

制振鋼板とコンクリートとの複合床による 集合住宅の床衝撃音対策

© 1989 ISIJ

技術報告

二宮 淳*・広田 実*・千葉 範夫*²

Floor Impact Sound Control by Composite Damping Floor Structure Composed of Damping Steel Plates and Concrete Slab in Multiple-dwelling Buildings

Atsushi NINOMIYA, Minoru HIROTA and Norio CHIBA

Synopsis :

The composite damping floor structure (CDFS) has been developed for the control of the floor impact sound against the Heavy-Impact-Sound-Source designated by JIS A1418 in multiple-dwelling buildings. CDFS has the three-layer sandwich configuration by attaching rectangular damping steel plates (DSP) to the concrete slab. The first layer is the constraining steel plate (the upper steel), the second is the visco-elastic resin, and the third is the basic plate (the lower steel and concrete slab).

The traditional vibration damping theory for such sandwich configuration structure was extended in order to introduce the effect of the unit width of each rectangular DSP. The extended theoretical analysis explained the vibration loss factors obtained on the floor model tests and on the site tests with good agreement.

And also the test results of the floor impact sound radiation were explained theoretically by evaluating the effect of the loss factor on the vibration response of CDFS.

Finally the optimum design approach of CDFS was proposed focussing on the unit width and thickness arrangement of each DSP and on the mechanical properties of the resin through the parametric study based on the extended vibration damping theory.

Key words : damping steel ; composite damping floor structure ; sandwich configuration ; visco-elastic ; floor impact sound control ; sound radiation ; optimum design approach.

1. 緒 言

制振鋼板は、2枚の鋼板の間に粘弾性樹脂（以下、樹脂と略記する）をサンドイッチ状に密着させた複合材料であり、樹脂のせん断変形を利用して制振性能（振動減衰性能）を発揮する。この材料の利用は各種防音カバーや橋梁、船舶居住区の騒音防止対策から進められ、近年は自動車、さらには電機・機械分野に及びつつある^{1)~5)}。

制振鋼板の制振性能は、音響周波数域のうち100 Hz ~ 数 kHz で議論されることが多く、建築物の低次固有振動数に相当する数 Hz 以下の低周波振動域の制振に利用することは、現在のところ困難と考えられる。一方で、静かな生活環境を求めるニーズは建築分野においても高く、筆者らは、この素材のもつ騒音防止効果に着目して体育館の床や屋根、階段への用途開発と実用化を図って

きた⁶⁾。体育館の床構造の開発では、ボール競技や跳躍に伴う騒音防止と、同時に床面でのボールの反発性の均一化をめざし、従来の鋼製根太に替えてデッキプレートに成形した制振鋼板を床下地に組み込んだ。この床構造は床鳴りや直下階、近隣への騒音を低下させ、競技とミーティング等の館内同時使用や静けさを要する集会場としての利用等にも有用であろう。屋根への適用は、金属屋根の雨音による室内騒音の防止と、近年増勢著しいステンレス・シーム溶接屋根の溶接部周辺の面外ひずみが、強風時に音源となる問題の解決をめざしたものである。改築中の東京体育館では、このような性能に期待してステンレス制振鋼板屋根が採用されている。

以上、これまでの用途の多くは制振鋼板単体としての制振性能に着目して騒音防止効果を得たものであるが、今後の開発方向として、他の建材等と効果的に組み合わせ

昭和 63 年 12 月 6 日 受付 (Received Dec. 6, 1988)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1-1 Minamiatarida-cho Kawasaki-ku, Kawasaki 210)

*² NKK 建材センター (Building and Construction Products Center, NKK Corporation)

せ複合化することにより、振動を受けやすい建物各部位の制振性能そのものの改善に利用することも考えられよう。このような観点から筆者らは、制振鋼板と代表的な構造材であるコンクリートとを複合一体化させる複合床構造を考え、その制振性能を向上させる合理的な断面構成について、実験的理論的に検討を行ってきた。本報では、複合床の振動・音響性状、パラメトリック・スタディに基づく最適設計手法、及び集合住宅の床衝撃音対策への適用検討について述べる。

2. 床衝撃音と複合床

建築をとりまく近隣騒音のなかでも、床衝撃音問題は早急に解決を迫られているものの一つである⁷⁾。床衝撃音とは、床表面への物の衝突により床が振動励起され下室に放射する音をいい、床の遮音性能は、下室で測定される音圧レベルの大小により評価される。床の振動、及び床からの放射音は衝撃源によって異なるため、JIS A1418「建築物の現場における床衝撃音レベルの測定方法」では、軽量衝撃音、重量衝撃音の二つに分け、衝撃源としてタッピングマシンと自動車用タイヤをおのの例示している。測定は、中心周波数 63~4 000 Hz のオクターブバンドごとに行われ、衝撃によるオクターブバンドごとの音圧レベルのピーク値を JIS A1419「建築物の遮音等級」の規定に対応させて、ランク付けがなされる。

