & f \ll f_c \text{ punktkälla,} \\ 2c\ell/(\pi f_{c2}), & f \ll f_c \text{ linjekälla.} \end{cases}$$

$n$  är antalet linje- eller punktljudbryggor inom den totala transmissionsytan  $S(m^2)$ ,  $v$  är vibrationshastigheten hos den yta där ljudbryggornas transmissionskrafter verkar,  $v_2$  är vibrationshastigheten för mottagarrumsväggskivan hos den ideala dubbelväggen,  $f_{c2}$  dess koincidensfrekvens och  $\ell$  är linjekällans längd (m). Uttrycket för linjekällan förutsätter att  $\ell$  är stor i förhållande till våglängden i luft. Vidare är det lämpligt att skriva om ekvation (17) enligt:

$$W_B/W_1 = (n \kappa/S) (v/v_1)^2 (v_1/v_2)^2 \quad (18)$$

där  $v_1$  är vibrationshastigheten för sändarrumsväggskivan hos den ideala dubbelväggen.  $v/v_1$  ges enligt referens (6) av de bägge plattornas impedanser (förhållandet mellan kraft och hastighet) som:

$$v/v_1 = Z_1/(Z_1 + Z_2) \quad (19)$$

där plattornas punktimpedanser alternativt linjeimpedanser bestäms enligt (20). Ekvation (19) förutsätter att de mekaniska förbindningarna är masslösa och helt styva.

$$\text{punktimpedans: } Z = (4/\pi) c^2 (m/f_c) \quad (20a)$$

$$\text{linjeimpedans: } Z = 2(1 + j) m c (f/f_c)^{1/2} \text{ per längdenhet} \quad (20b)$$

Om man vidare förutsätter att  $v_1$  ej påverkas av om väggskiva No.2 finns eller ej, kan  $v_1/v_2$  bestämmas som skillnaden mellan den ideala dubbelväggens reduktionstal och enkelvägg No.1:s reduktionstal enligt:

$$20 \log (v_1/v_2) = \begin{cases} 20 \log m_1 m_2 + 40 \log f + 20 \log f d - 125 \\ - 20 \log m_1 - 20 \log f + 48 & f_o < f < f_\ell \\ 20 \log m_1 m_2 + 40 \log f - 90 - 20 \log m_1 \\ - 20 \log f + 48 & f > f_\ell \end{cases} \quad (21)$$

$$\text{dvs} \quad 20 \log (v_1/v_2) = \begin{cases} 20 \log m_2 + 20 \log f + 20 \log f d - 77 & f_o < f < f_\ell \\ 20 \log m_2 + 20 \log f - 42 & f > f_\ell \end{cases} \quad (22)$$

Ovanför  $f_B$  är normalt  $W_B/W_1 \gg 1$ , varför R ges av

$$R = 20 \log m_1 + 20 \log f - 48 - 10 \log \left[ \frac{nK}{S} \left( \frac{Z_1}{Z_1 + Z_2} \right)^2 \right] \quad f > f_o \quad (23)$$

Eftersom ljudisoleringskurvan för dubbelväggen enligt ekvation (23) är parallell med masslagen kan R även uttryckas som i ekvation (15), varmed  $\Delta R_M$  ges av uttrycket

$$\Delta R_M = 20 \log \left[ \frac{m_1 (Z_1 + Z_2)}{(m_1 + m_2) Z_1} \right] - 10 \log \left[ \frac{nK}{S} \right] \quad (24)$$

För linjeförbindelser i form av parallella reglar med ett c/c-avstånd på b (m) erhålles med hjälp av uttrycken (17), (20b) och sambandet  $S = n b \ell$  ( $m^2$ ) att

$$\Delta R_M = 20 \log \left[ \frac{m_1 f \frac{1}{c_2^2} + m_2 f \frac{1}{c_1^2}}{m_1 + m_2} \right] + 10 \log b - 23.4, \text{ linjeförbindelser} \quad (25)$$

Konstanten i uttryck (25) överensstämmer ej med motsvarande konstant i referens (6). Ekvation (25) ger dock i den jämförelse mellan teori och praktik som genomföres i referens (6, figur 12) en bättre överensstämmelse med uppmätta värden än vad som erhålles med motsvarande uttryck i referens (6). Skillnaden mellan de ekvivalenta uttrycken torde därför kunna hänföras till ett räknefel i referens (6).

Om dubbelväggen är konstruerad av två identiskt lika skal erhålles specialfallet

$$\Delta R_M = 10 \log f_c + 10 \log b - 23.4, \text{ linjeförbindelser-lika skal} \quad (26)$$

För jämnt fördelade punktförbindelser med ett c/c-avstånd på e (m) erhålles motsvarande uttryck:

$$\Delta R_M = 20 \log \left[ \frac{m_1 f_{c2} + m_2 f_{c1}}{m_1 + m_2} \right] + 20 \log e - 44.8, \text{ punktförbindelser} \quad (27)$$

För specialfallet med två identiskt lika skal erhålles:

$$\Delta R_M = 20 \log f_c + 20 \log e - 44.8, \text{ punktförbindelser-lika skal} \quad (28)$$

Om man jämför linjefästning med punktfästning erhålles för en symmetrisk gipsskivekonstruktion av 13 mm tjocka gipsskivor och med ett c/c-avstånd för infästningarna på 0.6 m, ett cirka 10 dB högre ljudisoleringsvärde med punktfästning än med linjefästning. Enligt flera referenser erhålles i praktiken redan med enkelsidig punktfästning ett i förhållande till dubbelsidig punktfästning likvärdigt reduktionstal, referens (6,7).

Ovanstående teoretiska samband gäller för helt styva mekaniska förbindningar. Om förbindelserna göres vekare erhålles högre ljudisoleringsvärden. Ett sådant exempel har redan illustrerats i figur 5, för vilket ekvation (26) förutsäger  $\Delta R_M = 6$  dB medan det faktiska värdet på  $\Delta R_M$  synes vara cirka 13 dB. Ett annat sätt att erhålla böjvekare förstyvningar är att använda sig av speciella tunnplåtsreglar i stället för massiva träreglar. Detta är mycket vanligt i samband med gipsskivekonstruktioner.

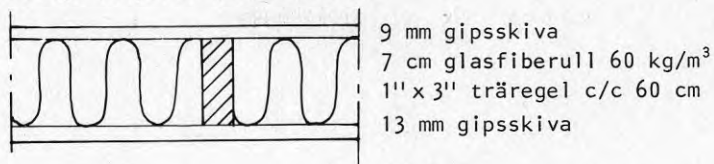
Den redovisade härledningen baseras på ett förenklat antagande vad gäller de krafter vilka överföres via ljudtransmissionsbryggorna. Transmissionskrafterna förutsättes endast vara riktade i normalens riktning mot väggskivorna. Trots denna förenkling utgör dock de redovisade sambanden ett nyttigt och användbart konstruktionsunderlag, vilket framgår av de nedan redovisade exemplen. I en mera detaljerad analys av transmissionsmekanismerna, vilken redovisas i referens (12), framgår att om väggskivorna har högre böjstyvhet än förbindningarna så bestäms  $\Delta R_M$  av böjningstransmission via reglarna medan om väggskivornas böjstyvhet är väsentligt lägre än förbindningarnas böjstyvhet så bestäms  $\Delta R_M$  i hög grad av att longitudinella vibrationer i väggskiva No.1 transmitterar via förbindningarna. Med longitudinella vibrationer avses

rörelser i plattans lateralriktning. Detta innebär att om man avser förbättra ljudisoleringen hos en konstruktion med styva regler så måste man beakta longitudvågstransmissionen från sändarrumsskivan. Redan en 1" tjock träregel har en böjstyvhet som är av storleksordningen 700 Nm vinkelrätt mot fiberriktningen och vinkelrätt mot träregelns utbredningsriktning, medan exempelvis en 10 mm tjock träspånskiva har en böjstyvhet av storleksordningen 300 Nm oberoende av böjvågornas utbredningsriktning och plåten i en vanlig tunnplåtsregel (0.5 mm tjock plåt) har en böjstyvhet av storleksordningen 2 Nm. Den låga böjstyvheten för stålplåten är representativ i samband med de böjvågor som utbreder sig vinkelrätt mot tunnplåtsregeln medan normala plåtreglar har en betydligt högre böjstyvhet för böjvågor som utbreder sig parallellt med reglarna.

Inverkan av absorbenter i kaviteten har noggrant studerats i referens (14) för enkla dubbelväggar med genomgående stålreglar. Denna undersökning visar att även denna skiljekonstruktionstyp erhåller ett väsentligt högre reduktionstal med absorbenter än om kaviteten hade varit tom. Det är dock ej nödvändigt att fylla ut hela kaviteten med absorbenter för att man skall erhålla ett relativt gott ljudisoleringssvärde, då den största ljudisoleringsförbättringen erhålles med de första centimetrarna mineralullsutfyllnad. Beträffande de anvisningar angående lämpligt val av absorbentkvalitet som angivits i föregående avsnitt, så bekräftades dessa av nämnda undersökning. Förutom strömningsmotståndet framgår av referens (14) att den totala absorbentvolymen respektive absorbenternas tjocklek är de signifikantaste parametrarna för absorbentvalet, vilket innebär att ju större absorbentvolymen är och ju tjockare absorbenten är desto bättre reduktionstal ernås.

## Exempel 3

En laboriemätning har utförts på en 10 m<sup>2</sup> stor dubbelvägg enligt följande konstruktion:



De erhållna mätvärdena redovisas i figur 6 tillsammans med den enligt ovanstående teori förväntade reduktionstalskurvan. Beräkningarna har utförts med en gipsskivedensitet på 800 kg/m<sup>3</sup>.

$$f_o \approx 144 \text{ Hz}, \quad \text{då } m' = 8.51 \text{ kg/m}^2$$

$$f_\ell \approx 722 \text{ Hz}$$

$$f_{c1} \approx 3556 \text{ Hz}, \quad f_{c2} \approx 2462 \text{ Hz}$$

$$R_1 = 17.1 + 20 \log f - 48$$

$$R_2 = 20.3 + 20 \log f - 48 \quad f < 1250 \text{ Hz}$$

$$R_1 + R_2 = 40 \log f - 58.6$$

Den ideala dubbelväggs reduktionstal är således

$$R = 40 \log f - 58.6 + 20 \log f d - 29 \quad 144 < f < 722$$

$$R(144 \text{ Hz}) = 19.5 \text{ dB} \quad R(722 \text{ Hz}) = 61.5 \text{ dB}$$

$$R = 24.9 + 20 \log f - 48 \quad f < f_o$$

$$R(100 \text{ Hz}) = 16.9 \text{ dB}$$

$\Delta R_M$  bestäms enligt ekvation (25), dvs

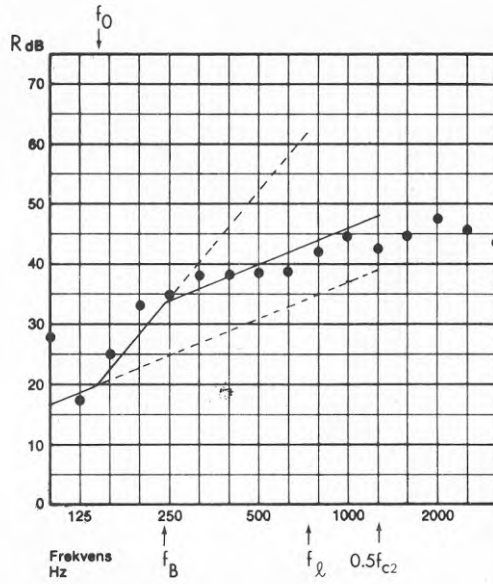
$$\Delta R_M = 34.9 - 2.2 - 23.4 = 9.3 \text{ dB}$$

Dubbelväggs reduktionstal blir således

$$R = 24.9 + 20 \log f - 48 + 9.3$$

$$= 20 \log f - 13.8$$

$$f_B < f < 0.5 f_{c2}$$



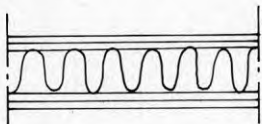
FIGUR 6 Jämförelse mellan uppmätta och beräknade reduktionstal för en  $10 \text{ m}^2$  stor dubbelkonstruktion av gipsskivor och genomgående träreglar.

(—), teoretiskt förväntade värden; (● ● ●), uppmätta värden.

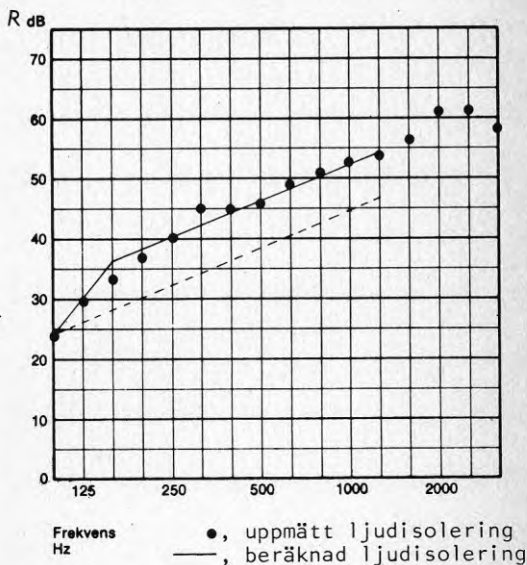


Några ytterligare jämförelser mellan teori och praktik har genomförts med hjälp av tillgängliga mätdata. Dessa återges endast i korthet enligt nedan.

#### Exempel 4



2 x 13 mm gipsskiva  
70 mm stenull 150 kg/m<sup>3</sup>  
regelstomme av genomgående stålreglar  
c/c 60 cm  
2 x 13 mm gipsskiva



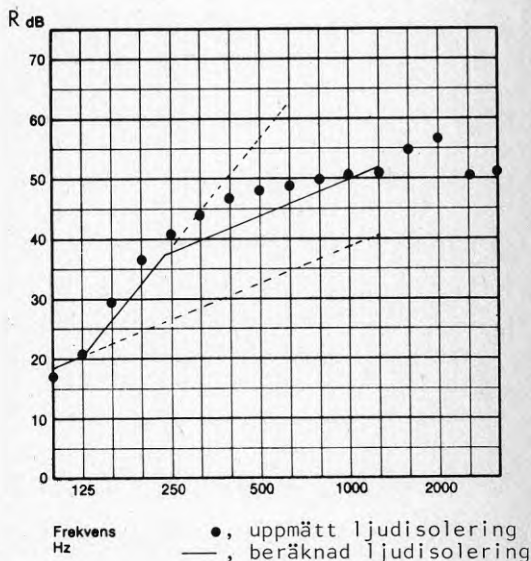
FIGUR 7

Kommentar: Den förbättring relativt  $\Delta R_M$  som förväntas som en funktion av att böjvekare tunnplåtsreglar användes motverkas troligen av att en relativt styv mineralullsfyllning användes.

#### Exempel 5



13 mm gipsskiva  
90 mm stenull 50 kg/m<sup>3</sup>  
90 mm stålreglar c/c 120 cm  
med filtlist  
13 mm gipsskiva



FIGUR 8

Kommentar: Att den uppmätta ljudisoleringen är betydligt högre än den beräknade från 250 Hz till 800 Hz kan förklaras med att förbindningarna mellan gipsskivorna ej är helt styva och har utformats med speciell omsorg.

## 2.7 Sandwichkonstruktioner

Sandwichkonstruktioner karakteriseras av att de är sammansatta av tunna styva ytskikt med ett mellanliggande lätt kärnmaterial. I detta avsnitt diskuteras endast sådana konstruktioner, vilka är sammansatta av två identiska ytskikt och ett kärnskikt.

