

防振遮音天井の音響振動連成解析

Vibro-Acoustic Analysis for Suspended Ceilings

竹林 健一 田中 彩
安藤 啓¹⁾ 山口 誉夫²⁾

要 約

防振遮音構造の効果を精度良く予測するためには有限要素法などの利用が考えられるが、モデル化の妥当性や解析精度に関する十分な検討がなされていない。本報では、防振遮音天井の固体音放射を対象とした実験及び有限要素法による解析結果を比較し、モデル化と解析手法に関する妥当性を検討した。防振支持されたスラブから下階への放射音については精度よく予測でき、モデル化及び解析手法の妥当性が確認できた。防振遮音天井を設置した場合の下室への音響放射については、実測と解析で概ね傾向は一致した。実測と解析の乖離が大きくなる条件としては、天井懐の空気をモデル化しない場合や、天井裏空間の音響モード数が少なく、天井部材の振動が音響放射の主体となる場合であるということが分かった。予測精度を向上させるためには、天井懐の空気をモデル化するということが、及び天井部材の振動特性をより精密に予測する必要があると示唆された。

目 次

- I. はじめに
- II. 検討対象
- III. 解析手法
- IV. 実験及び解析の比較
- V. まとめ

I. はじめに

床衝撃音に代表される固体音や隣接する居室間及び外部と居室間の遮音の問題は、建築において重要な検討要素である。静謐さが求められる居室や、発生源レベルの大きい居室、なんらかの加振力が入力される居室などに対する防音対策としては、浮き床や防振遮音天井などの遮音や吸音、防振や制振を組み合わせた防振遮音構造が用いられることがある。しかし、遮音や固体音に対する防振遮音構造の効果、すなわち、固体伝搬を含めた居室間での音圧レベル差を精度良く予測することは難しい。防振遮音構造においては、振動伝搬、固体音の放射や透過、部屋の音響モードや吸音など様々な現象を同時に考慮する必要があり、この複雑さが予測を困難にしている要因である。これに対し、その効果を精度よく推定するには、有限要素法 (FEM) などの数値解析手法の利用が考えられる。建築物においては、二重壁の遮音やスラブ素面に対する床衝撃音の数値解析例はあるが[1,2]、浮き床や遮音

天井などを組み合わせた複合防振遮音構造について、評価対象居室の音圧レベル予測までを行った例は少ない。FEM などの数値解析手法を用いて精度の良い結果を得るためには対象の適切なモデル化が必要であるが、問題への取り組みが少なく、モデル化や解析精度に関して十分な検討がなされていない。これは、モデル作成も含み解析に時間を要することや、メモリの問題で数値計算の活用が容易でなかったためと考えられる。しかし、高い計算機能力が以前に比べて低コストで得られることや、3D CAD 及び BIM (Building Information Modeling) を活用してモデル作成を行うことにより、数値解析を音響設計に用いることの障害は下がりつつある。

本研究では、防振遮音構造の効果予測に関し、数値計算手法及び対象のモデル化妥当性について検討を行い、建築物の合理的な音響設計を可能にすることを目的としている。本報では防振遮音構造として防振遮音天井を対象とし、室内に対する固体音放射に関する実験及び解析を行う。そして、両者の結果を比較し、解析手法やモデル化の妥当性に関して検証を行う。

II. 検討対象

1. 防振遮音天井

対象とした防振遮音構造の構成を Fig. 1 に示す。天井はせ

1) 安藤環境コンサルタント Andow Environmental Consultant

2) 群馬大学 Gunma University

キーワード : 防振遮音構造, 有限要素解析, 固体音, 遮音, 防振, 吸音, 吊り天井

Keywords : sound proofing structure, finite element analysis, structure-borne sound, sound insulation, vibration isolation, sound absorption, suspended ceiling

っこうボード 15 mm 2 枚貼り, 天井下地 (野縁, 野縁受け, クリップ), 吊りボルト, 防振ハンガーから構成されているものである。せっこうボードはビスで下地に打ち付け, ボード同士の接着はしていない。天井懐は 300 mm とした。設定した天井防振系の固有振動数は約 10 Hz である。天井ボードと梁との隙間は 5 mm とし, 隙間を幅 15 mm, 厚さ 10 mm のウレタンで塞いだ。但し, 強く接触させた場合, 天井の振動性に影響を与えたと考え, 若干触れた程度の抑えとした。天井裏面には吸音材としてグラスウール (GW) かさ密度 24 kg/m³ 厚さ 50 mm を敷きこんだ。

防振遮音天井を支持する天井スラブは 2,880 mm × 2,250 mm × 150 mm の RC であり, 固有振動数が 20 Hz 程度になるように設定した防振材で建物躯体から支持されている。防振遮音天井が実際に建物内で使用される場合, 防振支持されたスラブから防振天井が吊られることは少ないが, 本研究においては, 天井からの透過及び放射を検討対象とするため, このような構成とした。天井が取り付けられる部屋はせっこうボード 2 枚貼りで四周围まれており, 部屋の内寸は 2500 mm × 2000 mm × 3950 mm である。床は固定 RC スラブ (躯体) である。さらに Fig. 1 に示すように, 床スラブから空気層 600 mm を設けて GW 32 kg/m³ を 300 mm 敷設し, 壁面は同密度の GW 100 mm を設置している。これにより下階の音響モードの影響を抑え, 天井からの音響放射が支配的となるようにした。