軽量衝撃音は、スリッパでの歩行音、硬くて軽いスプーン等の金属の落下音、椅子や掃除器の移動音等に対応する⁸⁾。軽量衝撃音に対しては、これまでカーペット等の床表面仕上材の緩衝作用を利用して衝撃時間を長くし、衝撃力のピーク値を低下させることにより、比較的対策が容易とされていた。最近、ダスト、ダニによる健康問題やデザイン上の要請から、カーペットに替わって木質系のフローリング仕上げへ人気移行したため新たな問題を生じたが、すでに十数社の床材メーカーから、緩衝材をフローリング下部に組み込んだ新製品等が出され、著しい向上をみせている⁸⁾。

これに対し、重量衝撃音は、子供のとびはね等の柔らかくて重い衝撃源に対応し、衝撃源自体のバネ定数が表面仕上材を含めた床のバネ定数と比べて小さいため、理論的にも⁹⁾ 実験的にも⁸⁾、仕上材による緩衝作用をほとんど期待できない。重量衝撃源が床に接し離れるまでの衝撃時間は約 22 ms であり、衝撃力を時間に対して半周期の sin 波とみなせば衝撃周波数は約 23 Hz となる。このため、衝撃力のパワーは測定対象周波数のうち最も低い 63 Hz 域以下に集中する。また、この低周波数域

では床の低次固有振動によるインピーダンス(4.2 参照)の低下も加わり¹⁰⁾、重量衝撃源に対する遮音等級は 63 Hz 域(場合によっては 125 Hz 域)で決定するケースが大半を占める。その結果、重量衝撃源に対する遮音性能はコンクリート床部の動力学特性、いいかえればコンクリートの厚さ、スパン、周辺支持条件等によってほぼ決まるとされ、この考えに基づく予測計算手法の体系が示されてきた^{9)~11)}。

しかし、コンクリート厚を大きくすることは、床の固定荷重を増し構造躯体の負担を増大させ、内部居住空間の有効高さを減少させる(あるいは階高の増を要する)。本報で述べる複合床は、コンクリート床の表面に制振鋼板を貼り付けて構造的に両者を一体化し、以下の作用に着目して軽量化、薄床化と遮音性を両立させようとするものである¹²⁾。

- a) 曲げ剛性を向上させて、衝撃に対する床振動のピーク応答を低下させる(補剛)。
- b) 振動減衰性を高め、床振動による音の放射パワーを低下させる(制振)。

3. 複合床の制振機構

3.1 定式化

複合床の断面構成は Fig. 1 に示すように4層構造となる。制振鋼板の2枚の鋼板のうち、一方(ここでは下部鋼板)はコンクリートと一体化され基板部を構成する。基板部断面に平面保持を仮定すれば Fig. 1 に示すひずみ分布となり、複合床は拘束板(上部鋼板)、樹脂、基板部から成る拘束型(サンドイッチ型)制振構造と考えることができる。制振鋼板に代表されるこのタイプの制振機構については、古くから連続した均一板における曲げ波の半波長と樹脂の動力学特性に着目した理論的解析が行われてきた^{13)~15)}。本研究では、63 Hz 域近辺での制振を目的として制振鋼板を有限長・複数枚に分割して貼り付けるので、その間の目地による不連続性の影響についても考慮する必要がある。そこで、いくつかの仮定

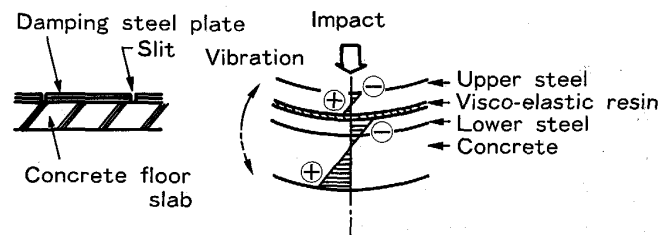


Fig. 1. Sectional view and strain distribution of composite damping floor structure.

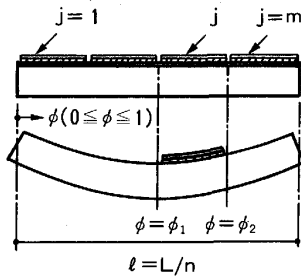


Fig. 2. Modelling for analysis.