Som redan indikerats av de ovanstående diskussionerna, avsnitt 2.2, varierar sandwichkonstruktionens böjstyvhets och följaktligen också dess böjvågshastighet med frekvensen. Under förutsättning att kärnmaterialiet är inkompressibelt anges följande uttryck i referens (23) med vars hjälp böjvågshastigheten  $c_B$  kan fastställas. Att kärnmaterialiet är inkompressibelt när det begränsas av styva ytskikt, innebär att ytskikten ej kan röra sig i motsatt riktning relativt varandra.

$$\frac{c_s^4}{c_b^4} c_B^6 + c_s^2 c_B^4 - c_s^4 c_B^2 - c_b^4 c_s^2 = 0 \quad (29)$$

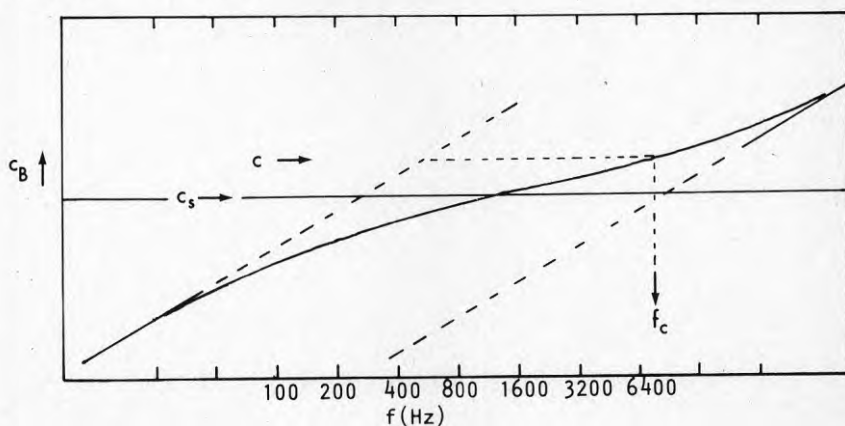
$c_b = [(2\pi f)^2 B_C/m]^{1/4}$  är sandwichplattans böjvågshastighet när kärnmaterialiet verkar som en ideal distanshållare för de båda ytskikten. Detta innebär att kärnmaterialiet fördelar krafterna till ytskikten, kopplar dessa samman och ger en maximal böjstyvhets enligt:

$$B_C \approx \frac{E_1 h_1 (h_1 + h_2)^2}{2} \quad (30)$$

$c_b'$  betecknar det enskilda ytskiktets böjvågshastighet när detta är belastat med halva kärnans massa,  $c_b' = [(2\pi f)^2 2B_1/m]^{1/4}$ .  $c_s$  betecknar skjuvvågshastigheten i kärnmaterialiet när detta är belastat med ytskiktets massor,  $c_s = (G_2 h_2/m)^{1/2}$ . Indexbeteckningarna framgår av figur 1.  $m$  betecknar hela konstruktionens ytvikt.

Vid låga frekvenser, dvs när  $c_b \ll c_s$ , erhålles med hjälp av uttryck (29) att  $c_B \approx c_b$ , medan vid högre frekvenser, dvs när  $c_b' \gg c_s$ , erhålles att  $c_B \approx c_b'$  ( $c_b'$  är alltid mindre än  $c_b$ ). I övergångsområdet mellan dessa ytterligheter erhålles exempelvis för  $c_s = c_b$  att  $c_B = 0.785 c_s$  vilket inträffar vid  $f = (G_2 h_2 / 2\pi) \cdot (1/B_C m)^{1/2}$  och för  $c_s = c_b'$  att  $c_B = 1.27 c_s$  vilket inträffar vid  $f = (G_2 h_2 / 2\pi) \cdot (1/2B_1 m)^{1/2}$ . Dessa resultat för övergångsområdet gäller såtillvida att  $c_b' \ll c_b$  ( $2B_1 \ll B_C$ ). Sammanfattningsvis inne-

bär detta att böjvågshastigheten i övergångsområdet primärt kontrolleras av kärnmaterialets skjuvvågshastighet samt att hastigheten ökar betydligt långsammare än i ytterlighetsområdena där böjvågshastigheten är  $\sim (f)^{1/2}$ . Detta innebär i sin tur att man kan undvika koincidens men samtidigt erhålla erforderlig styvhet vid låga frekvenser om man väljer ett kärnmaterial med tillräckligt långsam skjuvvågshastighet, dvs tillräckligt låg skjuvmodul och samtidigt utformar sin konstruktion så att övergångsområdet blir tillräckligt brett. Denna konstruktionsprincip illustreras i figur 9.

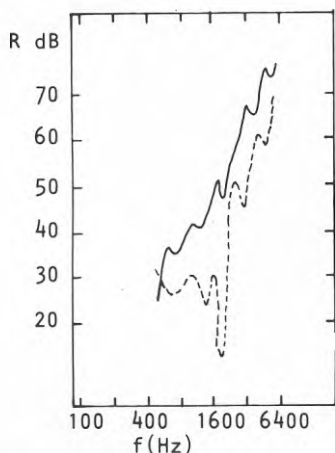


FIGUR 9 Illustration av konstruktionsprincip för sandwichkonstruktion med inkompressibelt kärnmaterial med målsättningen att konstruktionens koincidensfrekvens skall ligga ovanför det intressanta frekvensområdet och att hög böjstyvhet skall bibehållas vid låga frekvenser och för statisk last.

Teoretiska uttryck på reduktionstalet för sandwichkonstruktioner finns redovisade i flertalet referenser, se exempelvis referens (19-22, 24). Dessa är dock, beroende av att böjstyvheten varierar på ett komplicerat sätt med frekvensen, utan undantag mycket komplicerade och anges ej i sluten form. I referens (19) studeras enbart inkompressibla kärnmaterial, medan övriga referenser inkluderar kompressibilitet hos kärnmaterial.

I avsaknad av ett tillgängligt reduktionstalsuttryck redovisas följande exempel, figur 10, hämtat ur referens (19). Den redovisade reduktionstalskurvan gäller för en plant infallande ljudvåg (infallsriktning  $45^\circ$ ), vilket innebär att reduktionstals-

kurvan stiger brantare än den hade gjort om diffust ljudinfall hade studerats. En koincidensdip bör kunna iakttagas i reduktionstalskurvan vid ca 700 Hz, eftersom  $c_b(100 \text{ Hz}) = 128 \text{ (m/s)}$ ,  $c_b(2000 \text{ Hz}) = 571 \text{ (m/s)}$ ,  $c_s = 2464 \text{ (m/s)}$  och därmed  $c_B \approx c_b$  för  $f < 2000 \text{ Hz}$ . Endast en svag försämring kan iakttagas vilket troligen sammanhänger med sandwichkonstruktionens relativt höga förlustfaktor eventuellt i kombination med dess begränsade storlek.



FIGUR 10 Teoretisk reduktionstalskurva (—) för en sandwichkonstruktion med ytskikt av 1 mm tjock stålplåt ( $E = 2 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2$ ,  $\rho_s = 7800 \text{ kg/m}^3$ ,  $\eta = 0.001$ ) och med ett 15 mm tjockt isotropt kärnmateriale ( $E = 4 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$ ,  $\rho_s = 1500 \text{ kg/m}^3$ ,  $\eta = 0.001$ ,  $\nu = 0.3$ ). I figuren redovisas även den teoretiska reduktionstalskurvan för enbart kärnmaterialet (- - -). Figuren har hämtats direkt ur referens (19) och gäller för en plan luftljudsvåg med infallsriktningen  $45^\circ$  mot skiljekonstruktionen som var  $1 \times 1 \text{ m}^2$  stor. ( $m = 38 \text{ kg/m}^2$ ,  $B_c = 2.56 \cdot 10^4 \text{ Nm}$ )

Denna konstruktion har således ej utförts enligt den ovan diskuterade konstruktionsprincipen. Den främsta anledningen till detta är att ett alltför styvt kärnmateriale använts (jmf tabell 1).

Sandwichkonstruktioner med kompressibla kärnmateriale har som redan omnämnts ägnats både teoretiskt och praktiskt studium i referenserna (20 - 22, 24). Porösa materiale såsom olika typer av skumplaster är kompressibla, medan de flesta massiva materiale, såsom exempelvis gummi, är inkompressibla när de begränsas av styva ytskikt. Att kärnmaterialet är kompressibelt innebär att

konstruktionen förutom att den kan exciteras till böjvågsvibrationer, där båda ytskikten vibrerar i samma riktning relativt varandra (osymmetriska vibrationsmoder), även kan exciteras till dilatationsvibrationer där de båda ytskikten vibrerar i motsatt riktning relativt varandra (symmetriska vibrationsmoder). Följaktligen uppstår massa-fjäder-massa resonanser av samma typ som för den ideala dubbelväggen, sk dilatationsresonanser, med åtföljande drastiska försämringar i reduktionstalet vid aktuella frekvenser. Dilatationsresonanserna är speciellt accentuerade för mindre skiljekonstruktioner [ref (20)]. Vidare kan som framgår av nämnda referenser en ytterligare koincidenstransmission uppstå som en direkt följd av att dilatationsvågornas våglängder varierar med frekvensen på ett annorlunda sätt jämfört med böjvågslängderna. Av referens (20) och (24) framgår att dilatationsvågslängden ej minskar monotont med ökande frekvens. Något slutet uttryck för dilatationsvågslängden anges dock ej. För att skilja böjvågs- och dilatationskoincidensfenomenen åt inför referens (20) beteckningarna osymmetrisk resp symmetrisk koincidensfrekvens. Den symmetriska koincidensfrekvensen ligger vanligen betydligt lägre än den osymmetriska koincidensfrekvensen.

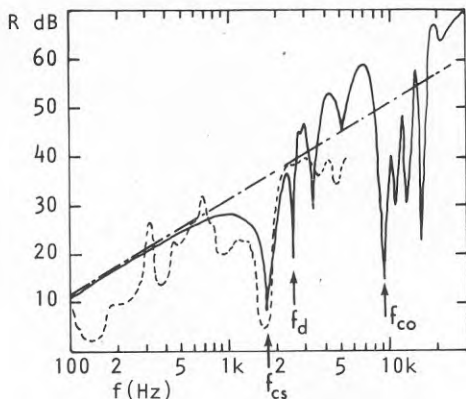
Följande uttryck för den första dilatationsresonansen anges i referens (5).

$$f_d = \frac{1}{2\pi} \left[ \frac{4 E_{c2}}{h_2 (2m_1 + m_2/3)} \right]^{1/2} \quad (31)$$

där  $E_{c2} = E_2/[3(1-2\nu)]$  är kärnmaterialets kompressionsmodul ( $N/m^2$ ). Av uttrycket för kompressionsmodulen framgår klart att kontraktionstalet spelar en avgörande roll för dilatationsresonansfrekvenserna. Vidare framgår att dilatationsresonanserna förskjutes mot högre frekvenser om kärnmaterialets tjocklek minskas. Detta förhållande kan även utnyttjas för att undvika symmetrisk koincidens.

Kompressibilitet hos kärnmaterialet är således en mindre önskvärd egenskap som ger icke önskvärda koincidens- och resonansförsämringar hos sandwichkonstruktionens reduktionstal. Reduktionstalet blir följaktligen väsentligen lägre än vad som anges av masslagen, ett förhållande som illustreras i figur 11.

Kompressibiliteten innebär även att konstruktionens böjstyvhet vid lägre frekvenser blir lägre än om materialet hade fungerat som en ideal distanshållare.



FIGUR 11 Jämförelse mellan teori (—) och praktik (---) för en sandwichkonstruktion konstruerad av ytskikt av 3.68 mm tjocka hårda träfiberskivor ( $E=4.71 \cdot 10^9$  (N/m<sup>2</sup>),  $\rho_s = 985$  kg/m<sup>3</sup>,  $\nu = 0.3$ ) och kärnskikt av 5.07 cm tjockt plastskum ( $E=6.21 \cdot 10^6$  (N/m<sup>2</sup>),  $G=2.13 \cdot 10^6$  (N/m<sup>2</sup>),  $\rho_s = 30$  (kg/m<sup>3</sup>),  $\nu=0.455$ ). Resultaten som hämtats ur referens (22) gäller för en fritt upplagd relativt liten skiljekonstruktion och figuren har kompletterats med masslagen (— · —) enligt ekvation (8). De teoretiska resultaten gäller för diffust ljudinfall inom 0° till 78° relativt normalens riktning.  $f_{co}$  betecknar den osymmetriska koincidensfrekvensen medan  $f_{cs}$  betecknar den symmetriska koincidensfrekvensen.

Många material som är tänkbara som kärnmaterial i sandwichkonstruktioner är anisotropa, dvs de har olika elasticitetsegenskaper i olika riktningar. Ett bra exempel på ett sådant material, som också är relativt billigt, är porösa träfiberskivor. Sådana skivor är anisotropa eftersom fibrerna är skiktade och orienterade i riktningar huvudsakligen parallellt med skivytan och de innehåller en relativt stor andel luft. Enligt grundläggande hållfasthetslära erfordras fem oberoende materialkonstanter för att beskriva elasticitetsegenskaperna hos ett sådant material [ref (27)]. Dessa materialkonstanter är  $E_{//}$ ,  $E_{\perp}$ ,  $\nu_{//}$ ,  $\nu_{//\perp}$  och  $G_{//\perp}$ . Skjuvmodulen för skjuvdeformationer i planet ges av  $G_{//} = E_{//} / [2(1 + \nu_{//})]$ . Eftersom materialet vidare kan betraktas som en blandning av fibrer och en mjukare matris, som i detta fall huvudsakligen består av luft, gäller följande uppskattningar [referens (27)]:

$$\begin{aligned}
 E_{//} &\approx V_f E_f + V_m E_m \\
 E_{\perp} &\approx E_f E_m / (V_f E_m + V_m E_f) \\
 G_{//\perp} &\approx G_f G_m / (V_f G_m + V_m G_f)
 \end{aligned}
 \tag{32}$$

där  $V$  anger volymandelen fibrer respektive matris. Eftersom normala porösa träfiberskivor har en porositet av storleksordningen 50% och  $E_m \ll E_f$  gäller som en ytterligare förenkling att  $G_{//\perp} \approx E_{\perp} / [2(1+\nu_m)]$ . Enligt referens (23) gäller för porösa träfiberskivor att elasticitetsmodulen i riktningar parallellt med skivytan  $E_{//}$  är av storleksordningen 100 ggr större än dess värde i normalens riktning  $E_{\perp}$ .

Den porösa träfiberskivans anisotropa egenskaper utnyttjas normalt genom att man först kapar skivorna till lamellstavar, vilka i sin tur fogas samman så att de plan som ursprungligen var parallella med träfiberskivans yta orienteras parallellt med lamellskivans tvärsnitt. På detta sätt erhålles ett kärnskivmaterial vilket har en efter omständigheterna maximal inkompressibilitet. En sådan lamellskiva karakteriseras vidare av en anisotropi i planet, dvs om planets koordinater betecknas med  $x$  och  $y$ , där  $x$ -axeln är parallell med lamellstavarnas utsträckning, så gäller under förutsättning att eventuella limskarvars inverkan kan försummas att  $E_x = E_{//}$  och  $E_y = E_{\perp}$ . Vad beträffar den intressanta skjuvmodulen så gäller att om man ur lamellskivan tar ett balkelement med utsträckningen i  $x$ -led så har detta balkelement en skjuvmodul som bestäms av  $G_{//}$ , medan om man tar ut ett balkelement med utsträckningen i  $y$ -led så ges dess skjuvmodul av  $G_{//\perp}$ . Skjuvvågor som utbreder sig i  $x$ -led har således en ogynnsamt hög skjuvvågshastighet ett förhållande som torde kunna motverkas genom en ytterligare konstruktionsmodifiering enligt exempel 6 nedan.