2. 加振及び応答条件

天井スラブへの加振位置はスラブ中央及び端部の 2 条件とし, 応答点としては, スラブ駆動点, 天井ボード面中央 1 点, 実験室内の 3 点とした (Fig. 2)。実験において加振はインパクトハンマを用い, 振動加速度ピックアップを用いて天井スラブ上及び天井ボード面の鉛直方向振動加速度を測定した。またマイクロホンを用いて受信室内の音圧を測定した。本論文では上記の物理量をインパクトハンマの加振力で基準化した振動加速度及び音圧 (アクセランス, 基準化音圧) を算出した。解析においては実験と対応する節点に単位加振入力を与え, 応答点にてアクセランス, 基準化音圧を算出した。

実空間における構造体への加振方法はさまざまであり, 遮音であれば音圧加振, 床衝撃音であればバングマシンやボールなどが用いられるが, 本稿においては, インパクトハンマを用いた加振とした。バングマシンなどを用いた場合は加振力の大きさから非線形性などが議論されているが [5], 線形領域における加振に対する応答を精度よく予測することが現状の目的であり, そのような加振の条件に付いては今後の検討課題としておく。

Fig. 3 に実験機器を示す。前述したように, 加振はインパクトハンマを用い, 応答側は加速度ピックアップ及びマイクロホンを用い, 振動加速度及び音圧を測定した。

III. 解析手法

1. 音響振動連成解析 FEM

解析は有限要素法を用い, 振動場と音場を境界面で連成させたマトリクス方程式を構成した。

$$\left(\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{ss} & \mathbf{K}_{sa} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K}_{aa} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{ss} & \mathbf{0} \\ \mathbf{M}_{as} & \mathbf{M}_{aa} \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \mathbf{u} \\ \mathbf{p} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{f}_s \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

ここで添え字 s 及び a はそれぞれ振動場 (structural field), 音場 (acoustical field) を示す。K_{ss} 及び M_{ss} は振動場, K_{aa} 及び M_{aa} は音場の剛性・質量行列である。K_{sa} 及び M_{as} は音場と振動場を連成するための行列である。u [m] は振動場の節点変位ベクトル, p [Pa] は音場の節点音圧ベクトル, f_s [N] は振動場節点に作用する加振力ベクトル, ω [rad/s] は角速度である。但し, 振動場と音場を一度に解析すると非常に計算時間が掛かることから, 音場・振動場を別々に固有値解析し, 得られた固有モードをモード座標上で連成させ, 連成系全体固有値・固有モードを得るといった部分構成法 [3] を用いた。

2. 周波数応答計算

全体の固有値・固有モードが得られた場合, 式 (2) から変位や音圧の周波数応答を計算できるが, 振幅の高さを決定するためには, モード減衰 ε⁽ⁱ⁾ が必要である。本稿では各部及び

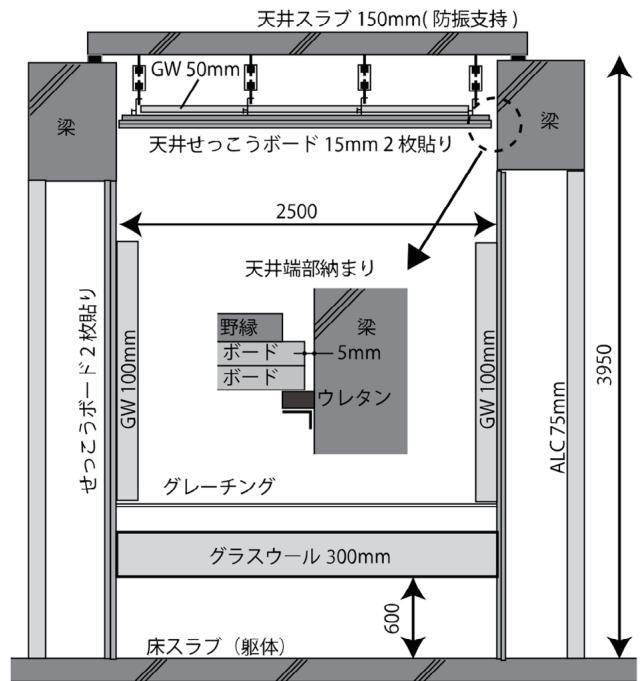


Fig. 1 天井及び実験室の構成 (Experimental Setup of Suspended Ceiling and Receiving Room)

Table 1 材料定数 (Material Parameters)

材料	ヤング率	ポアソン比	密度	損失係数	
				η	χ
(単位)	(N/m ²)	-	(kg/m ³)	-	-
RC	3.2e10	0.17	2400	0.02	-
ボード	4.5e9	0.3	980	0.04	-
鉄	2.1e11	0.3	7800	0.005	-
空気	1.4e5	-	1.2	0.0025	-0.0025
GW	1.1e5	-	1.4	0.1	-1.0