を設けて理論を拡張し、以下のように定式化を行った¹⁶⁾ (Fig. 2).

(1) 拘束板の曲げ剛性は基板部に比べ十分小さいとし、基板部の曲げ剛性を用いて床の固有振動数、モードを評価する。

(2) 制振鋼板の不連続性は拘束板と樹脂についてのみ考え、下部鋼板の目地は無視する。

(3) 解析長として床スパン L を各固有モードの腹の個数 n で除算した長さ $l=L/n$ をとり、 l を半周期とする \sin カーブで変形モードを近似する。

(4) (1)~(2)式による応力と変形の適合条件から、拘束板のひずみ ϵ_ϕ と樹脂のせん断変形を求め、複合床の樹脂による減衰能 (損失係数 Loss factor η_i) を(3)式で表す。

$$Et\epsilon_\phi = G_D l \int_{\phi_1}^{\phi_2} l / t_D \int_{\phi_0}^{\phi} (\epsilon_0 - \epsilon_\phi) d\phi d\phi$$

$$\therefore \frac{d^2 \epsilon_\phi}{d\phi^2} - g\epsilon_\phi + g\epsilon_0 = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし

$$g = \frac{G_D l^2}{Et t_D} : \text{せん断パラメーター (記号は末尾参照)}$$

ϵ_0 : 樹脂との界面における下部鋼板の縁ひずみ

各拘束板の両端での適合条件より

$$\phi = \phi_1 \text{ および } \phi = \phi_2 : \epsilon_\phi = 0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\eta_i = \eta_D \sum_j W_{jD} / \{ W_0 + \sum_j (W_{jI} + W_{jD}) \} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし

$$W_{jD} = \frac{Et l}{2g} \int_{\phi_1}^{\phi_2} \left(\frac{d\epsilon_\phi}{d\phi} \right)^2 d\phi : \text{制振鋼板 No. } j \text{ の樹脂の}$$

ひずみエネルギー

$$W_{jI} = \frac{Et l}{2} \int_{\phi_1}^{\phi_2} \epsilon_\phi^2 d\phi : \text{同じく拘束板のひずみエネ}$$

ルギー

W_0 : 基板部のひずみエネルギー

(5) 鋼板素材の減衰能 η_i , 基板部の減衰能 η_{0i} , 床から周辺へのエネルギー逸散による減衰 η_{00} を合算すれ

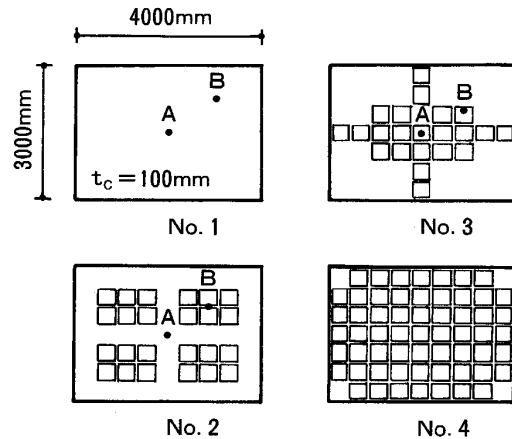


Fig. 3. Composite damping floor models for test.

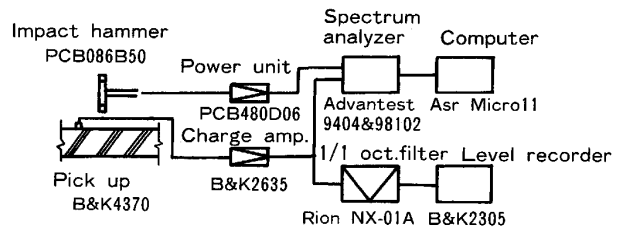


Fig. 4. Schematic diagram of measurement.

ば、複合床の損失係数は下式で表される。

$$\eta = \eta_i + \frac{\eta_{0i} W_0 + \eta_t \sum_j W_{jt}}{W_0 + \sum_j (W_{jI} + W_{jD})} + \eta_{00}$$