För trä gäller enligt mäterfarenheter [ref (25)] att kontraktions-talet är relativt litet ( $\approx 0.02$ ) och dessutom huvudsakligen oberoende av riktningen. Det torde därför vara rimligt att i brist på bättre underlag arbeta med samma ansats när det gäller överslagsberäkningar för övriga anisotropa träprodukter. Kontraktions-talet bestäms genom att man utför dragprov av materialet och mäter hur mycket materialet drar ihop sig i tvärled relativt hur

mycket provkroppen utvidgas i längsled. Stål har ett kontraktionstal på ca 0.3 medan sådana elastiska material som gummi har kontraktionstal nära 0.5.

Detaljerad elasticitetsteori för anisotropa material presenteras i referens (45). En sammanställning över aktuella data för några tänkbara kärnmaterial ges i tabell 2 nedan.



TABELL 2

Tillgängliga hållfasthetsdata vilka kan tjäna som ledning vid val av kärnmaterial till sandwichkonstruktioner. [ $G = E/(2(1+\nu))$ ].

Material	Densitet $\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	Elasticitetsmodul E (N/m <sup>2</sup> )	Skjuvmodul G (N/m <sup>2</sup> )	Källa
Uretan-skum	33.2 - 72.1	0.69 - 1.86 · 10 <sup>7</sup>	2.1 - 3.7 · 10 <sup>6</sup>	21,56
Expanderad polystyren-skum	33.5 - 41.6	0.90 - 2.6 · 10 <sup>7</sup>	8.5 · 10 <sup>6</sup>	21,56
Expanderad polystyren (Styrolit S40)	40	0.31 - 0.50 · 10 <sup>6</sup>	-	28
Balsaträ	64.3 - 96.1	2.41 - 5.71 · 10 <sup>9</sup>	-	21
Vaxkakemönstrad aluminium	44.8 - 123.0	4.82 - 36.8 · 10 <sup>8</sup>	-	21
Armerad vaxkakemönstrad plast	64.1 - 149.0	2.48 - 13.6 · 10 <sup>8</sup>	-	21
Plast-skum <sup>x)</sup>	30	6.21 · 10 <sup>6</sup>	2.13 · 10 <sup>6</sup>	24
Naturgummi	-	-	1.03 · 10 <sup>6</sup>	5
Silicongummi	-	-	1.7 · 10 <sup>4</sup>	5
Uretangummi	-	-	1.0 · 10 <sup>7</sup>	5
Urea-formaldehyd-skum	8	10 <sup>6</sup>	-	31
Glasullsskiva $\perp$ fiberriktningen (Gullfiber 3094, grovfiber 12 $\mu$ m, fibrerna // med skivplanet)	120	0.34 - 0.48 · 10 <sup>6</sup>	-	28
<sup>†</sup> Lamellskiva av gullfiber 3094 (fibrerna // med xz-planet)	120			
kompression i z-led		< 6.5 · 10 <sup>6</sup>	-	29
skjuvning av xz-planet		-	9 · 10 <sup>6</sup>	29
skjuvning av xy, yz-planet		-	1.15 · 10 <sup>6</sup>	29
<sup>†</sup> Lamellskiva av glasull (fibrerna // med xz-planet, 6 $\mu$ m fiber)	80			
kompression i z-led		< 1.9 · 10 <sup>6</sup>	-	29
skjuvning av xz-planet		-	3.6 · 10 <sup>6</sup>	29
skjuvning av xy, yz-planet		-	0.46 · 10 <sup>6</sup>	29
<sup>†</sup> Lamellskiva av glasull (fibrerna // med xz-planet, 6 $\mu$ m fiber)	45			
kompression i z-led		< 1.2 · 10 <sup>6</sup>	-	29
skjuvning av xz-planet		-	1.3 · 10 <sup>6</sup>	29
skjuvning av xy, yz-planet		-	0.17 · 10 <sup>6</sup>	29
Stenullsskiva $\perp$ fiberriktningen (Minwool 7131, fibrerna // med skivplanet)	200	0.42 - 0.73 · 10 <sup>6</sup>	-	28

x) Kontraktionstal  $\nu = 0.455$ .

<sup>†</sup>) Motsvarande datauppgifter utgör uppskattningar erhållna vid statiska test med krafter inom områden vilka vida överstiger de kraftnivåer som förekommer i detta sammanhang, varför uppgifterna måste ses som synnerligen approximativa. Lamellerna var ej ihoplimmade.

Exempel 6

I referens (23) anges de i figur 12 redovisade mätvärdena för en sandwichskiva vilken konstruerats enligt vidstående tvärsnittsritningar. Genom de täta avbrotten av träfiberlamellerna har en konstruktion erhållits vars anisotropi är betydligt mindre uttalad än om fiberlamellerna hade varit obrutna. Kärnmaterialets E-modul i x-led bestäms i avbrottsområdena av ytskiktets böjstyvheter. Genom att antaga att träfiberlamellskivans elasticitetsmoduler i planet ( $E_x, E_y$ ) är lika stora och utnyttja informationen att  $E_{//} \approx 100 E_{\perp}$  och värdet på  $E_{//}$  enligt tabell 1 [ $0.15 \cdot 10^9$  enligt referens (11)] erhålles en grov uppskattning av skjuvmodulen enligt:

$$G_2 \approx \frac{E_{\perp}}{2(1+\nu)} \approx 7.35 \cdot 10^5 \quad (\text{N/m}^2)$$

Av detta följer att  $c_s = \sqrt{G_2 h_2 / m} \approx 35$  (m/s) då ytvikten kan uppskattas till  $15.6 + 6.7 = 22.3$  ( $\text{kg/m}^2$ ). Enligt figur 9 bestämmes således koincidensfrekvensen av  $c_b'$  och konstruktionens böjstyvheter av  $2B_1$  dvs

$$f_{CO} = 1.84 \cdot 10^4 \sqrt{\frac{m}{2B_1}} \approx 15 \text{ kHz}$$

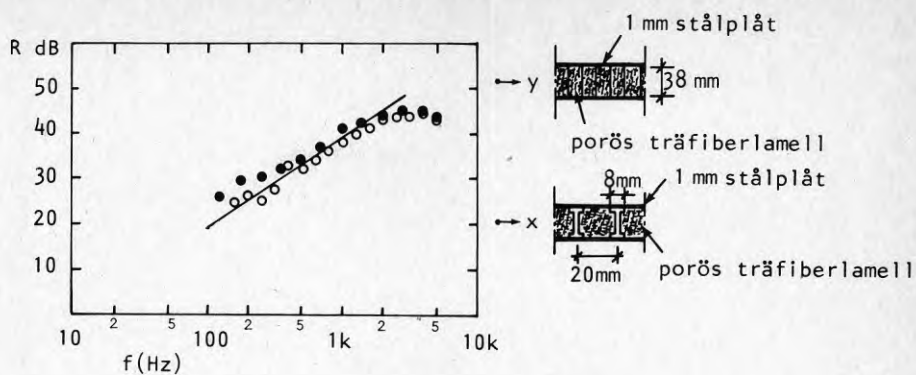
Som en uppskattning av om vi kommer att få dilatationsproblem kan vi använda  $E_{//}$  för att beräkna kompressionsmodulen och  $f_d$ , dvs

$$E_{c2} \approx 0.15 \cdot 10^9 / [3(1 - 0.04)] = 5.2 \cdot 10^7 \quad (\text{N/m}^2)$$

$$\text{och} \quad f_d \approx \frac{1}{2\pi} [4 \cdot 5.2 \cdot 10^7 / (0.038 \cdot 17.8)]^{1/2} = 2800 \text{ Hz}$$

Kommentar:

Dessa beräkningar är naturligtvis behäftade med relativt stora osäkerheter eftersom de utnyttjade elasticitetsdatana endast utgör grova uppskattningar. Den nedgång i reduktionstalskurvan som kan skönjas vid de högsta frekvenserna kan dock till största sannolikhet förklaras av konstruktionens kompressibilitet och av att symmetrisk koincidenstransmission alternativt en dilatationsresonans föreligger. Konstruktionens kompressibilitet är troligen något lägre än beräknat ovan som en funktion av att lamellerna är ihoplimmade.



FIGUR 12 Uppmätt ljudisolering för en sandwichkiva konstruerad enligt vidstående tvärsnittsrutningar. Mätningarna har utförts av Riverbank laboratories (●) och BBN (○). Figuren har hämtats ur referens (23) och kompletterats med masslagen (—) enligt ekvation (8) ( $m \approx 15.6 + 6.7 = 22.3 \text{ kg/m}^2$ ).



### 3. TEORETISKA MODELLER OCH ERFARENHETER RÖRANDE LUFTLJUDS-ISOLERINGEN HOS SKILJEKONSTRUKTIONER MED BEGRÄNSAD YTA

Vi har hittills i huvudsak endast studerat sådana konstruktioner vilkas ytdimensioner varit väsentligen större än luftljuddets våglängder inom det huvudsakligen intressanta frekvensområdet. Detta innebär exempelvis att de ovan presenterade teoriernas direkta tillämpbarhet bör ifrågasättas för normalstora dörrkonstruktioner för frekvenser vilka understiger 1000 - 2000 Hz. I litteraturen redovisade teoretiska modeller och erfarenheter rörande konstruktioner med begränsad utsträckning diskuteras nedan.

#### 3.1 Enkelkonstruktioner

Det vanliga sättet att beräkna transmissionen av påtvingade vibrationer hos en enkelkonstruktion med begränsad utsträckning, är att utnyttja det teoretiska sambandet för en oändlig platta och att begränsa integrationer till ljudvågor som träffar konstruktionen med infallsvinklar relativt normalen som är mindre än en viss vinkel  $\phi$ . Denna begränsning införes för att man skall få överensstämmelse mellan teori och praktik. Ekvation (8) har exempelvis erhållits för  $\phi = 80^\circ$ . Detta är i grunden ett godtyckligt antagande, som ej överensstämmer med de faktiska förhållandena. I referens (15) har en härledning av den begränsade enkelväggs reduktions-tal genomförts utan att någon sådan begränsning införts i beräkningarna. Det slutliga sambandet vilket gäller för påtvingade vibrationer redovisas i ekvation (33). De påtvingade vibrationerna dominerar normalt för frekvenser under koincidensfrekvensen när plattans inre förlustfaktor ej är alltför låg.

$$R = -10 \log \left[ \left[ \frac{\pi m f}{\rho c} (1 - f^2/f_c^2) \right]^{-2} \left[ \ln \left( \frac{2\pi f \sqrt{A}}{c} \right) + 0.160 - U(\Lambda) + c^2/(16\pi^3 f^2 A) \right] \right] \quad (33)$$

där  $A = l_1 l_2$  är konstruktionens yta ( $m^2$ ) och  $U(\Lambda)$  är en formfaktor som bestäms av  $\Lambda = l_1/l_2$ . Värden på formfaktorn ges i tabell 3.  $\ln$  står för den naturliga logaritmen (basen = e). Ekvation (33) gäller generellt, dock under förutsättning att konstruktionen har en ytvikt som överstiger 10 kg/ $m^2$  och att randvillkoren är sådana att plattans kanter kan svänga fritt.

TABELL 3 Värden på formfaktorn  $U(\Lambda) = U(1/\Lambda)$  enligt referens (15).

$\Lambda$	$U(\Lambda)$
1.0	0
1.25	0.005
1.50	0.018
1.75	0.034
2.00	0.052
2.25	0.071
2.50	0.090
2.75	0.109
3.00	0.128
4.00	0.199
5.00	0.263
6.00	0.320
7.00	0.371
8.00	0.418
9.00	0.461
10.00	0.500

För stora konstruktioner av typen väggar kan ekvation (33) förenklas till följande uttryck utan att större fel än 0.5 dB införes:

$$R = 20 \log \left[ \frac{\pi m f}{\rho c} (1 - f^2/f_c^2) \right] - 10 \log \left[ \ln(2\pi f \sqrt{A}/c) \right], \quad \begin{matrix} A > 5 \text{ m}^2 \\ \Lambda < 4 \end{matrix} \quad (34)$$

Som framgår av detta uttryck så minskar reduktionstalet med ökande yta. Formfaktorns betydelse är försumbar såtillvida att  $\Lambda < 4$ .

Vad ekvation (33) innebär för några mindre konstruktioner framgår enklast av några exempel. (35)

$$R = 20 \log \left[ \frac{\pi m f}{\rho c} (1 - f^2/f_c^2) \right] + \begin{cases} +2.3 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 0.5 \text{ m}, & f = 100 \text{ Hz}, \\ -0.3 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 1.0 \text{ m}, & f = 100 \text{ Hz}, \\ -1.2 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 1.5 \text{ m}, & f = 100 \text{ Hz}, \\ -2.6 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 5.0 \text{ m}, & f = 100 \text{ Hz}, \\ -4.6 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 0.5 \text{ m}, & f = 1000 \text{ Hz}, \\ -5.3 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 1.0 \text{ m}, & f = 1000 \text{ Hz}, \\ -5.6 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 1.5 \text{ m}, & f = 1000 \text{ Hz}, \\ -6.2 \text{ dB}, & \ell_1 = 2 \text{ m}, & \ell_2 = 5.0 \text{ m}, & f = 1000 \text{ Hz}, \end{cases}$$

Av dessa exempel kan vi se att inverkan av ytans storlek och formfaktor är speciellt viktig vid låga frekvenser. Ett 5 dB högre reduktionstal erhålles för en liten konstruktion jämfört med en normal väggkonstruktion vid 100 Hz, medan motsvarande siffra endast är ca 2 dB vid 1000 Hz.

### Exempel 7

I referens (16) redovisas mätvärden på en  $1.14 \times 1.4 \text{ m}^2$  stor 4 mm tjock glasskiva. Glasskivan var elastiskt infäst i den omgivande skiljekonstruktionen. De erhållna mätvärdena redovisas i figur (13) nedan, i vilken även den teoretiskt förväntade reduktionstalskurvan enligt ekvation (33) har ritats in.

Enligt tabell 1 erhålles:  $m = 10 \text{ kg/m}^2$ ,  $f_c \approx 3250 \text{ Hz}$ .

$A = 1.6 \text{ m}^2$  och  $\Lambda = 1.23$  ( $\rightarrow U(\Lambda) = 0.005$ ), dvs

$$R(100\text{Hz}) = 20 \log(7.09) - 10 \log(0.840 + 0.160 - 0.005 + 0.015) = 17 \text{ dB}$$

$$R(200\text{Hz}) = 23 \quad - \quad 10 \log(1.533 + 0.160 - 0.005 + 0.004) = 21 \text{ dB}$$

$$R(500\text{Hz}) = 31 \quad - \quad 10 \log(2.450 + 0.160 - 0.005 + 0) = 27 \text{ dB}$$

$$R(1000\text{Hz}) = 36 \quad - \quad 10 \log(3.142 + 0.160 - 0.005 + 0) = 31 \text{ dB}$$

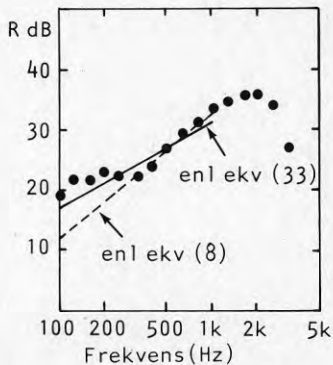
Dessa värden kan jämföras med de som erhålles med masslagen, dvs

$$R_m = 20 \log f + 20 \log m - 48 = 20 \log f - 28$$

$$R_m(100\text{Hz}) = 12 \text{ dB}$$

$$R_m(1000\text{Hz}) = 32 \text{ dB}$$

Kommentar: Som framgår av jämförelsen ger ekvation (33) betydligt bättre överensstämmelse mellan teori och praktik än vad ekvation (8) ger vid låga frekvenser. Reduktionstalskurvan enligt ekvation (33) lutar i detta fall med ca 4 dB/oktav.