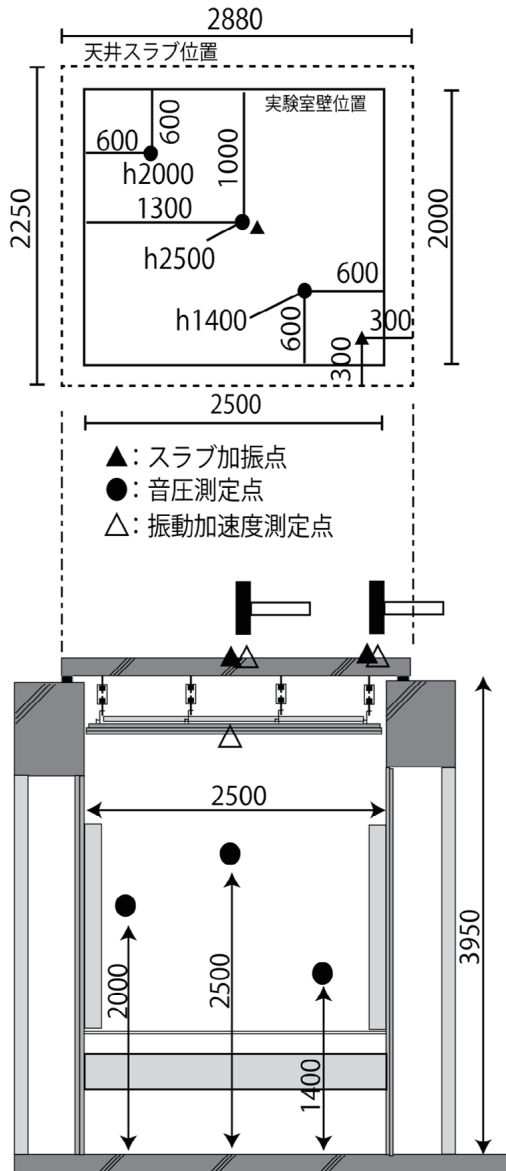


Fig. 2 スラブ加振位置, 実験室内音圧応答点 (Excitation Points on Concrete Slab and Measuring Points of Sound Pressure inside Receiving Room)

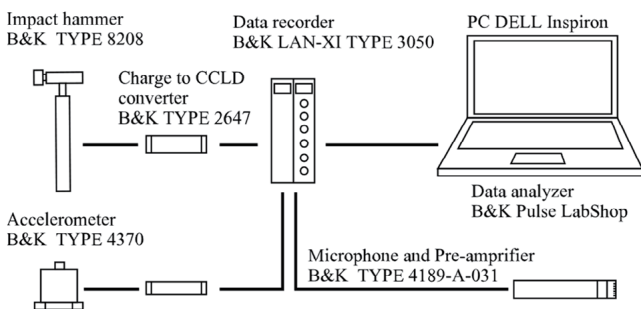


Fig. 3 測定ブロックダイアグラム (Block Diagram of Measurement System)

空気の損失係数を考慮し, 筆者らが提案した音響振動連成型の MSKE 法 (Modal Strain and Kinetic Method) [4]を用いてモード減衰を求め, 周波数応答を算出した。

$$x_r(\omega) \text{ or } p_r(\omega) = \sum_{i=1}^M \frac{\phi_r^{(i)} \psi_q^{(i)}}{\lambda^{(i)} - \omega^2 + j\lambda^{(i)} \varepsilon^{(i)}} f_q(\omega) \quad (2)$$

ここで, $x_r(\omega)$ 及び $p_r(\omega)$ は自由度 q を加振力 $f_q(\omega)$ で加振した際の自由度 r における変位[m]及び音圧[Pa], $\lambda^{(i)}$ は i 次モードの固有値, $\psi_q^{(i)}$ 及び $\phi_r^{(i)}$ は左右固有ベクトルである。

3. 解析モデル及び解析条件

解析モデルを Fig. 4 に示す。スラブ及びその防振支持, 天井の支持材及び吊り材, 天井材, 天井裏空間及び下階受音室の空気, 吸音材 (GW) をそれぞれ有限要素法でモデル化した。スラブは 8 節点ソリッド要素, 天井せっこうボードは 4 節点厚板シェル要素, 天井下地 (野縁, 野縁受, 吊りボルト) は梁要素, スラブを支持する防振材及び防振天井の防振ハンガーはバネ要素でモデル化した。天井裏及び受音室内部の空

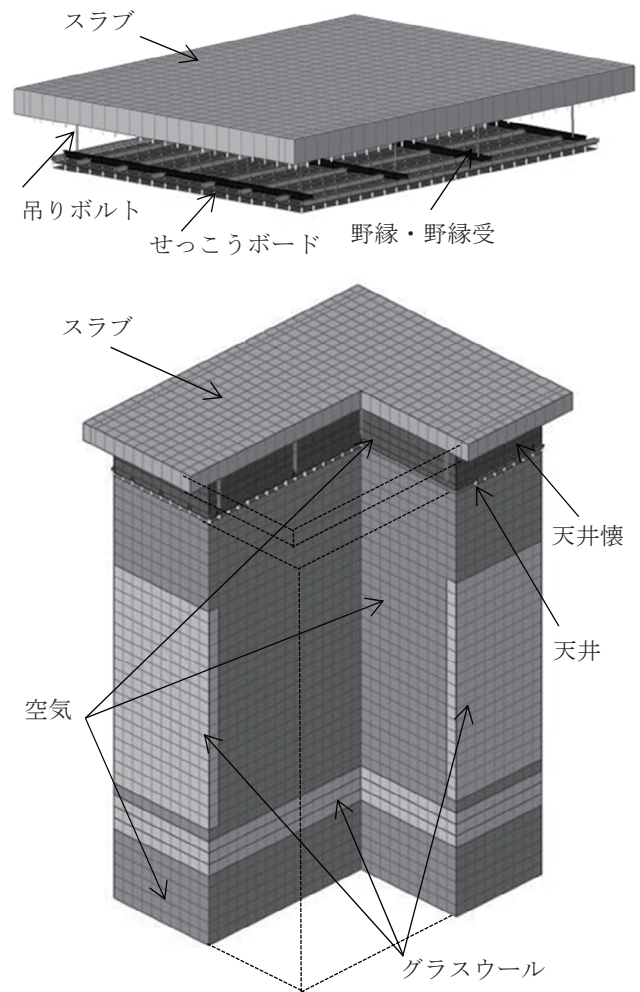


Fig. 4 FEM 解析モデル (FEM Analytical Model)