ここでは、鋼板の減衰能、及び断面全体のひずみエネルギーに占める樹脂、拘束板、下部鋼板のひずみエネルギーの割合が十分小さいと仮定して上式の単純化を図り、コンクリート単体床での実測値 η_0 ($\equiv \eta_{0i} + \eta_{00}$) を用いて複合床の損失係数を(4)式で近似する。

$$\eta = \eta_i + \eta_0 \quad \dots\dots\dots (4)$$

3.2 床板モデルによる実験

Fig. 3 に示すように、100 mm 厚コンクリート板の上面に制振鋼板 ($t=6$ mm, $t_D=0.5$ mm, $t_s=6$ mm, 辺長 441×425 mm) をエポキシ系接着剤で貼り付けて、実大に近い複合床板モデルを製作した。貼り付け枚数を変化させたこれらの床板モデルをガラスウール上に載せ、Fig. 4 に示す計測システムを用い、いくつかの点をインパクトハンマで加振した時の、加速度実効値レベルの時刻歴チャートをオクターブバンドごとに記録した。チャートより 60 dB 減衰時間 T_{60} を読みとり、(5)式¹³⁾ を用いて損失係数に換算した結果を Fig. 5 に示す。

$$\eta \approx 2.2 / (f T_{60}) \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 f : 周波数

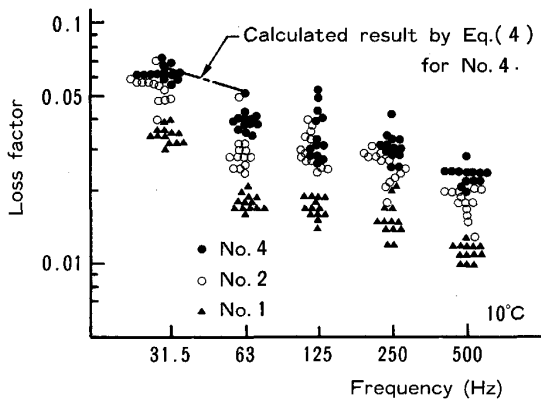


Fig. 5. Loss factor of composite damping floor models.

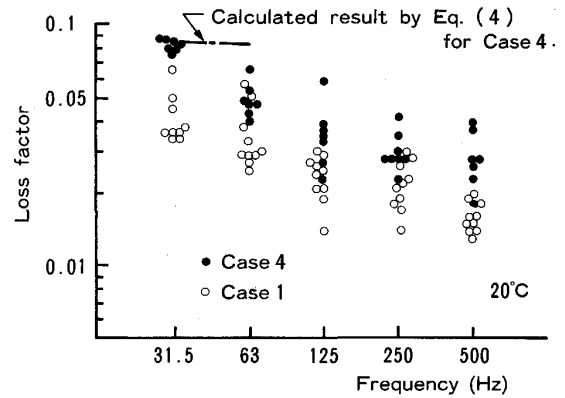


Fig. 7. Loss factor on site test.

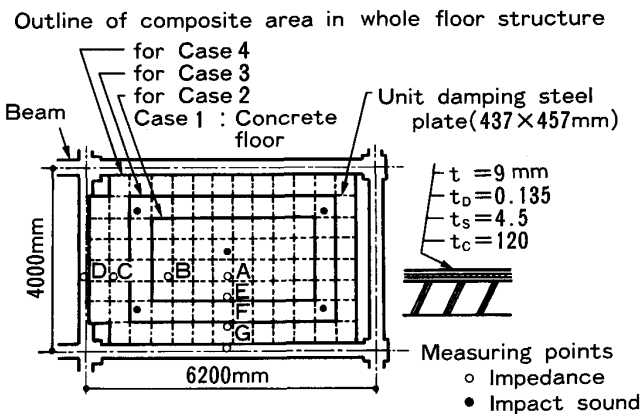
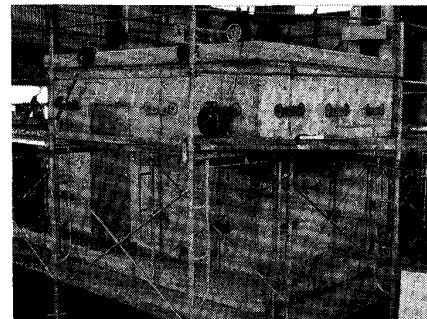


Fig. 6. Site test of composite damping floor structure.

No. 4 の損失係数はコンクリート単板の No. 1 と比べ、約 2 倍に上昇した。(4)式による計算値は 31.5~63 Hz 域で実測値とほぼ一致しており、特に 1~2 次固有振動数の含まれる 31.5 Hz 域の計算精度は高い。3・1 の基板部平面保持の仮定は下部鋼板とコンクリート間の接着剤に十分な剛性・強度を期待しており、ここでは常温下のヤング係数 6×10^{10} dyn/cm² 程度で、制振鋼板内部の樹脂 (Fig. 11 参照) と比べ数 100 倍、コンクリートの約 1/4 のものを用いた。3・1 の定式化に接着層を導入すればその影響をより定量的に検討しうが、ここでは今後の課題として省いた。

3.3 現場実験

鉄筋コンクリート造 5 階建ての実建物 (社員寮で上階のコンクリート床が直下室の天井を兼ねる仕様) の 5 階の 1 居室において、既存仕上げ床組を解体し、コンクリートの上面に Fig. 6 Case 4 のように制振鋼板を貼り付けた。床周辺部の制振鋼板を段階的に撤去して床面積に占



Inner volume of structure : 2 450 x 3 450 x 2 250 height mm
Photo. 1. Composite damping floor model on wall structure for floor impact sound measurement.