FIGUR 13 Jämförelse mellan enligt referens (16) uppmätt ljudisolering (●) och teoretiskt reduktionstal enligt ekvation (8) och (33) för en 4 mm tjock glasskiva.

Exempel 8

I referens (17) redovisas ljudisoleringsmätdata för  $1.02 \times 0.73 \text{ m}^2$  stora skivor av olika material. För en 1.2 mm tjock stålplåt anges ett reduktionstal på 32.3 dB vid 1000 Hz och att reduktionstalskurvan lutade 4.8 dB/oktav i frekvensområdet:  $500 \text{ Hz} < f < f_c/2$ . Den i referens (17) primärt studerade mätstorheten, dvs skivans insättningsdämpning när den placerades som lock på en liten låda ( $1.09 \text{ m}^3$ ) i ett efterklangsrums, kunde ej omräknas med acceptabel noggrannhet till ett reduktionstal för frekvenser under 500 Hz. Den aktuella stålplåtens ytvikt var  $9.0 \text{ kg/m}^2$  och skivan trycktes mot en gummitätning längs ränderna (använd stängningskraft  $1000 \text{ N/m}$ ). Vid några experiment erhöles ingen skillnad på reduktionstalet under  $f_c/2$  om skivan var fritt upplagd på gummilisterna eller nedtryckt mot listen med aktuellt stängningstryck. I den förra testen användes tätmassa längs ränderna för att åstadkomma erforderlig tätning.

Genom att använda ovanstående ingångsdata i ekvation (33) erhålles:

$$R(500\text{Hz}) = 30.1 - 10 \log (2.068 + 0.160 - 0.015) = 26.6 \text{ dB}$$

$$R(1000\text{Hz}) = 36.1 - 10 \log (2.761 + 0.160 - 0.015) = 31.5 \text{ dB}$$

$$\rightarrow 4.9 \text{ dB/oktav,}$$

dvs en utmärkt överensstämmelse mellan teori och praktik föreligger trots att ytvikten är något låg jämfört med förutsättningen för teorens giltighet.



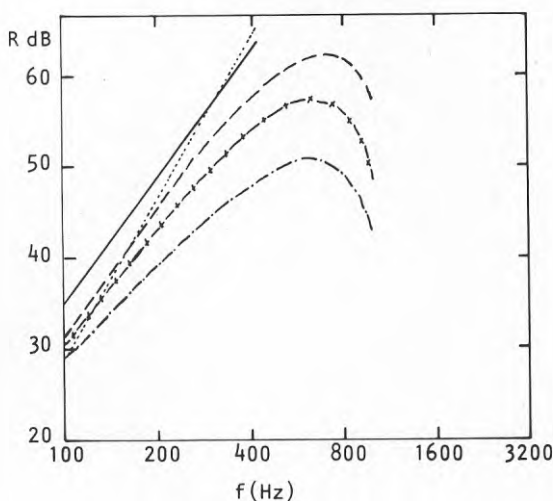
### 3.2 Dubbelkonstruktioner utan mekaniska förbindningar

Den ideala men ytstorleksmässigt begränsade dubbelväggens reduktions-tal har teoretiskt studerats i referens (26). Det studerade dubbel-väggsfallet var dock idealiserat till en vägg bestående av identiska skivor, utan absorberent i kaviteten men med en ideal absorberent längs kaviteten perimenter. Som randvillkor förutsattes att skivorna var lagrade längs sina perimetrar ("simply supported"). Att kavitets-perimetern begränsas av en ideal absorberent innebär att inga laterala resonanser förekommer i kaviteten.

Den aktuella analysen resulterade ej i något enkelt och slutet teoretiskt uttryck, varför flera beräkningsfall i stället studeras i nämnda referens. Dessa beräkningar visar att reduktionstalet ovan koincidens-frekvensen är i det närmaste oberoende av skiljekonstruktionens yta, medan för lägre frekvenser än koincidensfrekvensen den transmission som sammanhänger med de påtvingade böjvågorna ökar med ökande yta och de fria böjvågornas transmission minskar med ökande yta. Eftersom förlustfaktorn i faktiska konstruktioner normalt är så pass hög att de fria böjvågornas transmissionsbidrag kan försummas ( $f < f_c/2$ ), innebär detta att reduktionstalet normalt minskar med ökande skiljeyta. I referens (26) anges som en kvantitativ uppskattning att en fördubbling av ytan innebär en försämring av reduktionstalet med ca 3 dB. Kvalitativt överensstämmer detta med de erfarenheter som redovisas för den ytmässigt begränsade enkelväggen i avsnitt 3.1.

Några av de i referens (26) teoretiskt beräknade reduktionstalskurvorna jämföres i figur 14 med två tillämpningar av den dubbelväggsteori som presenterats i avsnitt 2.5. Som framgår av de ur referens (26) hämtade kurvorna så erhålles ett väsentligt sämre reduktionstal om skivornas förlustfaktor är så pass låg att de fria böjvågornas transmissionsbidrag blir signifikant. Detta är dock som redan påpekats normalt ej fallet för aktuella konstruktioner, utan förlustfaktorn (inklusive randförluster) är normalt väsentligen högre än exempelvis  $\eta = 0.016$ . Den aktuella dubbelväggsteorin enligt avsnitt 2.5 bör därför enbart jämföras med den övre av de i figur 14 och enligt referens (26) beräknade kurvorna. Vidare framgår av figuren att under förutsättning att de  $R_1$ - och  $R_2$ -värden som utnyttjas i ekvation (14) beräknas med hjälp av masslagsekvationen för en ytmässigt begränsad skiljekonstruktion, ekvation (34), erhålles en för-

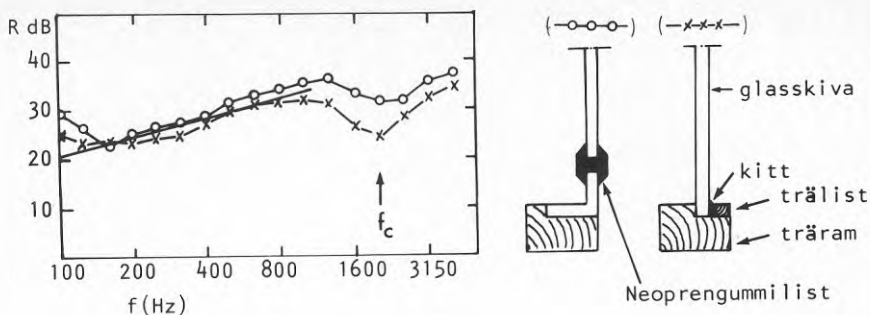
väntad kurva vars lutning överensstämmer med den i referens (26) beräknade reduktionstalskurvan. Den observerade nära konstanta differensen mellan kurvorna kan förklaras av att dubbelväggsteorin enligt ekvation (14) förutsätter att kaviteten är utfylld med en absorbent. I själva verket har i referens (6) den observationen gjorts att om man enbart utnyttjar en perimeterabsorbent så erhålles ett reduktionstal som är ca 4 dB lägre än vad som förutsäges av ekvation (14). Om man således utnyttjar ekvation (33) i kombination med dubbelväggsteorin ekvation (14) har man ett gott underlag för att uppskatta den ytmässigt begränsade ideala dubbelväggs reduktionstal i masslagsområdet. Samma slutsats gäller för dubbelväggar med mekaniska förbindningar under förutsättning att man beaktar de erfarenheter som redovisas i avsnitt 2.6.



FIGUR 14 Teoretiska reduktionstalsvärden enligt referens (26) för en  $2.44 \times 3.56 \text{ m}^2$  stor dubbelvägg konstruerad av identiska skivor vardera med ytvikten  $23 \text{ kg/m}^2$ ,  $f_c = 1250 \text{ Hz}$  och med en luftspalt på 100 mm: (— · — · —),  $\eta = 0.008$ ; (— · — · —),  $\eta = 0.016$ ; (— — —), enbart påtvingade vibrationer (de fria böjvågornas transmissionsbidrag har försumrats). Dessa teoretiska värden som gäller för en dubbelvägg utan absorbent i kaviteten men med en ideal absorbent längs kavitetens perimeter har jämförts med dubbelväggsteorin enligt ekvation (14): (— — —),  $R_1$ ,  $R_2$  har bestämts med hjälp av ekvation (34); (·····),  $R_1$  och  $R_2$  har bestämts med hjälp av ekvation (8).

### 3.3 Inverkan av olika randvillkor

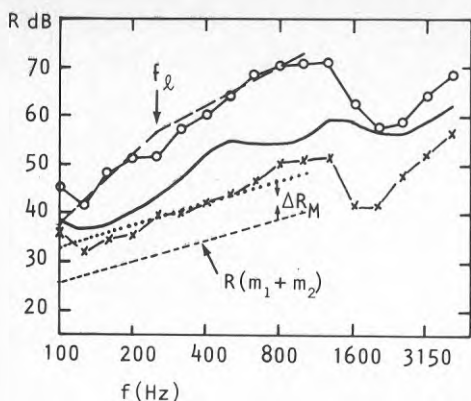
Enkelkonstruktionens randvillkor påverkar de resonanta vibrationernas (de fria böjvågornas) transmissionsbidrag för frekvenser under koincidensfrekvensen genom att detta bidrag ökar ju fastare konstruktionen är inspänd längs sina ränder. Detta förhållande kan förklaras av att ju högre inspänningsgrad som utnyttjas desto effektivare blir det resulterande vibrationsfältets ljudutstrålning, referens[(32), (33)]. En platta med fria ränder har en betydligt ineffektivare ljudutstrålning än en platta med stumt infästa ränder. Övanför koincidensfrekvensen är emellertid ljudutstrålningen alltid effektiv, eftersom böjvåglängderna här är mindre än motsvarande luftljudsvåglängder, varför randvillkoren i detta avseende saknar inflytande på vibrationernas transmissionsbidrag. Olika randvillkor kan dock ge en ytterligare effekt genom att konstruktionens totala förlustfaktor beror av randförlusterna. Inflytandet av olika förlustfaktorer på enkelväggens reduktionstal har redan diskuterats ovan. Om man följaktligen har en enkelkonstruktion med relativt låg förlustfaktor, exempelvis en enkel glasruta monterad på normalt vis i en träram med kitt kan dens reduktionstal relativt lätt förbättras inom det huvudsakliga frekvensområdet genom att fönstret i stället monteras till träramen med hjälp av exempelvis en gummiprofil. Härigenom ökar konstruktionens förlustfaktor väsentligt, de resonanta vibrationernas amplituder minskar inom hela frekvensområdet och ljudutstrålningen blir mindre effektiv för  $f < f_c$ . Effekterna av en sådan konstruktionsmodifiering illustreras i figur 15. Vid de undersökningar som utfördes i detta sammanhang kunde man konstatera att den använda neoprengummiinfästningen ökade fönsterkonstruktionens förlustfaktor från ca 0.016 till 0.044 och att infästningsgraden ändrade sig från ett mellanting mellan enkelt upplagd och fast inspänd till enkelt upplagd. I detta sammanhang är det värt att påpeka att randförlusterna för vissa elastiska montage kan minska och därigenom ge ett sämre reduktionstal genom att elasticiteten hos montaget försämras på grund av naturlig åldring. För de fönster som användes i referens (33) och som var monterade med kitt, konstaterades redan efter 5-6 månader efter tillverkningstillfället, dvs 4-5 månader efter det första mättillfället, att förlustfaktorn hade sjunkit till  $6 \cdot 10^{-3}$ . Ett normalt värde på enbart de inre förlusterna för glas är  $1 \cdot 10^{-3}$ .



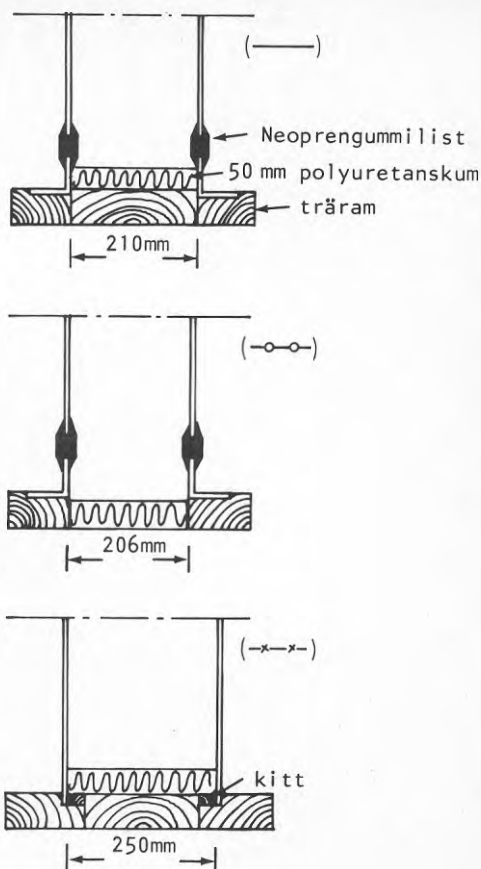
FIGUR 15 Enligt referens (33) uppmätt ljudisolering för ett  $2 \times 1.2 \times 1.8 \text{ m}^2$  stort fönster konstruerat av  $0.0064 \text{ m}$  tjockt glas vilket monterats på två alternativa sätt. Fönsterytan är uppdelad i två delytor med ett mellanliggande ramstycke. Figuren har kompletterats med enligt ekvation (33) beräknad reduktionstalskurva (—).

För dubbelkonstruktioner tillkommer en ytterligare randeffekt, nämligen transmissionen mellan dubbelkonstruktionens båda skivor via eventuella mekaniska förbindelser längs randen. Den teori som redan presenterats för effekten av mekaniska förbindelser på den ideala dubbelväggs reduktionstal, har härletts på ett så allmänt sätt att den direkt kan tillämpas på den ytmässigt begränsade dubbelväggen.  $\Delta R_M$  beräknas enligt angivna samband och relateras sedan till  $R(m_1 + m_2)$ , där  $R(m_1 + m_2)$  beräknas enligt ekvation (33) och med  $m = m_1 + m_2$ . Det i figur 15 studerade fönstret har kompletterats med en ytterligare glasskiva och motsvarande mätresultat redovisas i figur 16 för att illustrera randvillkorens inflytande på dubbelkonstruktionens reduktionstal. Som framgår av de presenterade mätresultaten så erhålles en väsentlig ljudisoleringsförbättring när det ordinära glasmontaget utbytes mot det aktuella montaget med neoprengummilister. Förbättringen kan härledas till de mekanismer som förbättrade enkelglasfönstrets isolering samt även till att transmissionen mellan glasskivorna via den flankerande träramen har minskat. Som framgår av mätvärdena för den dubbelkonstruktion för vilken ingen mekanisk förbindelse föreligger mellan de båda glasskivorna, innebär dock neoprenlisterna ej ett perfekt hinder för randtransmissionen eftersom de erhållna mätvärdena är väsentligen högre än motsvarande mätvärden med neoprenlister och massiv genomgående träram.