気は8節点音圧要素, GWも8節点音圧要素を用い, 等価流体としてモデル化した。下階実験室の壁面及び床面はモデル化せず, 音響的に完全剛を仮定した。境界条件として, 天井ボードは2枚をバネ定数 10^{10} N/m のバネで接合させた。天井ボードと野縁は剛接合とし, 野縁と野縁受けは交差する部分のみを剛体バネで接続している。吊りボルトと野縁受けも実際に接触する部分を剛接合とした。天井ボード端部に支持条件は与えておらず, 天井裏と下階受音室空気で挟まれている状態とした。材料定数としては Table 1 に示す値を与えた。ここで, 空気及び GW の損失係数には体積弾性率に起因する損失 η と密度に起因する損失 χ を与えている。

本稿においては, 約 500 Hz までの解析精度を検証することとし, 振動場及び音場は約 10 cm の要素サイズで離散化した。

IV. 実験及び解析の比較

1. 天井無し条件

まず, 解析プログラムの精度検証も含め, 天井無し条件を検討した。躯体から防振支持されたスラブをインパクトハンマで衝撃加振した際のスラブ表面の振動加速度及び下階実験室での音圧応答を比較した。これにより, 音響と振動が連成した現象をとらえられているか, スラブの防振支持を正しくモデル化できているか, 材料の減衰パラメータに妥当性があるかどうかを判断する。

(1) スラブアクセラランス

音圧応答を予測するために, スラブの振動応答を精度良く捉えることが重要と考えられる。スラブ中央及び端部を加振した際の駆動点アクセラランスを Fig. 5 に示す。20 Hz 付近の1次モードは防振材による剛体変形モードであり, 防振系をモデル化出来ていると考えられる。それ以外のモードはスラブの弾性変形モードであり, ピークの値に若干の違いはあるものの, 概ねスラブの振動特性は捉えられていると考えられる。

(2) 基準化音圧 (室内 GW なし)

インパクトハンマの加振力で基準化された音圧スペクトルの振幅を応答点3点で平均し, 平均基準化音圧を求めた(以後, 基準化音圧: Normalized sound pressure と表記する)。実測と解析の比較を Fig. 6 に示す。

室内に GW が無い場合, 200 Hz 付近まではピークの周波数や値は実測と解析で概ね一致している。しかし, 200 Hz を超えると, ピークの値に差が生じ, 解析のピークが実測よりも低くなる傾向が見られる。

スラブ中央を加振した際の下階応答点での音圧波形に 1/3 オクターブバンドフィルタを畳み込み, シュレダ法により減衰波形から残響時間 T_{60} を読み取り, 中心周波数 f_0 を帯域の代表値とした損失係数 η を式(1)で算出した。また, 解析も伝達関数を逆 FFT し, インパルス応答を求め, 実測と同様の手順で損失係数を算出した。

$$\eta = 2.2 / (T_{60} f_0) \quad (3)$$

Fig. 7 に実測と解析の損失係数を示す。実測では周波数の上昇に伴い, 損失係数が小さくなっている。一方, 解析は周波数に依らず 0.01 程度であり, 対数軸上では RC の損失係

数 0.02 と空気の損失係数 0.005 の相乗平均程に近い値となった(空気の損失係数は体積弾性率に起因する損失と密度に起因する損失の和)。実測と解析の損失係数が同程度である 100 Hz から 200 Hz の間では, 音圧ピーク値の差は小さいことから, 200 Hz 以上の精度を高めるためには損失係数の設定についても改善が必要である。

解析では周波数一定として材料損失を与えているが, 周波数依存性を導入することの検討も考えられる。また, ピークの数も実測の方が多く見える。これは解析ではモデル化していない, 下階居室壁面からの音響放射ではないかと考えられる。

(3) 基準化音圧 (室内 GW あり)

室内に GW がある場合は, ない場合に比べ, 実測と解析ともに, スラブのアクセラランスピークに対応した音圧ピークを除き, 多くのピークが除去されていることが分かる (Fig. 8)。これは, 室内の音響モードが GW によって抑制され, スラブからの音響放射のみをとらえられているものと考えられる。実測と解析を比較すると, 端部加振時の 300 Hz 以上では乖離が見られるが, それ以下の周波数や中央加振の場合では注目した帯域においては実測と解析で概ね同様の傾向を示していると考えられる。

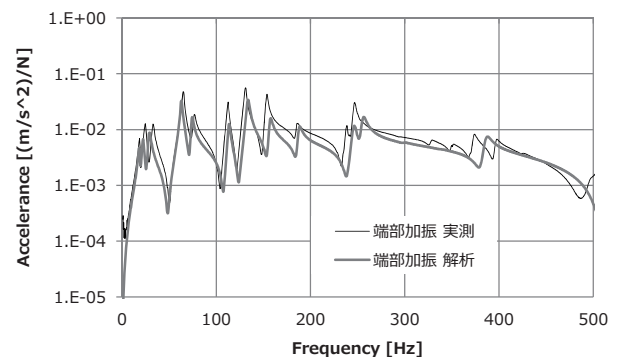
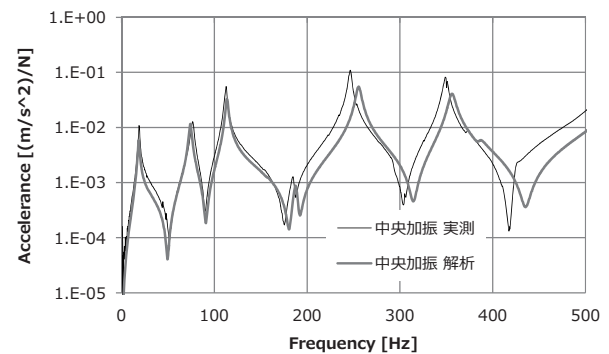