める複合床部分の割合を変化させ、コンクリート単体床 Case 1 との比較実験を行った。測定方法は床板モデルと同様 Fig. 4 によったが、下室への音は床下面から放射されるので、ここでは床下面に加速度ピックアップを取り付けた。結果は Fig. 7 に示すとおりである。複合床 Case 4 の実測値は 63 Hz 域で計算値をやや下回るが、その制振性能はコンクリート床と比べ大きく上昇した。

4. 床衝撃音性状

4.1 床板モデル

住宅の 1 室を模擬した鉄筋コンクリート造の標準的な壁架構の上に Fig. 3 の床板モデルを載せ (自重支持)、重量衝撃音を測定した (Photo. 1)。架構天端と床板モデル間に油粘土を目詰めしてレベル調整と室内の気密性を図り、内壁にグラスウールを取り付けて吸音力を一般住宅のクラスに調整した。Fig. 8 に示す測定結果は、Fig. 3 No.1~3 の●印の A, B 各 1 点を打撃した時の下室の平均音圧レベルである。

制振鋼板の配置方法により衝撃音レベルは異なり、

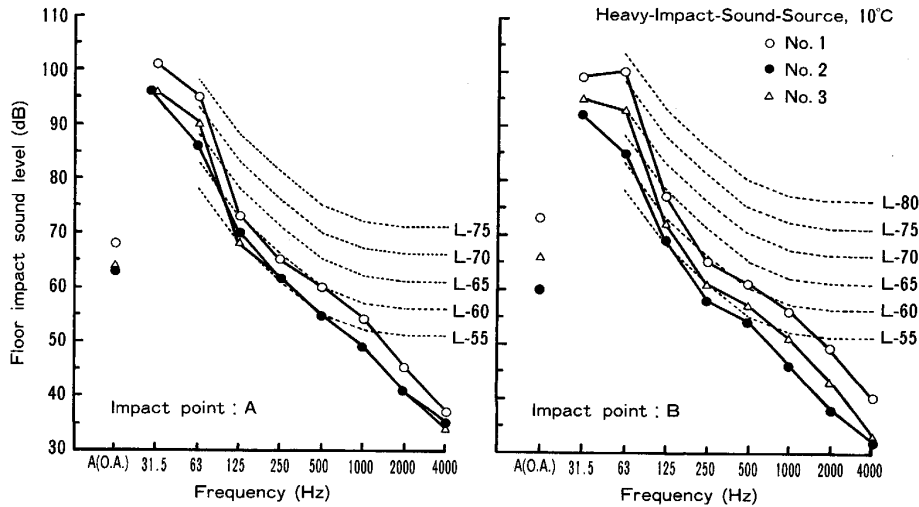


Fig. 8. Floor impact sound level on composite damping floor model test.

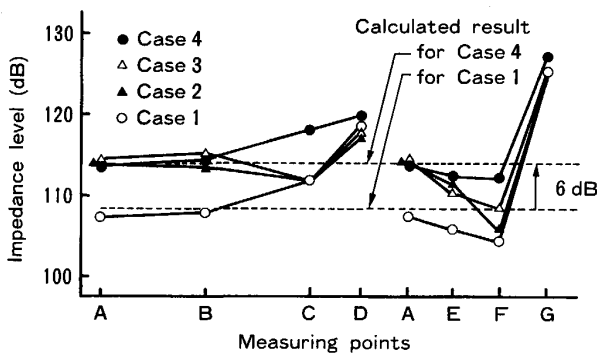


Fig. 9. Driving point impedance level on site test.