I figur 16 har också motsvarande teoretiskt beräknade reduktionskurvor inritats. För det ordinära fönstermontaget gäller att man har en relativt stum mekanisk förbindelse mellan glasskivorna, varför ljudisoleringen helt torde bestämmas av transmissionen via randen [ $(W_B/W_I) \gg 1$ ]. Detta bekräftas av den utmärkta överensstämmelsen mellan uppmätta värden och  $R(m_1 + m_2) + \Delta R_M$ .  $R(m_1 + m_2)$  har beräknats med hjälp av masslagsteorin för den ytmässigt begränsade skiljekonstruktionen och  $\Delta R_M$  har beräknats genom att addera transmissionsbidragen via de horisontella förbindningarna ( $b = 1.2$  m,  $\Delta R_{Mh} = 10.5$  dB) och via de vertikala förbindningarna ( $b = 1.8$  m,  $\Delta R_{Mv} = 12.3$  dB,  $\Delta R_{Mtot} = 8.3$  dB). Den ideala dubbelkonstruktionens ljudisolering har beräknats med hjälp av ekvation (14) utgående från ekvation (33). Som framgår av figur 15 ger de teoretiska sambanden något lägre värden på  $R_1$  och  $R_2$  än motsvarande uppmätta värden, ett förhållande som kan förklara den förvånansvärt goda överensstämmelsen i figur 15 mellan teori och praktik vid beaktande av att luftkaviteten mellan fönstren ej var helt utfylld med en absorber vilket ekvation (14) som bekant förutsätter. Den använda perimeterabsorbenten har dock begränsat eventuella laterala resonanser i kaviteten.



FIGUR 16 Enligt referens (33) uppmätt ljudisolering för ett  $2 \times 1.2 \times 1.8 \text{ m}^2$  dubbelfönster konstruerat av  $0.0064 \text{ m}$  tjocka glasskivor vilka monterats på tre alternativa sätt. Det teoretiskt förväntade reduktionstalet för motsvarande ideala dubbelkonstruktion utan mekanisk förbindelse mellan skivorna har beräknats enligt ekvation (14) och (33) (---),  $R(m_1 + m_2)$  har beräknats med hjälp av ekvation (33) och  $\Delta R_M$  har beräknats med hjälp av ekvation (26).



### 3.4 Dörrars ljudisolering

Ingen referens har påträffats i den tillgängliga litteraturen vilken behandlar dörrars ljudisolering. Mycket har emellertid skrivits om fönsters ljudisolering, som en direkt följd av de växande trafikbullerproblemen. Ovan presenterade teorier äger dock direkt tillämpbarhet även på dörrars ljudisolering.

#### 4. TEORI OCH ERFARENHETER RÖRANDE TILLÄMPNINGEN AV LABORATORIEDATA I FÄLT

Varje byggnad är en komplext sammansatt enhet av en mångfald olika komponenter vilka fyller olika funktioner, har konstruerats av olika material och sammanbyggts med hjälp av en mångfald olika byggnads- och monteringsförfaranden. Varje komponent ger sitt bidrag till den resulterande akustiska funktionen. Det är därför nödvändigt att beakta samtliga de inblandade byggnadskomponenternas transmissionsbidrag när man önskar uppskatta en viss skiljekonstruktions störningsavskiljande förmåga. Hur mycket ljud transmitterar via skiljeväggen respektive via eventuella dörrar, fönster, anslutande och flankerande väggar, undertak, ventilations- vatten- och elinstallationer samt via ofullständigheter i byggnaden såsom springor och ofrivilligt åstadkomna mekaniska förbindningar i exempelvis dubbelkonstruktioner (ljudbryggor)? Samtidigt kan det vid ett kontrolltillfälle, exempelvis en fältmätning, vara svårt att särskilja de olika komponenternas transmissionsbidrag. Ett undantag från denna regel har man dock när endast en av de tänkbara transmissionsvägarna svarar för en helt dominerande andel av den totalt transmitterade ljudenergin. Denna situation uppstår ofta som ett resultat av ofullständigheter i byggnaden i form av exempelvis springor.

Laboratoriemätvärden på isolerade byggnadskomponenter spelar i detta sammanhang en mycket viktig roll genom att de möjliggör produktutveckling och projekteringsberäkningar. Man bör dock beakta att laboratoriemätvärdena också de är behäftade med en naturlig osäkerhet definierad av mätosäkerheten, av att man normalt endast uttagit ett ytterst begränsat stickprov ur en fortlöpande levande produktion eller ännu vanligare specialtillverkat provföremålet samt av att funktionen påverkas av de aktuella montagen såväl i laboratorium som i fält. Mätosäkerheten är i detta sammanhang inte helt försumbar, varken vad gäller repeterbarheten inom laboratoriet eller reproducerbarheten mellan olika laboratorier.

De teorier och erfarenheter som föreligger i samband med dessa problemställningar sammanfattas nedan.

#### 4.1 Mätosäkerheten

Det finns flera mätosäkerhetsparametrar att beakta vid tillämpningen av reduktionstalsdata. För det första producerar den utnyttjade mätinstrumenteringen icke helt identiska mätresultat vid upprepade mätningar på ett och samma prov, med en och samma mätprocedur, speciellt beroende av att man utnyttjar en stokastisk brussignal för exciteringen av ljudfälten. Brussignalens tidshistoria förändras hela tiden på ett slumpmässigt sätt, eftersom dess frekvenskaraktistik är sammansatt av alla aktuella frekvenser. Denna osäkerhetsparameter kan dock normalt försummas eftersom de integrationstider som erfordras för att man skall få försumbara mätfel (0.1-0.3 dB), ej är speciellt betungande med modern instrumentering (parallellanalysator; analysen sker simultant i samtliga frekvensband). Vidare är det nödvändigt att mäta i flera olika punkter i respektive mätrum och med hjälp av de erhållna mätvärdena utföra en rumsmedelvärdesbildning eftersom ljudtrycksnivån i normala sammanhang varierar relativt kraftigt med var i rummet den studeras (ljudfälten är ej fullständigt diffusa). Den i praktiken nödvändiga begränsningen hos rumsmedelvärdesbildningen innebär sålunda en viss mätosäkerhet. Den resulterande osäkerheten av tids- och rumsvariationerna är av storleksordningen  $\pm 2 - 3$  dB vid 125 Hz och  $\pm 0.5 - 1.0$  dB vid 1250 Hz för normala laboriemätprocedurer (integrationstid ca 1 minut, 10 diskreta slumpmässigt valda mikrofonpositioner per rum alt en roterande mikrofonbana med en radie  $> 1$  m), se exempelvis referens (50). Osäkerhetsuppgifterna avser i detta sammanhang konfidensintervall med konfidensgraden 95%.

Varje laboratorium använder vidare inom ramen för de mätanvisningar som föreligger, referens (46), mätprocedurer vilka i flera avseenden skiljer sig från varandra. Några av de variabler som är inblandade i detta sammanhang, exempelvis valet av högtalare och ljudkällans placering, diffusorer och tilläggsabsorbenter, är parametrar vars betydelse enkelt kan studeras i det enskilda laboriet. Sådana repeterbarhetstest har utförts dels i akustiklaboratoriets vägglaboratorium, referens (47), och dels i akustiklaboratoriets laboratorium för dörrar, fönster och andra mindre byggnadselement, referens (48). Repeterbarhetsproblemen har även detaljanalyserats i exempelvis referens (49). Dessa undersökningar indikerar att osäkerheten ökar till att vara av storleksordningen  $\pm 3 - 4$  dB vid låga frekvenser och



$\pm 1 - 1.5$  dB vid höga frekvenser, som ett resultat av dessa faktors inflytande. Ytterligare skillnader mellan olika laboratorier föreligger genom att laboratoriernas geometriska utformning varierar, dels vad beträffar mätrummen men även vad beträffar själva provöppningen. Dessa individuella laboratoriekaraktistika är icke försumbara vilket med all önskvärd tydlighet framgått av de reproducerbarhetstest vilka utförts, se exempelvis referens (51). I denna Round Robin test utförde fem olika laboratorier mätningar på två olika lätta väggar. Skillnaderna mellan laboratorieresultaten uppgick till  $\pm 5$  dB vid låga frekvenser och till  $\pm 2 - 2.5$  dB vid höga frekvenser. I dessa uppgifter ingår också av naturliga skäl de variationer som beror av att monteringen ej var helt identisk från fall till fall. I referens (43) redovisas en observerad standardavvikelse på 1-2 dB för mätningar vilka avsåg ett upprepat montage av en och samma skiljekonstruktion.

Av denna sammanfattning framgår att laborativärden på skiljekonstruktioners ljudisolering ej bör betraktas som absoluta, utan att de normalt har en viss begränsad noggrannhet speciellt vid låga frekvenser. Många av de inblandade felen är dock till sin karaktär relativt slumpmässiga och varierar från frekvens till frekvens på ett oberoende sätt, varför situationen icke är fullt lika allvarlig om man enbart studerar exempelvis medelreduktionstalet ( $\bar{R} = (R(100\text{Hz}) + R(125\text{Hz}) + \dots)/16$ ). Av naturliga skäl är mätosäkerheten i fält ännu större eftersom mätrummen ofta är mindre väl definierade och den aktuella mätinsatsen normalt är mindre av praktiska skäl. Detta påstående gäller under förutsättning att man enbart är intresserad av skiljekonstruktionens transmissionsegenskaper för diffust ljudinfall. Om man i stället är intresserad av konstruktionens faktiska störningsavskiljande förmåga är mätrummens egenskaper visserligen faktorer som påverkar resultatet men ej inför några allvarligare fel.

#### 4.2 Produkt- och tillverkningsvariationer

Förutom ovannämnda mätosäkerheter föreligger en ytterligare faktor som är väl värd att beakta vid tillämpningen av laboratedata. Laboratoriemätvärdena har normalt erhållits på ett enstaka, ofta med speciell omsorg monterat och specialtillverkat provexemplar. De skiljekonstruktionselement som sedan tillverkas och eventuellt försäljes under samma namn som provexemplaret, är av naturliga skäl inte helt identiska med provföremålet. Tillverkningen sker med vissa material- och måttoleranser, levande material som trä användes eventuellt med åtföljande volymvikts- och volymvariationer, eventuella monteringsanvisningar är bristfälliga eller efterleves icke samt vissa delar i konstruktionen har eventuellt måst modifieras av konstruktions- eller produktionstekniska skäl. De variationer som blir resultatet av en sådan levande produktion är naturligtvis svåra att uppskatta, speciellt som de i hög grad torde bero av vilken typ av skiljekonstruktion som studeras.

En liten fingervisning om vilken osäkerhetsfaktor som ligger gömd i denna problematik erhålles dock om man studerar de resultat som erhållits för en kommersiellt tillgänglig 29 kg/m<sup>2</sup> tung skiljekonstruktion med ett medelreduktionstal på 28 dB i referens (43). I detta arbete undersöktes mätrepeterbarheten, monteringsrepeterbarheten och de mätvärdesskillnader som definierades av att fem till synes identiska provexemplar av skiljekonstruktionen studerades i det aktuella laboratoriet. Den helt dominerande andelen av de observerade variationerna kunde hänföras till att provobjekten i sig uppvisade olika ljudisoleringssegenskaper. Standardavvikelsen för tillverkningsvariationen varierade mellan 2-5 dB medan standardavvikelsen för laboratiemonteringen varierade mellan 1-2 dB och standardavvikelsen för mätproceduren varierade mellan 0.5-1 dB. De största variationerna erhöles vid de lägre frekvenserna. För en tyngre skiljekonstruktion med ett medelreduktionstal på 39 dB erhöles en standardavvikelse för tillverkningsvariationerna som var ungefär hälften av den som redovisas för den lättare konstruktionen.

Dessa erfarenheter visar att denna faktor ej bör försummas om man som tillverkare vill försäkra sig om ett i förhållande till gällande byggnadsanvisningar lyckat utfall för sina produkter.

### 4.3 Sammanstatta skiljekonstruktioner

Den totala ljudeffekt som passerar en skiljekonstruktion med ytan  $S$  och transmissionsfaktorn  $\tau$  ( $\tau = 10^{-R/10}$ ) och flödar in i mottagar- rummet är  $\tau IS$  där  $I$  är den ljudintensitet som träffar skiljekonstruktionen på sändarrumssidan. Om en störningsavskiljande konstruktion sålunda är sammansatt av flera olika delpartier med varierande akustiska egenskaper, vi känner de respektive transmissionsfaktorerna och ingen inbördes påverkan föreligger mellan de ingående komponenterna, kan man beräkna den sammansatta konstruktionens reduktionstal enligt:

$$R = 10 \log \left[ \frac{S}{\tau_1 S_1 + \tau_2 S_2 + \dots} \right]$$

$$= -10 \log \left[ \sum_{i=1}^n \frac{S_i}{S} 10^{-R_i/10} \right] \quad (36)$$

där  $S = S_1 + S_2 + \dots$  utgör den sammansatta konstruktionens totala yta och  $n$  är antalet delpartier. Uttrycket har erhållits genom addition av delytornas transmissionsbidrag varefter den totala ljudeffekten normaliserats mot, dvs dividerats med den totala ytan  $S$  för erhållande av den sammansatta konstruktionens transmissionsfaktor respektive reduktionstal.

Med hjälp av ekvation (36) kan man bedöma inverkan av ett svagare parti, t ex en dörr ( $R_1$ ) i en vägg ( $R_0$ ). Följande uttryck kan härledas ur ekvation (36) för detta specialfall.

$$R = R_0 - 10 \log \left[ \frac{S_0}{S} + \frac{S_1}{S} 10^{(R_0 - R_1)/10} \right] \quad (37)$$

där  $S = S_0 + S_1$ . Om man således i en vägg vars reduktionstal är 50 dB sätter in en dörr med ett reduktionstal på 25 dB och dörren upptar 20% av den ursprungliga väggytan, reduceras väggens reduktionstal med 18 dB, dvs det resulterande reduktionstalet blir endast 32 dB. Detta exempel visar med all önskvärd tydlighet att det är olönsamt och meningslöst att utnyttja komponenter med hög ljudisolering om det i samma system förekommer element med dålig ljudisolering. Ett diagram för beräkningar enligt ekvation (37) redovisas i referens (34).

Ljudisoleringen i en byggnad kan som redan omnämnts bero på annan transmission än direkt genom skiljekonstruktionen, s k flanktransmission. Flankerande byggnadsdelar exciteras till vibrationer i sändarrummet, vibrationerna passerar eventuella knutpunkter och strålar ut ljud i mottagarrummet. Man kan även få koppling mellan skiljevägg och anslutande konstruktioner. Tunga väggar som betong är svåra att excitera men har låg förlustfaktor och strålar ut ljud på ett effektivt sätt. Slagljud mot betongväggar uppfattas därför mycket tydligt i hyreshus. Luftljud exciterar så små vibrationer i tunga konstruktioner, att flankerande transmission orsakad av luftljud inte är något problem. Tunna konstruktioner har höga koincidensfrekvenser och då utstrålningen under koincidens är mycket ineffektiv, innebär inte heller sådana konstruktioner några stora problem ur flanktransmissionssynpunkt. Väggar med koincidensfrekvensen i mellanområdet ger därför mest flanktransmission (t ex gasbetong). Märkligt nog kan böjvågor i sådana relativt lätta (rumsskiljande) väggar passera bjälklag av betong till rakt nedanför och ovanför belägna väggar. Flanktransmissionen för sådana väggar kan minskas genom att man bryter upp transmissionsvägarna med elastiska mellanlägg. Man kan även minska utstrålningen genom att sätta en böjvek skiva med mineralullsfillning framför den strålände väggen.

Ett annat fall av flanktransmission föreligger vid väggar som endast är uppförda upp till ett undertak. Ljud kan då spridas även i utrymmet över undertaket. Detta ställer krav på reduktionstal för undertaksskivor.