Fig. 5 スラブのアクセラランス

上: スラブ中央加振, 下: スラブ端部加振

(Measured and Calculated Accelerance of Concrete Slab.
Upper: Excited at Center point of RC slab, Lower: Excited at Corner of RC Slab)

以上のことから、スラブからの放射や吸音の効果など、音響振動連成現象の基本的な特性は把握できており、解析手法の妥当性が確認できた。

2. 天井設置条件

次に、天井を取り付けた場合の条件について、検討を行なった。

(1) スラブ及び天井面の振動加速度

天井を設置した状態を検討するに当たり、まずスラブ及び

天井面の振動加速度に注目することとし、スラブ中央を加振した場合の駆動点アクセラランス、及び天井ボード面中央 (Fig. 2) における伝達アクセラランスを測定した。解析も同様の条件で、スラブ中央に単位加振力を与え、天井ボード面の振動加速度を計算した。解析においては、天井懐内の空気をモデル化しない条件 (条件 A) と、天井内空気をモデル化した条件 (条件 B) を考慮し、その違いについて考察する。条件 A ではスラブからの振動伝達は天井の吊りボルト及びスラブと天井の振動加速度を Fig. 9 及び Fig. 12 に示す (低域に注目するため横軸対数とした)。

(a) スラブの応答

まず、スラブの結果について Fig. 9 から、条件 B (天井裏空気考慮) では、実測では見られないディップが 20 Hz 付近に生じていることが分かる。但し、それ以外は条件 A と重なっており、実測とも良く一致している。

解析上生じるこの 20 Hz 付近の乖離は、天井裏空気を考慮するとディップが生じることから、空気の影響していると考えられる。天井裏の空気をバネとしてとらえた場合、単位面積当たりのバネ定数は pc^2/d [N/m/m²] で表される。これが防振系との並列バネになると考え、Fig. 10 に示すようなスラブと天井ボードを質量と仮定した 2 自由度のバネマス系を構成し、同様にスラブの駆動点アクセラランスを計算した。結果を Fig. 11 に示す。2 自由度モデルにおいてもディップが生じていることから、条件 B は、天井裏の空気がバ

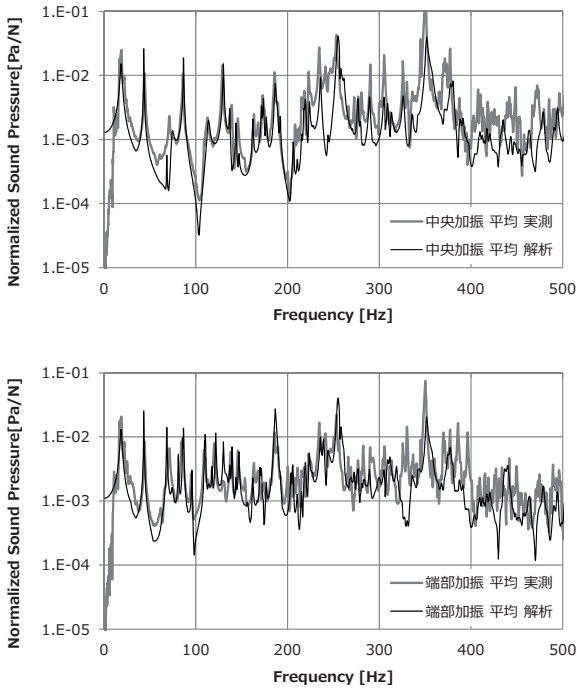


Fig. 6 基準化音圧 (室内 GW 無し)

上: スラブ中央加振, 下: スラブ端部加振

(Measured and Calculated Normalized Sound Pressures Observed in Receiving Room without Fiberglass. Upper: Excited at Center of RC Slab, Lower: Excited at the Corner of RC Slab)

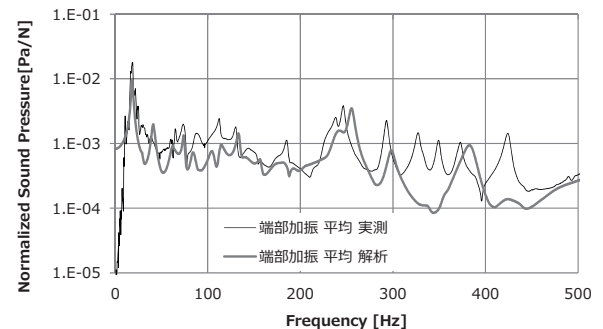
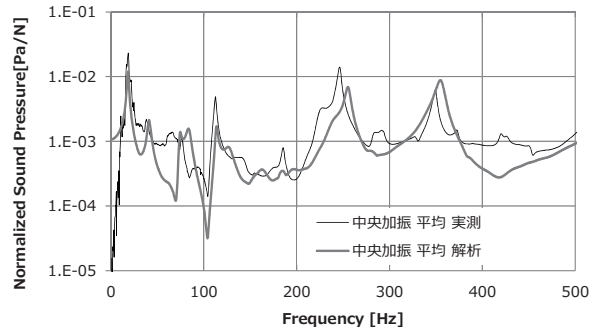


Fig. 8 基準化音圧レベル (室内 GW 有り)

上: スラブ中央加振, 下: スラブ端部加振

(Measured and Calculated Normalized Sound Pressures Observed in Receiving Room with Fiberglass. Upper: Excited at Center of RC Slab, Lower: Excited at Corner of RC Slab)