No. 2~3 では No. 1 と比べおのおの 2~1 ランク遮音等級が向上 (音圧レベルが低減) した。制振鋼板をどのように配置するかは複合床の性能及び経済性にとって重要な問題である。これには、実測やモード解析手法等から床各部の振動応答をとらえ、各部の音源としての寄与の大きさを定量化することが有用であろう。またこの問題に対しては、音響インテンシティ計測による放射音パワー流れの可視化技術の導入が、別途進められており¹⁷⁾、実用的に十分対処可能と考える。

4.2 現場実験

Fig. 6 の実建物において、Fig. 4 の計測システムを用い床各点をインパクトハンマで加振し、その衝撃力継続時間内で衝撃力と速度応答との比 (衝撃応答インピーダンス Z_b^{10}) を測定した。 $10 \log_{10} Z_b^2$ で換算したインピーダンスレベルを Fig. 9 に示す。一般に、床中央部では無限長板の理論値¹³⁾ $Z_b = 8\sqrt{BM}$ (B : 単位幅当たり曲げ剛性, M : 面密度) と一致し、周辺部では梁等の拘束によってレベルが上昇するとされているが、測定結果

はほぼこれに従っている。Case 4 の測定値は、制振鋼板を $t+i_s$ の厚さ (鋼板部の厚さの和) の 1 枚の鋼板とみなし、コンクリートと一体化させた場合の理論値に近く、これが補剛の効果に相当する。

一方、制振による効果は衝撃加振、定常加振、自由減衰でおのおの異なる。定常加振による速度応答振幅 u は (6) 式で表され、共振 ($f=f_0$ の時) 振幅は損失係数に逆比例する。

$$u = \frac{F}{(2\pi f_0)M_0} \cdot \frac{f/f_0}{[1-(f/f_0)^2 + \eta^2(f/f_0)^2]^{1/2}} \dots\dots\dots (6)$$

ただし F : 加振力振幅 M_0 : 質量

f : 加振周波数 f_0 : 固有振動数

自由減衰における速度振幅は時間とともに変化し、実効値 u_{rms} は (7) 式に示すように損失係数の平方根に逆比例する。

$$u_{rms} = \left[\frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} |u_0 e^{-\pi\eta} f \tau \sin(2\pi f \tau)|^2 d\tau \right]^{1/2} \doteq u_0 / \sqrt{4\pi\eta} \dots\dots\dots (7)$$

ただし $\eta \ll 1$ u_0 : 初期振幅 T_0 : 固有周期 τ : 時間

重量衝撃源の衝撃時間は $\Delta t \doteq 0.022$ s であり、床衝撃音の測定に用いられる騒音計の時定数は $T_c = 0.125$ s (動特性 Fast) である。従って、 Δt 内の単発衝撃加振、これ以降の自由減衰に分けて考える必要があるが、衝撃加振時の減衰の効果は複雑で単純な表現が困難なため、ここでは T_c 間で代表的に $u \propto 1/\eta$ を仮定する。次に、コンクリート床と複合床とで振動から放射される音の割合 (音響放射抵抗) と床の有効放射面積が変わらないと仮定すれば、放射音のエネルギーは振動エネルギーすなわち速度応答の自乗から計算できる。従って、音圧レベ

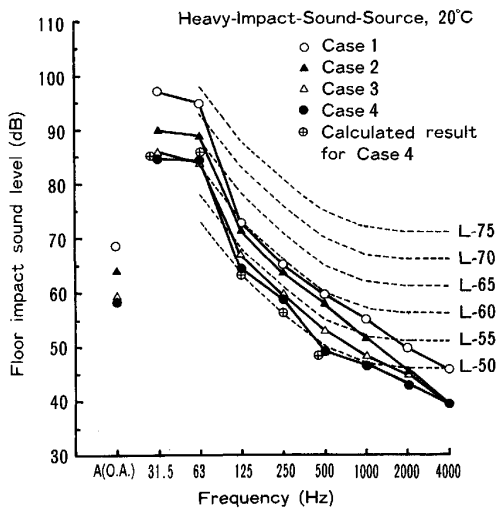


Fig. 10. Floor impact sound level on site test.

ルの改善量は制振による改善量(8)式とインピーダンスレベルの改善量との和によって、予測できる。

$$\Delta = 10 \log_{10}(\eta / \eta_0)^2 \dots\dots\dots (8)$$

Fig. 10 は, Fig. 6 の ●印の各点を重量衝撃源で打撃し, 直下室で測定した床衝撃音レベルである. インピーダンスと損失係数の実測値を用いて計算した Case 4 の予測結果は, 実測値とよい対応を示している. なお, Case 4, 3 の差はわずかであり, 床周辺部からの放射音の寄与は低いと考えられる.