Vid val av lämplig konstruktion är det som betonats viktigt att beakta samtliga delar som är inblandade i ljudtransmissionen. Uppfyller någon konstruktionsdels reduktionstal  $R_i$  nått och jämnt ställda krav måste enligt ekvation (36) alla övriga delreduktionstal vara mycket högre än  $R_i$  för att det resulterande reduktionstalet ska klara de uppställda kraven.

Exempel\_9

Vid en fältmätning gör man antagandet att all ljudtransmission sker via en speciell dörr. I själva verket har dörren ett faktiskt reduktionstal på 30 dB medan den angränsande skiljekonstruktionen har ett reduktionstal på 45 dB räknat på en total skiljeyta av 10 m<sup>2</sup>. Dörrens yta är 2 m<sup>2</sup>. Hur stort blir det uppskattade ljudisoleringsvärdet för dörren?

Eftersom den totalt transmitterade ljudeffekten är  $\tau_0 | S_0 + \tau_1 | S_1$  men man tänker sig att allt ljud passerar dörrytan  $S_1$ , bestäms dörrens ljudisolering enligt uttrycket:

$$R_1' = 10 \log \left[ \frac{S_1}{S_0 10^{-R_0/10} + S_1 10^{-R_1/10}} \right]$$

dvs tillämpat på de faktiska ljudisoleringsdatana erhålles:

$$R_1' = 10 \log \left[ \frac{2}{10 \cdot 10^{-4.5} + 2 \cdot 10^{-3}} \right] = 29.4 \text{ dB}$$

Ett fel av 0.6 dB har erhållits. Detta fel hade naturligtvis blivit mindre om skiljeväggens ljudisolering hade varit högre.

#### 4.4 Springläckage

En byggnad är till sin natur en dynamisk enhet som utsättes för kontinuerliga strukturella förändringar som ett resultat av statiska laster, vindlaster, solbelysning, temperatur- och fuktvariationer samt krympning i byggnadsmaterialen. Följden blir att det lätt uppstår springor och sprickor i för övrigt kontinuerliga byggnadsdelar. Springor förekommer naturligtvis även som ett resultat av ofullständig sammanfogning av olika byggnadselement. Dessa springor har ofta en fatal inverkan på ljudisoleringen eftersom deras reduktionstal normalt är mycket lågt. En vanligt använd uppskattning är att springors reduktionstal är av storleksordningen 0 dB, dvs all ljudeffekt som träffar springan på sändarrumssidan transmitterar till mottagarrummet. Även en yt-mässigt liten springa kan därför drastiskt sänka reduktionstalet hos en skiljekonstruktion vilken i övrigt har en god ljudisolering. Ju bättre den omgivande konstruktionens ljudisolering är desto kännbarare blir springans inverkan.

Ett effektivt sätt att förebygga uppkomsten av springor är att använda elastiska tätningsprodukter, såsom tätmassa och tätningslister. För att sådana produkter skall fungera väl erfordras att de ej hårdnar och krymper, att de bildar starka förband samt att de har ett långt elastiskt liv. Vidare är det naturligtvis viktigt att man underhåller dem och icke förstör dem genom mekanisk åverkan eller genom att de exempelvis kladdas ned med målarfärg.

Teoretiskt och praktiskt erhållna ljudisoleringsvärden för små öppningar i väggar redovisas och diskuteras i referenserna (40 - 42). Följande teoretiskt härledda samband anges för cirkulära öppningar respektive långsmala springor:

$$R_o = \begin{cases} 10 \log [(n^2 \sin^2 (K_o(L_o + 2e_o)) + 4K_o^4)/m K_o^2], & K_o \leq 1.5 \\ 0 & , 1.5 < K_o < \infty \end{cases} \quad (38)$$

$$R_s = \begin{cases} 10 \log [(2n^2 \sin^2 (K_s(L_s + 2e_s)) + 2K_s^2)/m K_s], & K_s \leq 1.5 \\ 0 & 1.5 < K_s < \infty \end{cases} \quad (39)$$

där  $R_o$  betecknar reduktionstalet för cirkulära öppningar,  $R_s$  betecknar reduktionstalet för långsmala springor,  $K_o = 2\pi f \epsilon / c$ ,  $\epsilon$  är hålradien,  $K_s = 2\pi f \beta / c$ ,  $\beta$  är springbredden,  $L_o = \ell / \epsilon$ ,  $L_s = \ell / \beta$ ,  $\ell$  är transmissionsöppningens djup och  $m, n$  är tal vars värden ansättes enligt:

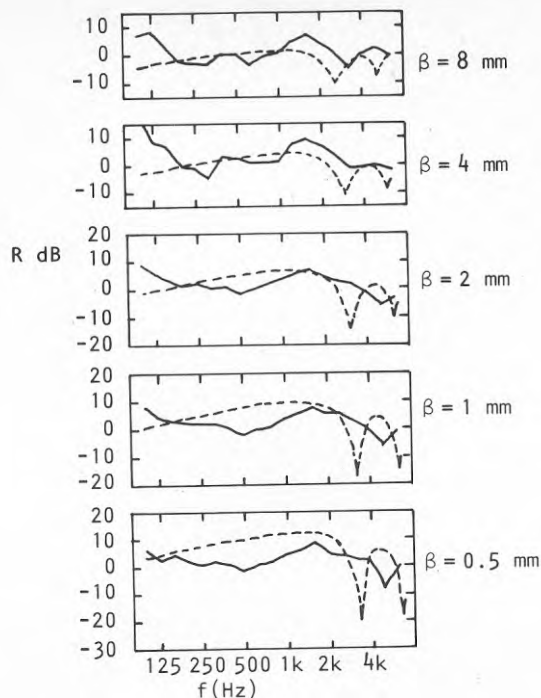
$$\left\{ \begin{array}{ll} m = 16, & \text{cirkulära öppningar} \\ n = 2, & \text{hållet beläget mitt på en vägg} \\ n = 1, & \text{hållet beläget mitt på en av väggens kanter} \\ n = 1/2, & \text{hållet beläget i ett hörn} \end{array} \right.$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} m = 8, & \text{långsmala springor} \\ n = 1, & \text{springan belägen mitt på en vägg} \\ n = 1/2, & \text{springan belägen längs väggens ena kant} \end{array} \right.$$

$e_o$ ,  $e_s$  betecknar ändkorrektionsstermer.  $e_o$  kan bestämmas med hjälp av figur 8 i referens (42), medan  $e_s$  kan bestämmas med hjälp av följande uttryck:

$$e_s = \frac{1}{\pi} (\ln(8/K_s) - 0.58) \quad (40)$$

Dessa teoretiska samband har härletts med hjälp av flera förenklingar. Bland annat har man vid härledningen av den långsmala springans reduktionstal antagit att springan är oändligt lång, att transmissionsfaktorn för diffust ljudinfall är dubbelt så stor som dess värde för vinkelrätt ljudinfall (i analogi med förhållandet vid cirkulära öppningar) och att springans begränsningsytor är ljudhårda. Förutsättningen angående springans längd innebär att teorin endast torde ge goda uppskattningar såtillvida att springans längd är större än våglängden. En jämförelse mellan teoretiskt förväntade och i laboratorium uppmätta ljudisoleringsvärden för några långsmala springor redovisas i figur (17). Som framgår av denna figur kan en springas reduktionstal väsentligen understiga 0 dB. Detta är ingen fysikalisk orimlighet, utan speglar endast den diffusa ljudfältsteorins oförmåga att åskådliggöra de faktiska ljudfältsförhållanden som utbildas i springans närfält. Springan utsättes för en större infallande ljudeffekt än som förutsäges av ljudtrycksnivån i sändarrummet och springans faktiska yta. Som framgår av de teoretiska sambanden uppstår också resonanser i springorna. Dessa uppstår när öppningarnas djup inklusive ändkorrektionsstermer är lika med en jämn multipel av  $\lambda/2$  (för långsmala springor:  $\ell + 2e_s\beta = n\lambda/2$  där  $n = 1, 2, 3, \dots$ ).



FIGUR 17 Ljudisoleringen hos en långsmal springa med djupet  $l=50$  mm och variabel bredd  $\beta$  enligt referens (41).  
 (—), experimentella värden enligt referens (40) för en 1.94 lång springa;  
 (---), enligt ekvation (39) beräknade värden.

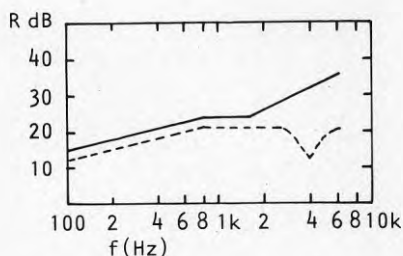
Överensstämmelsen mellan teori och praktik är relativt god om man samtidigt beaktar teorins idealiseringar och den osäkerhet som be- häftar de experimentella värdena som ett resultat av den tillämpa- de mättekniken. Experimenttekniken innebar att springans ljudtrans- mission beräknades som skillnaden mellan ljudtransmissionen när den använda skiljekonstruktionen innehöll springan respektive när skiljekonstruktionen modifierats så att det ej längre fanns någon springa. Ljudtransmissionen för de båda fallen erhöles genom att de respektive ljudisoleringsmätningarna utfördes. En sådan mät- teknik innebär alltid en större mätosäkerhet än som föreligger vid en vanlig ljudisoleringsmätning. Ju högre ljudeffekt som passerar springan desto större är dock mätnoggrannheten. Den dåliga överens- stämmelsen vid låga frekvenser torde bero på att den faktiska springans längd är mindre än våglängden. Vid experiment med olika



långa springor i referens (40) erhöjls en högre ljudisolering vid låga frekvenser ju kortare springan var. Ökningen var dock icke speciellt drastisk, utan uppgick till max 4 dB i frekvensområdet 100 - 160 Hz när springans längd ändrades från 1940 mm till 485 mm. Att vidare de teoretiskt förväntade resonanserna vid de högre frekvenserna är betydligt kraftigare beror på att man ej utfört någon medelvärdesbildning inom respektive frekvensband. Resonansdalarna överensstämmer också dåligt med varandra vilket kan förklaras av att teorin ursprungligen har härletts för vinkelrätt ljudinfall och sedan ofullständigt modifierats (mha  $m$ -värdet) till att gälla för diffusa ljudfält. Resonanserna förskjutes mot högre frekvenser vid mer strykande ljudinfall (referens 40).

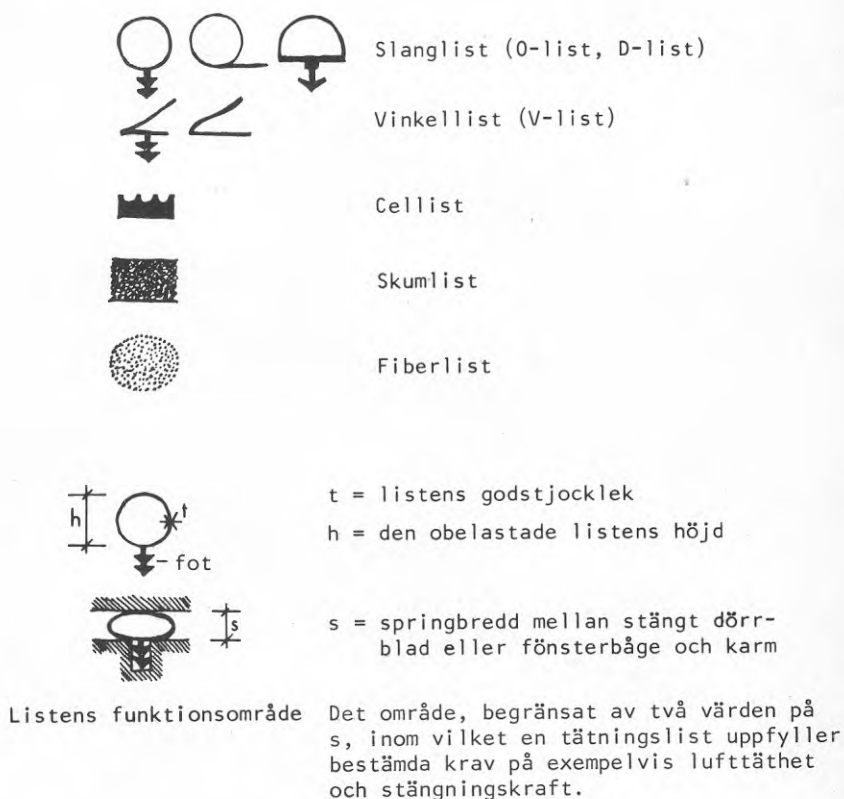
I referens (40) har också resultatet av tätning av springor studerats. Genom att använda tätslutande elastiskt kitt alternativt en tät gummilist ( $\lambda = 100$  mm,  $\beta = 4.8$  mm) erhöjls reduktionstal av storleksordningen 20 - 30 dB inom hela frekvensområdet. För en skumplastlist ( $\lambda = 50, 100$  mm,  $\beta = 4.8$  mm) erhöjls dock ett väsentligen sämre reduktionstal 0 - 15 dB. Det är sålunda viktigt att tätningsarrangemanget är lufttätt.

Som en illustration av vikten av tätning redovisas figur (18), vilken hämtats från referens (42). Denna figur visar vad man kan förvänta sig med stöd av ekvation (39) om man underlåter att förse en dörr med effektiva tätlistor.



FIGUR 18 Ljudisoleringen hos en  $2.0 \times 0.75$  m<sup>2</sup> stor och 3.5 cm tjock dörr dels när dörren är tätad (—) och dels när tätlisterna vid karmöverstycket och vid tröskeln eliminerats (---). Figuren har hämtats ur referens (42). Reduktions-talet för fallet med bristfällig tätning har beräknats med hjälp av ekvationerna (36) och (39). Spalten mellan dörrblad och karm var 0.35 cm.

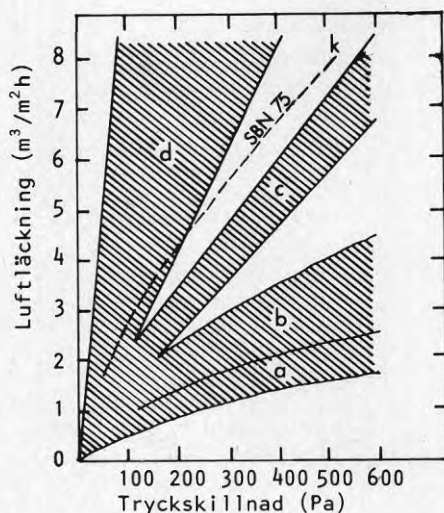
I referens (39) redovisas en funktionsstudie av tätninglistor för fönster och dörrar. På marknaden förekommande listor har undersökts med avseende på åldrings- och lufttätsegenskaper. Lufttättestexperimenterna är av speciellt intresse även ur ljudisolerings synpunkt eftersom förekommande springläckage normalt hänger intimt samman med lufttätheten. De dörrtätlistor som undersöktes studerades även med avseende på erforderlig stängningskraft. Aktuella begreppsdefinitioner enligt referens (39) illustreras i figur 19.



FIGUR 19 Illustration av några aktuella begreppsdefinitioner för tätlistor enligt referens (39).

Åldringstesten gav vid handen att specialgummiblandningar av typ silikongummi, EPDM (etenpropendiengummi med mättad kolkedja) och kloropren gummi är att föredra framför PVC i tätningslister. Endast dessa fyra material undersöktes dock. Proven innefattade tøjnings- och sättningsprov vid 22°C och 60°C under 100 dygn. Syntetgummimaterialens brukstid uppskattades till att vara av storleksordningen 10 år.