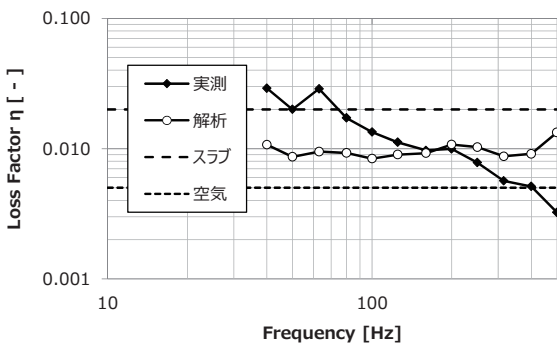


Fig. 7 実測と解析の損失係数 (Measured and Calculated Loss Factor)

ネになり、そのバネの共振特性がスラブに影響を与えたものと考えられる。具体的には、20 Hz で共振するスラブの防振系に、空気と防振ハンガーの並列バネによって 20 Hz 付近に共振が移動した天井防振系のピークが連成し、さながら天井が TMD (Tuned Mass Damper) のような働きをしたことでピークが二つになったと考えられる。ここから、FEM で解析した場合は空気をバネと見なせる状況を再現していると言える。但し、実測結果からはこのような現象は生じていないため、何らかの経路から空気の圧力が緩和され、解析のような単純なバネと見なされる状況にならなかったと考えられる。

(b) 天井面の応答

次に、天井ボード面の伝達アクセラランスに注目した (Fig. 12)。ピークの周波数や値といった全体的な傾向は実測と解

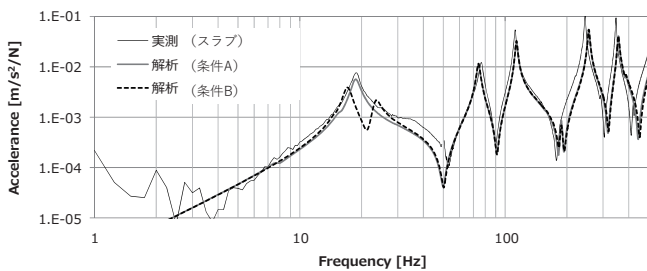


Fig. 9 スラブ中央 駆動点アクセラランス (Measured and Calculated Accelerance of Center Point of RC Slab with Suspended Ceiling)

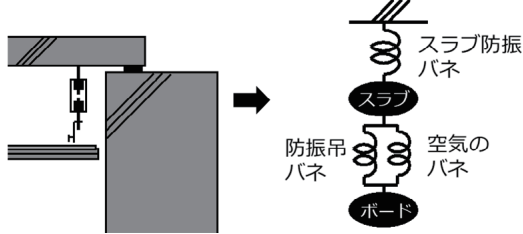


Fig. 10 防振支持されたスラブと天井の 2 自由度モデル (Two Degrees of Freedom Model of RC Slab and Suspended Ceiling)

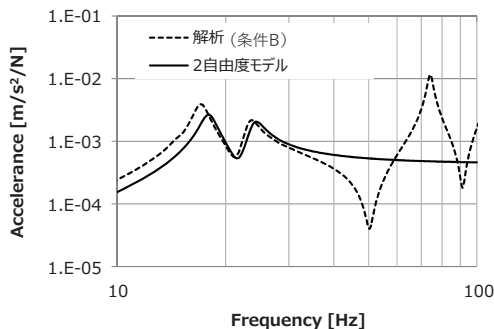


Fig. 11 FEM モデルと 2 自由度モデルの応答比較 (Comparison of Accelerance Response Obtained by the FEM and Two-dof Model)

析であり一致していない。その中で、いくつかの特徴について観察する。

まず、30 Hz 以下に注目すると、実測と解析 (条件 A) は 10 Hz 付近のピークが生じているが、条件 B はピークが生じていない。これはスラブ同様、天井裏空気がバネになり、天井防振系のバネに並列で加算され、更にスラブ防振系の 20 Hz 付近の固有振動と連成し、結果として 15 Hz 付近まで上昇したものと考えられる。

次に、100 Hz 以上に注目すると、条件 B の解析の方が実測のオーダーに近い。一方、条件 A は全体的にアクセラランスが実測よりも低くなっている。

100 Hz 以上において条件 B のオーダーが実測に近いのは、天井内空気の共振が原因と考えられる。例えば条件 B の解析結果から 170 Hz 付近のピークについて対応するモードの寄与 (ひずみエネルギー) を見ると (Fig. 13)、天井裏空気が約 7 割程度を占め、残りをほぼ天井ボードが占めていることから、空気の共振による振動特性が天井面に付加され、天井面のアクセラランスが増加したものと推察される。

(2) 基準化音圧 (天井裏 GW なし)

次に、天井下空間の音圧について実測と解析の比較を行った。天井下空間は GW を設置し、室内の音響モードを抑制し、天井からの放射が支配的になるような状況とした。解析の条件として、天井面の振動加速度を検討した場合と同様に、天

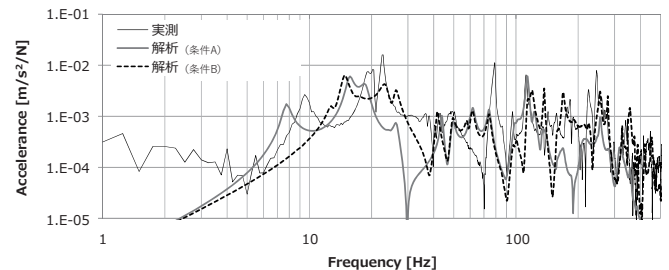


Fig. 12 スラブ中央加振時 天井ボード面中央の伝達アクセラランス (Measured and Calculated Accelerance of Center Point of the Surface of the Suspended Ceiling)