5. パラメトリック・スタディと最適設計

一般に拘束型制振構造では, せん断パラメーター g (3.1 参照) によって損失係数が変化し, g のある値で最大値を示す. g は周波数, 樹脂剛性 G_D/t_D , 拘束板剛性 Et , 等の関数であるため, 剛性比 G_D/Ett_D 等が一定であれば, 損失係数は周波数依存性を示すことになる¹³⁾. (現実にはこれに樹脂物性そのものの周波数依存性が加わる.) 63 Hz 近辺の低周波域で最大の損失係数を得るための剛性比は一般に小さく, 拘束板や樹脂に十分な厚さが要求される.

また, 拘束板には樹脂のせん断応力とつり合う軸応力が作用しており, その大きさは拘束板端部からの距離に応じて樹脂のせん断応力を積分したものとなる. 基板部と比べ拘束板剛性が小さい場合には, 軸ひずみによって樹脂のせん断ひずみが一部解放され, 得られる損失係数が低下するであろう. その結果, 損失係数の最大値は樹脂自体の損失係数と拘束板剛性にはほぼ比例して決まると考えられる.

以上に述べたように, 低周波域で十分な損失係数を得ようとするれば, 一般に拘束板と樹脂の厚さを大きくする

Table 1. Results of experimental modal analysis on site test.

Center frequency of octave-band (Hz)	Natural frequency (Hz)	Long span L=6 200(mm)		Short span L=4 000(mm)	
		n	l=L/n	n	l=L/n
16	19.7	1	6 200	1	4 000
31.5	32.7	2	3 100	1	4 000
63	50.5	1	6 200	2	2 000
	54.2	3	2 100	1	4 000
	64.9	2	3 100	2	2 000
	77.1	4	1 600	1	4 000
	88.3	3	2 100	2	2 000
125	118.0	4	1 600	2	2 000
	131.0	5	1 200	1	4 000
	141.8	3	2 100	3	1 300
	152.3	5	1 200	2	2 000
	171.5	4	1 600	3	1 300

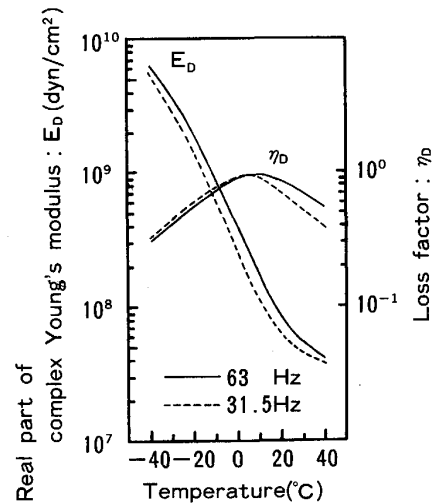


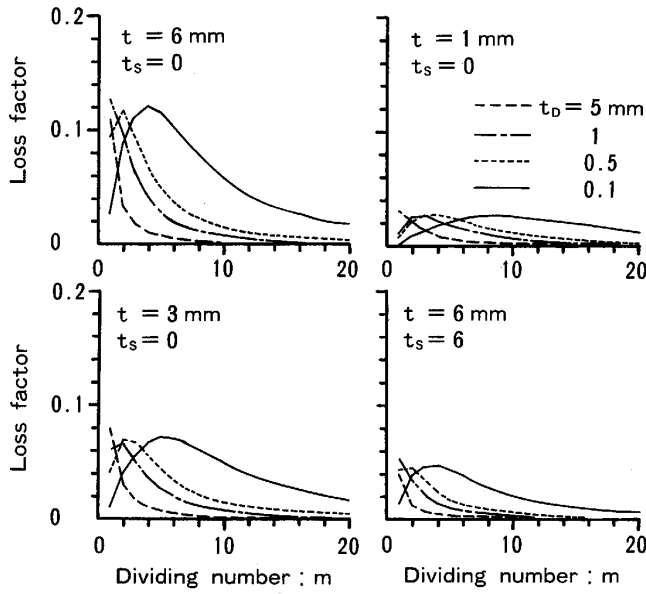
Fig. 11. Mechanical properties of visco-elastic resin.

必要がある. しかし, 本報の複合床では, 制振鋼板を有限長・複数枚に分割して用いるので, 各制振鋼板の辺長をパラメーターとすることによっても拘束板の軸ひずみを調整することができ, ある程度実用的な厚さ構成で高い損失係数を得ることができると考えられる. この問題を検討するため, 3.1 で述べた解析長 l を m 個に等分割し 1 辺 l/m の制振鋼板を床全面積に貼り付けるとして, (3)式を用いパラメトリックな計算を行った. 解析長 l としては, Fig. 6 の現場における実験的モード解析の結果 (Table 1) から $l=1\ 000\sim 6\ 000$ mm とし, 樹脂には Fig. 11 の物性を用いた.