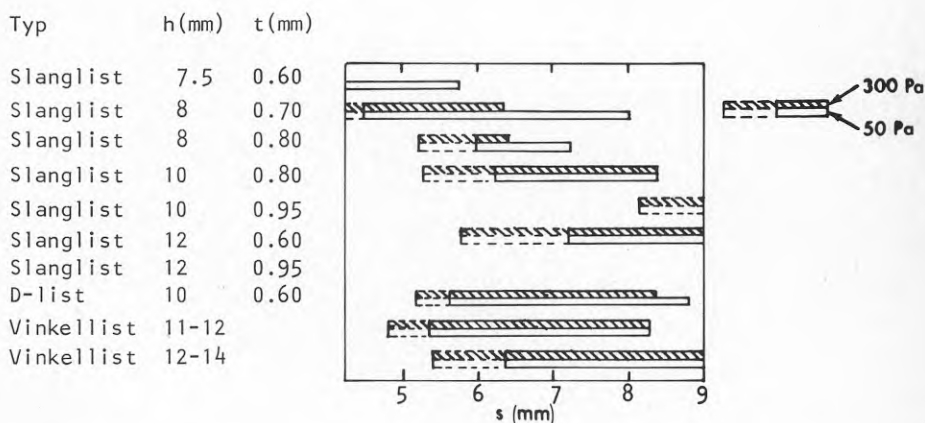
Vid de aktuella fönstertesterna användes ett 3-glas fönster konstruerat i princip enligt SIS 81 81 14 (10 x 12 M) med en nominell springbredd på 3 mm. De bästa resultaten erhöles med slanglister, av vilka de största slanglisterna (h = 7-8 mm) gav den bästa tätheten trots att dessa skarvades i hörnen till skillnad mot de tunnare slanglisterna. Skarvningen utfördes utan att listerna överlappade varandra. Lufttäthetsresultaten för testfönstret redovisas i figur (20). Undersökningen vilken utfördes med en enhetlig montering visade att det också var synnerligen viktigt var tätningslisterna monterades.



FIGUR 20 Sammanställning av försöksresultaten för olika tätningslister i ett testfönster enligt referens (39).

- a. slanglister (h = 5 - 8 mm, t = 0.5 - 0.7 mm)
- b. vinkellister (syntetgummilister, h = 6 - 9 mm, t = 0.8 - 1.3 mm)
- c. cellister (EPDM, h = 3 - 4 mm)
- d. skum- och fiberlister (skumplast, h = 4 - 7 mm, ylle, ylle + skumplast, h = 8 mm)
- k. högsta godtagna luftläckning enligt SBN 1975.

Eftersom det inte finns någon enhetlig standard för springbredden hos dörrar studerades fyra olika springbredder vid dörrtesterna: 4.6, 6.0, 7.8 och 8.3 mm. De angivna siffrorna anger faktiska medelspringbredder. Listerna monterades med överlappning i hörnen och med hjälp av ett sågspår i karmstyckena. De erhållna resultaten vilka funktionsutvärderats mot lufttäthetskraven i SBN 75 och Handikapinstitutets önskemål om en högsta stängningskraft av 25 N redovisas i figur (21). Sammanfattningsvis anges att man får ett större funktionsområde (map springbredden) ju högre listen är, varför det är lämpligt att utföra dörren med stor springbredd och välja en tätningslist med stor höjd. Ett map täthet och stängningskraft lämpligt värde på  $t$  syntes vara ca 0.7 mm. Någon ensartad tendens för slanglister kontra vinkellister kunde icke utläsas ur resultaten.



FIGUR 21 Funktionsområde för tätningslister i dörrar med avseende på lufttäthet och stängningskraft enligt referens (39). Heldragen stapel avser största stängningskraft = 25 N, streckad stapel avser utökat funktionsområde definierat av en största stängningskraft = 35 N.

Någon motsvarande undersökning av olika tätningslisters akustiska egenskaper har icke påträffats i den tillgängliga litteraturen.

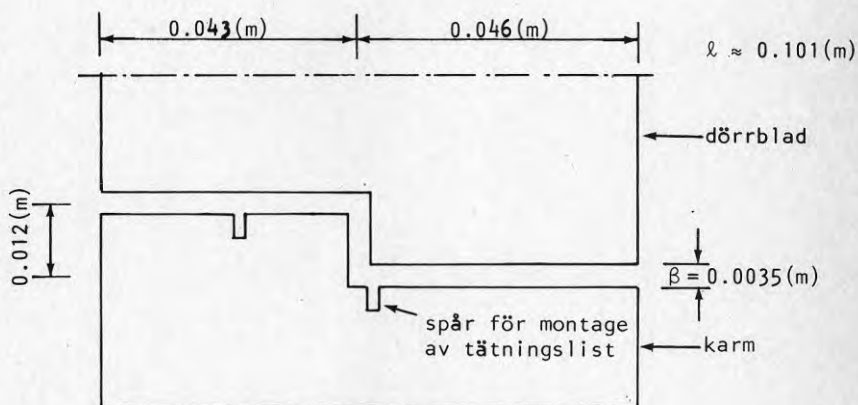
Nyttan med att använda tätmassor vid montage av lägenhets-skiljande väggar betonas och illustreras speciellt i referens (36). För att sådan tätning skall vara effektiv erfordras att tätmassan har en god elasticitet och vidhäftning samt att den anbringas på ett noggrant sätt. En begränsad undersökning av tre olika tätmassors elasticitets- och vidhäftningsegenskaper redovisas i referens (52). De undersökta tätmassorna ("Tätmassa GA" AB Bofors, "810 Inseal" Bostic AB, "Gips-0-Meric" Ljungdahls handels & fabriks AB) anbringades som en 8 mm bred fog mellan två gipsskiveprismor (13 x 70 x 100 mm) och utsattes efter varierande lagring för upprepade långsamma töjningscykler. Av proven framgick att Gips-0-Meric-massan uppvisade en mycket dålig vidhäftning mot gips och papp redan vid monteringsstillfallet, att 810 Inseal-massan hade en bättre vidhäftning mot gipsskivekartongen och var mer plastisk än GA-massan varför kravet "en tät fog" troligen uppfylles lättare med Inseal-massan samt att samtliga de undersökta fogmassorna uppvisade fullständiga eller partiella genomgående brottspringor efter mindre än eller lika med 20% töjning.

En omfattande analys av tätmassors åldrings- och deformations-egenskaper redovisas i referens (53). Denna analys visar att det inte finns någon tätmassa som kan rekommenderas generellt, vilket på ett naturligt sätt beror av att funktionsproblematiken är mycket komplex innefattande sådana frågeställningar som att tätmassornas egenskaper varierar med det faktiska klimatet, speciellt temperaturen, att de i olika grad åldras som ett resultat av exponeringen av värme, fukt, alkaliska föreningar, UV-strålning och ozon samt att det föreligger ett intimt samspel mellan åldring och hållfasthet. Vissa tätmassor tål icke ozon medan andra icke tål vatten. Vissa tätmassor blir mer varaktiga ju mer bindemedel de innehåller vilket å andra sidan ger sämre vidhäftningsegenskaper. Undersökningen poängterar vidare att denna komplexitet medför att det kan vara problematiskt att dra alltför stora växlar på laboratorieförsök. Av allmänt intresse framgår att de allra flesta tätmassor inte tål mer än högst 20% deformation samt att de har en livslängd som normalt understiger 10 - 15 år. För mera detaljerade egenskapsuppgifter för olika typer av tätmassor hänvisas till referens (53).

En vanlig tätningsåtgärd är den tätning som måste utföras av de spalter som uppstår mellan dörr- och fönsterkarmar och de omgivande väggkonstruktionerna vid monteringen av dörr- och fönsterkarmar. En sådan tätning måste förutom att den begränsar luft-, värme- och ljudtransmission ha sådana egenskaper att det inte ansamlas fukt i spalterna för konstruktioner som placeras mellan rum med större temperaturdifferenser. Äldre teknik innebar att man drevade spalterna med tjärat jutedrev varefter de förslöts med träfoder, medan dagens byggare utnyttjar speciella plastskum och mineralulls-drev eventuellt kombinerade med tätlistor eller elastiska fogmassor. Dessa olika drevningars hygroskopiska egenskaper och lufttäthet har studerats i referens (57). Av undersökningen framgår bl a att Gullfibers fogfiber 1610 (Gullfiberremsa 30 x 50 mm + polyetylenfolieklädd Gullfiberremsa 15 x 50 mm), Rockwools drevningsremsa 587 (glasullsremsa med relativt långa fibrer + T-list 8443) och platsskummat enkomponentpolyuretanskum möjliggör en utmärkt lufttäthet relativt kraven i SBN-75 medan detta inte var fallet för de övriga testade drevningsalternativen. Enbart vanligt mineralullsdrev innebar sämre lufttäthet. Någon motsvarande undersökning av spalttätningens akustiska egenskaper har ej påträffats i den tillgängliga litteraturen.

## Exempel 10

En laboratoriemätning utfördes i provningsanstaltens dörrlaboratorium på en  $1.94 \text{ m}^2$  stor dörr. Dörren studerades dels när den var normalt monterad med två tätningslistor, dels när den var fullständigt tätad med tejp på både sändarrums- och mottagarrumssidan och dels när samtliga tätningsarrangemang inklusive tätningslisterna eliminerats. Den utan tätningslistor definierade springan mellan dörrblad och karm var ca  $0.0170 \text{ m}^2$  stor längs karmsidostyckena och karmöverstycket, medan springan mellan dörrblad och tröskel var ca  $0.00273 \text{ m}^2$  stor (Modul 9x21). Dessa uppgifter utgör medelvärden av springornas ytor på sändarrums- resp mottagarrumssidan. Springans djup uppskattades till  $0.101 \text{ (m)}$  och dess geometri framgår av vidstående tvärsnittsritning för konstruktionen. De angivna måtten anger uppmätta medeldimensioner.



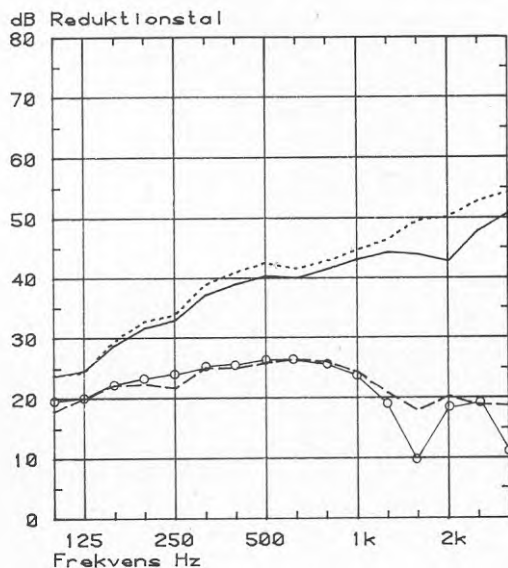
FIGUR 22 Tvärsnitt av dörrblad - karmanslutning

De erhållna mätresultaten presenteras i figur 23. I denna figur har också de reduktionstalsvärden inritats som erhållits för den helt otätade dörren med hjälp av ekvation (39) och (36). Dessa beräkningar presenteras i nedanstående beräkningstabell. Den helt tätade dörrens reduktionstal betecknas med  $R_D$ ,  $\tau_{s1} = \tau_1 (S_{s1}/S_D)$  betecknar det normaliserade transmissionsbidraget från tröskel-

springan och  $\tau_{s_2} = \tau_2 (S_{s_2} / S_D)$  betecknar det övriga springläckagets normaliserade transmissionsbidrag. Läckaget vid tröskeln har ett annorlunda  $n$ -värde än det övriga springläckaget. Dörrens resulterande reduktionstal erhålles enligt:

$$R = 10 \log \left[ 1 / (\tau_D + \tau_{s_1} + \tau_{s_2}) \right]$$

En approximativ medelvärdesbildning har utförts inom de frekvensband där springtransmissionsresonanserna inträffar.



FIGUR 23 Reduktionstalsvärden för en dörr med olika grad av tätning.

(—), laboratiemätning, normalt montage, två stycken tätningslister; (·····), laboratiemätning, fullständigt tätad dörr (tätningen kompletterad med tejp på båda sidorna); (---), laboratiemätning, dörren helt utan några tätningsarrangemang, springan definieras i figur (22); (o—o—o), teoretiskt förväntat resultat beräknat med hjälp av ekvation (39) och mätvärdena för fullständigt tätad dörr.

Kommentar: Överensstämmelsen mellan teori och praktik är trots att springan ej är rak överväldigande god med ett litet undantag för resonanstransmissionens storlek. En riktigare medelvärdesbildning av ekvation (39) inom resp frekvensband hade troligen givit en bättre överensstämmelse vid resonansfrekvenserna. Den presenterade teorin synes vara mycket användbar.



BERÄKNINGSTABELL

f	$K_s$	$e_s$	$\sin^2 [K_s(L_s + 2e_s)]$	$\tau_1 (n=\frac{1}{2})$	$\tau_2 (n=1)$	$R_D$	$\tau_D$	$\tau_{s1}$	$\tau_{s2}$	$R_{res}$
100	0.0064	2.08	0.0481	2.13	0.53	23.8	0.00417	0.00300	0.00465	19.3
125	0.0080	2.01	0.0679	1.89	0.47	24.5	0.00355	0.00266	0.00412	19.9
160	0.0103	1.93	0.1088	1.51	0.38	29.5	0.00112	0.00213	0.00333	21.8
200	0.0128	1.86	0.1649	1.24	0.31	32.8	0.00052	0.00175	0.00272	23.0
250	0.0160	1.79	0.2472	1.04	0.26	34.0	0.00039	0.00147	0.00228	23.8
315	0.0202	1.72	0.3694	0.87	0.22	38.9	0.00013	0.00123	0.00193	24.8
400	0.0256	1.64	0.5384	0.76	0.19	41.0	0.00008	0.00107	0.00167	25.5
500	0.0321	1.57	0.7336	0.70	0.18	42.7	0.00005	0.00099	0.00158	25.8
630	0.0404	1.50	0.9225	0.70	0.18	41.6	0.00007	0.00099	0.00158	25.8
800	0.0513	1.42	0.9967	0.82	0.21	42.9	0.00005	0.00116	0.00184	25.2
1000	0.0641	1.35	0.8071	1.27	0.32	44.7	0.00003	0.00179	0.00281	23.3
1250	0.0801	1.28	0.3392	3.51	0.93	46.4	-	0.00495	0.00816	18.8
1400	0.0897	1.24	0.1025	10.65	3.25	-	-	-	-	-
1600	0.1026	1.20	0.0049	34.85 <sub>≈</sub> 18	26.60 <sub>≈</sub> 10	49.7	-	0.02538	0.08770	9.5
1800	0.1154	1.16	0.1980	7.35 <sub>≈</sub> 4.1	2.18 <sub>≈</sub> 1.2	-	-	-	-	-
2000	0.1282	1.13	0.5675	3.24 <sub>≈</sub> 4.1	0.88 <sub>≈</sub> 1.2	50.3	-	0.00578	0.01052	17.9
2500	0.1602	1.06	0.9354	2.47 <sub>≈</sub> 3.2	0.67 <sub>≈</sub> 0.9	52.7	-	0.00451	0.00789	19.1
2800	0.1795	1.02	0.4442	5.01 <sub>≈</sub> 3.2	1.51 <sub>≈</sub> 0.9	-	-	-	-	-
3150	0.2020	0.99	0.0021	19.56 <sub>≈</sub> 10	18.83 <sub>≈</sub> 8	54.3	-	0.01410	0.07016	10.7
3500	0.2244	0.95	0.3455	6.56 <sub>≈</sub> 10	2.27 <sub>≈</sub> 8	-	-	-	-	-
$S_s$				0.00273	0.0170					
$S_s/S_d$				0.00141	0.00877					

#### 4.5 Korrelation mellan laboratorie- och fältdata

De i en byggnad ingående störningsavskiljande konstruktionerna är alltid sammansatta av flera olika konstruktionselement, varför respektive skiljekonstruktions ljudisolering bestäms av de ingående elementens ljudisolering, de flankerande elementens transmission och av eventuellt förekommande springläckage. Det enskilda elementets ljudisolering är således i normalfallet endast en av parametrarna i ett större komplex, varför det kan vara besvärligt att genomföra ett isolerat mättekniskt studium av dess ljudisolering. Om emellertid flanktransmissionen och de övriga konstruktionselementens ljudtransmission är försumbar eller kända och montage vidare är utfört på ett så skickligt sätt att något springläckage ej förekommer, är det fullt möjligt att mättekniskt fastställa elementets ljudisolering. Flera sådana specialfall har studerats i referens (7) och (37). De mätningar som utfördes dels med omöblerade och dels med normalt möblerade rum, visade att en utmärkt korrelation förelåg mellan lab- och fältvärden, speciellt om mättrummen var omöblerade. Samtidigt gjordes observationen att fälttestvillkoren signifikant kunde påverka mätresultaten. Fältreduktionstalet kunde vara upp till 5 dB högre vid låga frekvenser som ett resultat av de möblerade rummens ofullständiga diffusitet. Även vid högre frekvenser och speciellt inom de studerade konstruktionernas koincidensområden observerades högre mätvärden om mättrummen var försedda med möblemang. Dessa erfarenheter visar att det inte finns något skäl varför det enskilda konstruktionselementet i sig skulle uppvisa en sämre ljudisolering i fält än i laboratorium, ett förhållande som ofta felaktigt framhäves. Övanstående observationer tyder snarare på motsatsen.