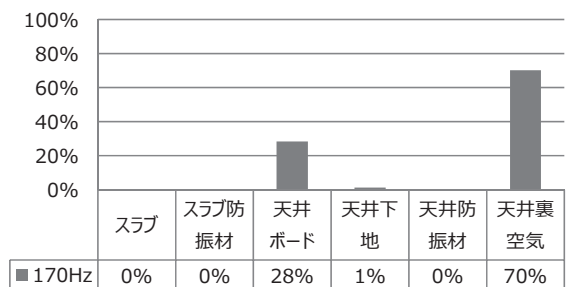


Fig. 13 モードに対する部材の寄与 (ひずみエネルギー) (Contribution Ratio of Material/Structure to the Strain Energy)

井懐内の空気の有無について検討を行った。実測と解析の比較を Fig. 14 に示す。

条件 B の解析結果は、20 Hz 付近のピークについては実測と同様の傾向を示している。また、天井面の加速度の測定結果同様、天井防振系の 10 Hz 付近のピークは見られない。全体的なオーダーとしては条件 A より実測に近いと考えられる。

一方、条件 A は天井防振系の 10 Hz におけるピークが強く卓越しているが、周波数が高くなるに従い、実測に比較して音圧が小さくなる。これは天井裏空気が無いことでスラブと天井間の連成度が下がり、防振天井の防振効果が顕著に発揮されたことが要因として考えられる。

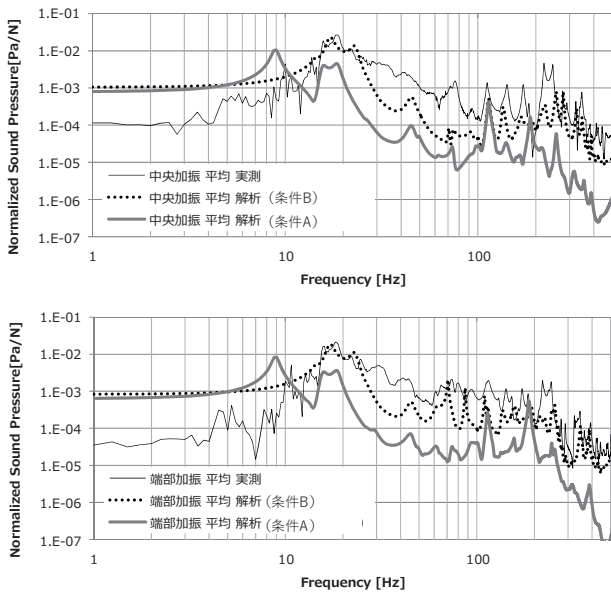


Fig. 14 基準化音圧 天井裏 GW なし
上：スラブ中央加振,下:スラブ端部加振

(Measured and Calculated Normalized Sound Pressures Observed in Receiving Room without Fiberglass Sheets above Suspended Ceiling)

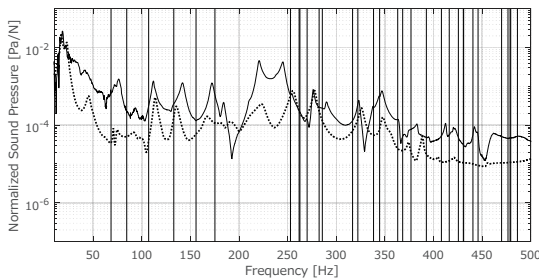


Fig. 15 基準化音圧 天井裏 GW なし
モード周波数重ね書き

(Measured and Calculated Normalized Sound Pressures Observed in Receiving Room without Fiberglass Sheets above Suspended Ceiling. Vertical Solid Lines Indicate Modal Frequencies)

このことから、防振天井については、天井裏の空気を考慮しない場合、その防振効果を高く見積もりすぎるることとなるため、実際に施工される場合の効果を予測するためには、天井裏空気を考慮して解析することが必要だと考えられる。

10 Hz 以下では解析結果が実測結果に比べ桁が大きくなっている。実測結果には実験室が設置されている建物自体の剛性などが影響したものと考えられる。

25 Hz から 250 Hz 程度までは天井裏空気を考慮しても実測との差が大きいが、250 Hz 以上では比較的その差は小さい。これは天井裏空気のモード密度によるものと考えられる。250 Hz 以下に存在する天井裏空間音場の音響モードは 6 個である。対して 250 Hz から 500 Hz までに存在するモードは約 26 個とモード密度が高い。Fig. 15 にスラブ中央加振時の基準化音圧にモード周波数を重ね書きしたものを示す。ここから、モードが存在する 68 ~ 170 Hz と 250 Hz 以上では実測と解析との誤差が小さいように見える。反対に 20 ~ 70 Hz 及び 175 ~ 250 Hz 帯域は天井裏空間のモードが存在しておらず、誤差が大きいうように読み取れる。また、68 ~ 170 Hz よりも 250 Hz 以上の帯域でモード密度が高いため、実測との差も小さくなっていると考えられる。

よって、今回検討に用いた解析モデルでは、天井裏空間の共鳴による音響放射については実現象を捉えられているが、共鳴が無い帯域ではそれ以外の要素からの放射、つまり振動体が主体となったモードからの放射の影響を捉えられていないのではないかと考えられる。天井が無い場合は概ね実測と解析は近い傾向を示していたことから、スラブ面からの放射については現象を捉えられていたと考え、天井面の影響が大きいと考えられる。