Situationen i den färdiga byggnaden är dock normalt icke så gynnsam, utan flanktransmission och springläckage förekommer som avsevärt sänker den sammansatta skiljekonstruktionens störningsavskiljande förmåga. Den största boven i detta sammanhang är utan tvekan springläckageproblematiken, vilket påpekas i flera diskussioner rörande tillämpbarheten av laboratoriedata i fält, se exempelvis referens (35) och (36). Åtgärderna för att motverka uppkomsten av springläckage är emellertid relativt billiga och kräver i övrigt endast medvetna och kunniga byggare och byggkontrollanter.

## TILLKÄNNAGIVANDE

Föreliggande manus har elegant och skickligt renskrivits av akustiklaboratoriets sekreterare Ann-Sofie Lindblom.

Arbetet har utförts som en inledning på BFR projekt 770900-4.



## REFERENSER

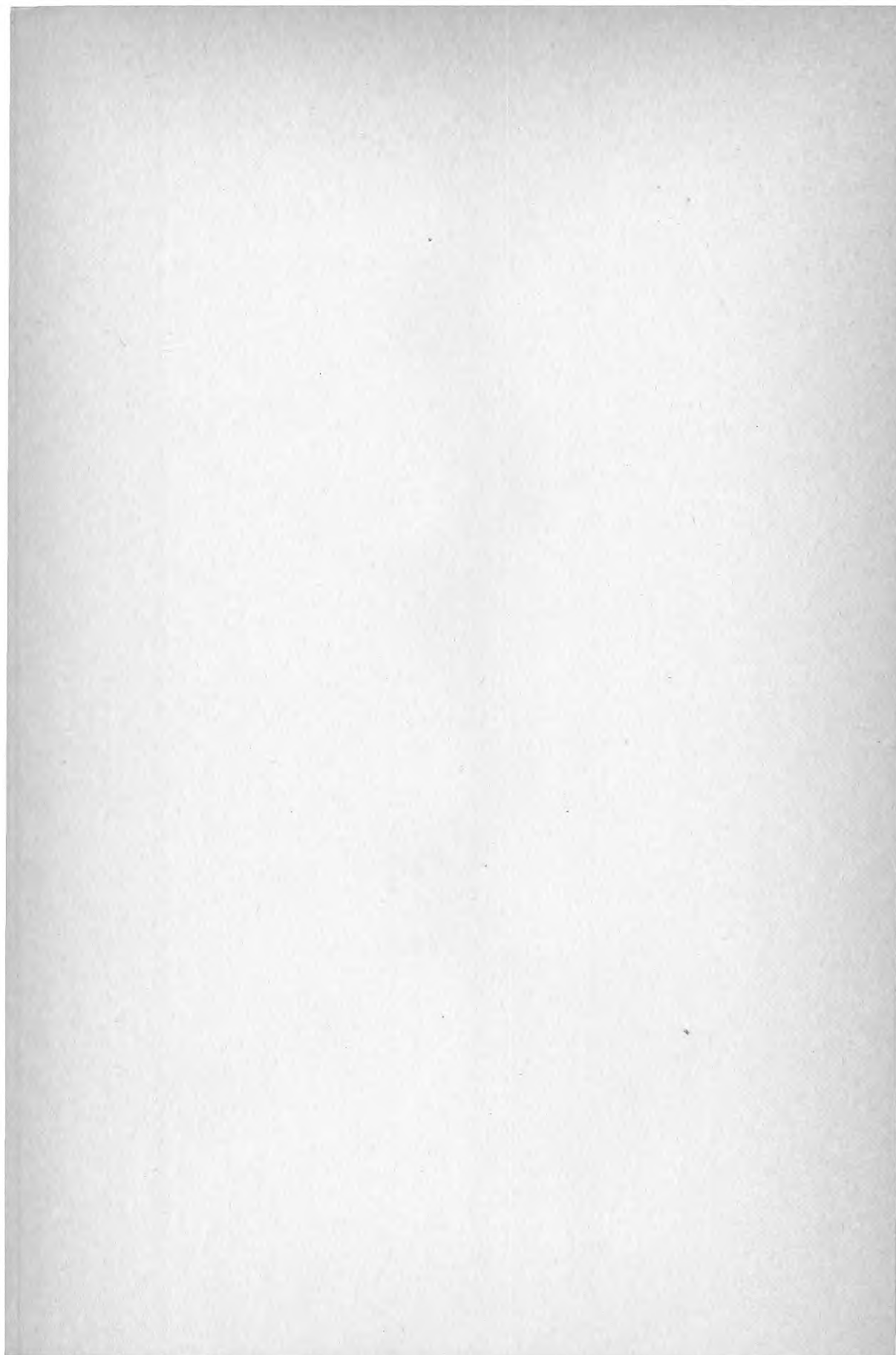
1. T.J. SCHULTZ 1973 *Noise Control Engineering* 1, 4-15. How noise creeps past the building codes.
2. T.J. SCHULTZ 1973 *Noise Control Engineering* 1, 90-97. A-level differences for noise control in building codes.
3. R.V. WATERHOUSE 1957 *Journal of the Acoustical Society of America* 29, 544-547. On standard methods of measurement in architectural acoustics.
4. M.C. GOMPERTS 1974 *Acustica* 31, 138-142. A new single number rating for sound insulation.
5. L.L. BERANEK 1971 *Noise and Vibration Control* Mc Graw-Hill Inc.
6. B.H. SHARP 1978 *Noise Control Engineering* 11, 53-63. Prediction methods for the sound transmission of building elements.
7. R.E. JONES 1976 *Sound and Vibration*, 14-25. How to accurately predict the sound insulation of partitions.
8. Research paper FPL 309 Forest products laboratory Forest Service US. Department of agriculture 1978. Sound insulation evaluation of high-performance wood-frame party partitions under laboratory and field conditions.
9. A. ORDUBADI and R.H. LYON 1979 *Journal of the Acoustical Society of America* 65, 133-139. Effect of orthotropy on the sound transmission through plywood panels.
10. Bygg, Handbok för Hus-, Väg- och Vattenbyggnad del II
11. Privat kommunikation.
12. V.I. ZABOROV 1965 *Soviet Physics Acoustics* 11, 135-140. Sound insulation of double walls joined at the edges.
13. K. GÖSELE und U. GÖSELE 1977 *Acustica* 38, 159-166. Einfluss der hohlraumdämpfung auf die steifigkeit von luftschichten bei doppelwänden.
14. W. LONEY 1969 *Journal of the Acoustical Society of America* 49, 385-390. Effect of Cavity Absorption on the Sound Transmission Loss of Steel-Stud Gypsum Wallboard Partitions.
15. E.C. SEWELL 1970 *Journal of Sound and Vibration* 12, 21-32. Transmission of reverberant sound through a single-leaf partition surrounded by an infinite rigid baffle.
16. K. GÖSELE, U. GÖSELE und B. LAKATOS 1977 *Acustica* 38, 167-174. Einfluss einer gasfüllung auf die schalldämmung von isolierglasscheiben.
17. K.S. NORDBY 1978 *Noise Control Engineering*, 22-32. Measurement and evaluation of the insertion loss of panels.

18. G. VENZKE, P. DÄMMIG und H.W. FISCHER 1973 *Acustica* 29, 29-40. Der einfluss von versteifungen auf die schallabstrahlung und schalldämmung von metallwänden.
19. J.L. GUYADER and C. LESUEUR 1978 *Journal of Sound and Vibration* 58, 69-86. Acoustic transmission through orthotropic multilayered plates, part II: Transmission loss.
20. C.L. DYM and M.A. LANG 1974 *Journal of the Acoustical Society of America* 56, 1523-1532. Transmission of sound through sandwich panels.
21. M.A. LANG and C.L. DYM 1975 *Journal of the Acoustical Society of America* 57, 1481-1487. Optimal acoustic design of sandwich panels.
22. C.L. DYM, C.S. VENTRES and M.A. LANG 1976 *Journal of the Acoustical Society of America* 59, 364-367. Transmission of sound through sandwich panels: A reconsideration.
23. G. KURTZE and B.G. WATTERS 1959 *Journal of the Acoustical Society of America* 31, 739-748. New wall design for high transmission loss or high damping.
24. C.P. SMOLENSKI and E.M. KROKOSKY 1973 *Journal of the Acoustical Society of America* 54, 1449-1457. Dilational-mode sound transmission in sandwich panels.
25. Privat kommunikation med Bo Fransson, Byggnadstekniska laboratoriet, Statens provningsanstalt.
26. E.C. SEWELL 1970 *Journal of Sound and Vibration* 12, 33-57. Two-dimensional solution for transmission of reverberant sound through a double partition.
27. Privat kommunikation med Anders Lundström, Institutionen för hållfasthetslära, Lunds tekniska högskola.
28. G. FAGERLUND 1974 Mätrapport från avd. för byggnadsmateriallära, Lunds tekniska högskola. Bestämning av dynamisk styvhet och förlustfaktor för skivor av glasull, stenull, expanderad polystyren och kork. Uppdragsgivare: Gullfiber AB.
29. Privat kommunikation med Ingvar Folkesson, Gullfiber AB.
30. M.C. BHATTACHARYA, R.W. GUY and M.J. CROCKER 1971 *Journal of Sound and Vibration* 18, 157-169. Coincidence effect with sound waves in a finite plate.
31. E.C. SEWELL and W.A. UTLEY 1974 *Journal of Sound and Vibration* 34, 131-141. The effect of resilient fillings on direct and flanking sound transmission with cavity masonry walls.
32. M.C. GOMPERTS 1977 *Acustica* 37, 93-102. Sound radiation from baffled, thin, rectangular plates.
33. W.A. UTLEY and B.L. FLETCHER 1973 *Journal of Sound and Vibration* 26, 63-72. The effect of edge conditions on the sound insulation of double windows.

34. Svensk Byggnorm 67, s 229.
35. E. ELLWOOD 1972 Sound and Vibration June, 14-18. The Anatomy of a wall.
36. J.K. HILLIARD 1977 Noise Control Engineering May-June, 138-142. Practical considerations in a field evaluation of acoustically effective party walls and floors.
37. R.E. JONES 1975 Journal of the Acoustical Society of America 57, 1138-1149. Effects of flanking and test environment on lab-field correlations of airborne sound insulation.
38. J. LANG 1972 Applied Acoustics 5, 21-37. Differences between acoustical insulation properties measured in the laboratory and results of measurements in situ.
39. I. HÖGLUND och B. WÄNGGREN 1979 Rapport T7:1979 Statens Råd för Byggnadsforskning. Funktionsstudier av tätninglistor för fönster och dörrar.
40. T. KIHLMAN 1963 Rapport 93 Statens Råd för Byggnadsforskning. Ljudtransmission genom springor.
41. M.C. GOMPERS and T. KIHLMAN 1967 Acustica 18, 144-150. The sound transmission loss of circular and slit-shaped apertures in walls.
42. M.C. GOMPERS 1964 Acustica 14, 1-16. The "Sound Insulation" of circular and slit-shaped apertures.
43. R.W. FEARN 1974 Journal of Sound and Vibration 34, 147-148. Sound transmission tests.
44. J. HAGSTEDT och P. NYSTRÖM Rapport R91:1977 Statens Råd för Byggnadsforskning. Ljud-, brand- och värmeisolerande egenskaper.
45. S.G. LEKHNITSKII Theory of elasticity of an anisotropic elastic body. Translation from Russian by P. FERN, HOLDEN DAY, San Fransisco, 1963.
46. International Standard ISO 140-1978 Acoustics-Measurement of sound insulation in buildings and of buildings elements.
47. SP-MET 1978:3 Övre luftljudslaboratoriet för väggar.
48. SP-MET 1978:2 Luftljudslaboratoriet för dörrar, fönster och andra mindre byggnadselement.
49. K. BODLUND 1977 Journal of Sound and Vibration 50, 253-283. A study of diffusion in reverberation chambers provided with special devices.
50. K. BODLUND 1976 Journal of Sound and Vibration 45, 539-557. Statistical characteristics of some standard reverberant sound field measurements.
51. T. KIHLMAN and A.C. NILSSON 1972 Journal of Sound and Vibration 24, 349-364. The effects of some laboratory designs and mounting conditions on reduction index measurements.

52. P.G. BURSTRÖM 1974 Mätrapport från avd. för byggnadsmateriallära, Lunds tekniska högskola. Provnig av tre olika fabrikat av tätmassor. Uppdragsgivare: AB Gyproc, Malmö.
53. P.G. BURSTRÖM 1979 Report TVBM-1002 Division of building materials, University of Lund. Ageing and deformation properties of building joint sealants.
54. M. HECKL 1960 Acustica 10, 98-108. Die Schalldämmung von homogenen einfachwänden endlicher fläche.
55. E.L. BACK, E.I.E. DIDRIKSSON och K.G. NORBERG 1971 Meddelande Nr 79 Serie B, Svenska Träforskningsinstitutet. En jämförelse av byggskevors mekaniska egenskaper, särskilt för icke bärande konstruktioner.
56. B. ROMAN 1979 Rapport TRITA-BYMA 1979:1 från avdelningen för byggnadsmateriallära, KTH, Stockholm. Samordning av planerade projekt rörande cellplaster i samverkanskonstruktioner.
57. A. GRÖNLUND Redovisning av BFR-projekt 760789-2 till Svenska Träforskningsinstitutet, BYGG DOK. Några drevningsmaterials hygroskopiska egenskaper och lufttätthet.







**Denna rapport hänför sig till forskningsanslag  
770900-4 från Statens råd för byggnadsforskning  
till Statens Provningsanstalt, Akustiklaboratoriet,  
Borås.**

**R60: 1980**

**ISBN 91-540-3254-7**

**Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm**

**Art.nr: 6700160**

**Abonnemangsgrupp:  
Z. Konstruktioner o. material**

**Distribution:  
Svensk Byggtjänst, Box 7853  
103 99 Stockholm**

**Cirka pris: 30 kr exkl moms**