天井面については、せっこうボードを貼り合わせた場合の接触条件、せっこうボードと野縁の接合部、野縁及び野縁受けの接合部、また吊りボルトとハンガーの接合部における境界条件は不明な点がある。解析はボードを 10^{10} N/m² 程度のバネでつないだが、実際はビス留めであり二枚が一体化していないことも考えられる。境界条件の設定については今後も引き続き検討が必要である。

(3) 基準化音圧 (天井裏 GW あり)

天井裏に GW24 kg/m³ 厚さ 50 mm を敷いた場合の結果を Fig. 16 に示す。解析は条件 B (天井裏空気を考慮) である。結果から、実測・解析共に GW 無しに比べ、100 Hz 以上ではピークが抑制されていることから、GW の吸音効果が生じていると考えられる。

GW が無い場合と同様に、25 Hz から 200 Hz 程度までは解析の方が小さい値をとるが、200 Hz 以上では実測に値が近づいていることが分かる。

V. まとめ

複合防振遮音構造の防振・遮音効果に関し、数値解析を用い精度良く予測することを目的に、防振遮音天井を対象とし、単位加振入力を受けた場合の応答について、実測と解析の比較を行った。結果として、以下の知見が得られた。

天井が無い場合

- ・防振支持されたスラブからの放射については用いた数値

計算手法及び解析モデルで実測の傾向を概ね捉えられる
 ・GWを導入した場合でも実測と解析は近い傾向を示す

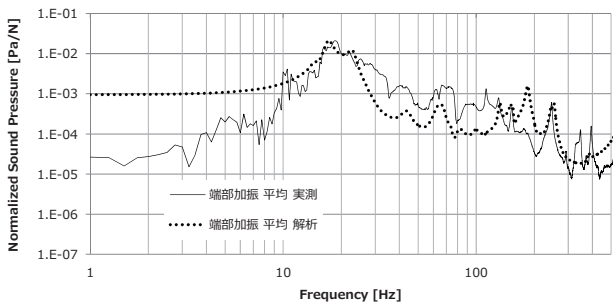
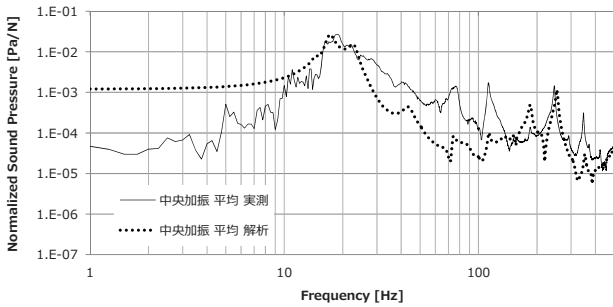


Fig. 16 基準化音圧 天井裏 GW 有
 上：スラブ中央加振,下:スラブ端部加振
 (Measured and Calculated Normalized Sound Pressures
 Observed in Receiving Room with Fiberglass Sheets above
 Suspended Ceiling)

天井を設置した場合

- ・天井裏の空気をモデル化しない場合、実測と解析の乖離が大きくなるため、天井裏空間の音響モードが天井からの放射に与える影響が大きい
- ・天井からの放射音について、天井裏空気のモード密度が低く、天井ボードの振動が主体となる場合は実測との誤差が大きい

以上のことから、防振遮音天井の音響効果に関する予測精度を向上させるためには、天井及び下地材の振動特性を実験で詳細にデータを収集すること及びそれらを精度良く再現できるモデル化が必要と考えられる。

参考文献

- 1) 朝倉巧ほか；FDTD法による音響振動連成解析を用いた遮音性能のシミュレーション，生産研究，Vol. 61, No. 4, 2009, pp.177-180.
- 2) Masahiro Toyoda, et. al.; Prediction for architectural structure-borne sound by the finite-difference time-domain method, Acoust. Sci. and Tech., Vol. 30 (4), 2009, pp.265-276.
- 3) 竹林健一ほか；建築構造物の固体音予測における部分構成法法の適用検討（その1-6），日本音響学会講演論文集，2015-2018.
- 4) Kenichi Takebayashi, et. al.; Modal loss factor approximation for u-p formulation FEM using Modal Strain and Kinetic Energy method, Journal of Sound and Vibration, Volume 505, 4 Aug. 2021.
- 5) 増田潔ほか；衝撃源の違いによる乾式二重床の重量床衝撃音レベル低減量の変化その2 非線形質点モデルによる検討，日本音響学会講演論文集，2010.

Vibro-Acoustic Analysis for Suspended Ceilings

*Kenichi Takebayashi, Aya Tanaka,
 Kei Andow¹⁾ and Takao Yamaguchi²⁾*

One way of predicting the acoustic performances of soundproofing structures in buildings precisely is using the finite element method. However, the accuracy of the analysis and validity of the numerical modeling of material and boundary conditions has not been discussed enough. This study investigated the validity of the analysis method and the numerical modeling of isolated suspended ceilings, comparing sound radiation characteristics obtained by experiment and calculation. First, the sound radiation from a concrete slab with isolation supports to a lower room was well predicted, so the validity of the analysis method was confirmed. Next, we focused on sound radiation through isolated suspended ceilings. The normalized sound pressures obtained by calculation corresponded to the experimental results qualitatively. It was revealed that the discrepancy between the experiment and calculation results increased in two cases: (1) when the air in the area above the ceiling was not considered for numerical calculation and (2) when few acoustic modes of the air in the area above the ceiling existed, i.e., ceiling vibration played a primary role in the sound radiation. To improve the accuracy of the prediction, numerical modeling requires considering the air in the area above a suspended ceiling, so we must determine the vibration behavior of these ceilings more precisely.