Fig. 12, 13 に示す結果から次のことがわかる.

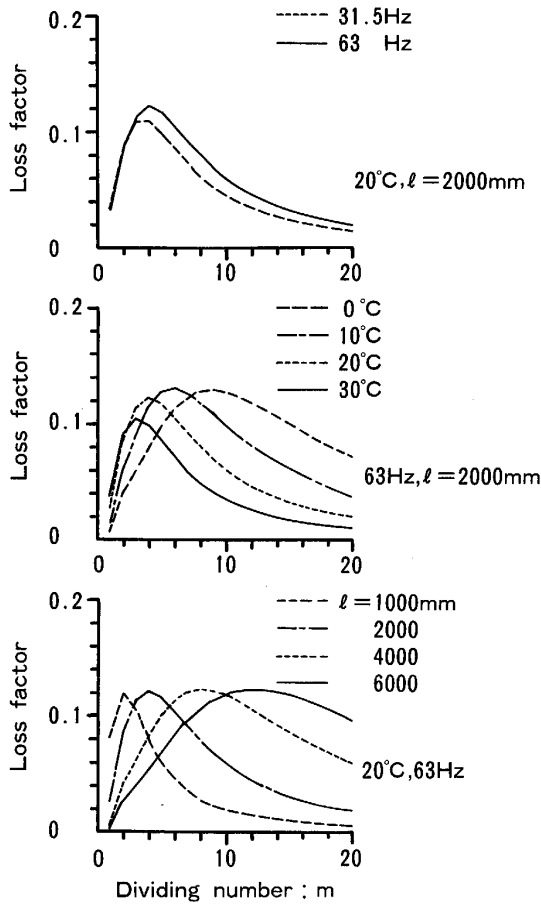
(1) 損失係数は分割数 m とともに変化し, 特定の分割数 m_0 で最大値 η_{max} を示す.

(2) m_0 は樹脂剛性 G_D/t_D と拘束板剛性 Et によって変化し, 樹脂剛性 \rightarrow 大, 拘束板剛性 \rightarrow 小に対して $m_0 \rightarrow$



20°C , 63 Hz , $t_c = 120 \text{ mm}$, $l = 2000 \text{ mm}$

Fig. 12. Damping characteristics of composite damping floor structure.



$t_c = 120$, $t_s = 0$, $t = 6$, $t_D = 0.1 \text{ mm}$

Fig. 13. Damping characteristics of composite damping floor structure.

大となる。

(3) η_{max} と m_o , t_D との間に直接の相関は見られない。当然ながら拘束板剛性が基板部剛性に近づくほど(また樹脂の損失係数 η_D が大きいほど) η_{max} は大きくなる。

(4) 樹脂物性の温度依存性によって損失係数は変化するが、空調の普及を考えれば 20°C 程度の想定が妥当であろう。

(5) l を変化させても l/m_o は一定値(ここでは約 500 mm)を示し、これは基板部の曲げ波波長の 0.15 倍に相当した。実設計では l/m_o に着目して制振鋼板辺長の最適設計が可能であろう。

6. 結 言

本研究では、制振鋼板をコンクリートと一体化させた複合床構造による床衝撃音対策の検討を行い、以下の成果を得た。

(1) 複合床の床衝撃音性能はコンクリート床の性能を基に、曲げ剛性向上によるインピーダンスの改善(補剛効果)と、振動減衰性能の改善(制振効果)とを、対数レベル上で合算することにより予測できる。

(2) 補剛効果は、制振鋼板の鋼板部による曲げ剛性向上を無限長板のインピーダンス理論式に導入して計算しうる。

(3) 制振性能は、下部鋼板とコンクリートを基板部と考え、樹脂及び拘束板の目地部での応力と変形の適合条件に着目して、拘束型制振機構の理論解析を拡張することにより計算できる。この時、床衝撃音で問題とされる 63 Hz オクターブ域の各固有モードの腹の数でスパンを除いた長さ l に着目し、 l を半周期とする \sin 波変形モードを仮定したが、損失係数の計算値は実測値とほぼよい対応を示した。

(4) 制振性能は、周波数、基板部、樹脂、拘束板おのおの剛性等によるほか、制振鋼板1枚ごとの辺長によっても変化する。与条件に対して最大の性能を得よう辺長を決定することで最適設計が可能となる。最適辺長と基板部の曲げ波の波長との間には合理的な関係があると考えられ、本論計算例での最適辺長は $0.15 \lambda_b$ であった。

(5) 音響放射抵抗と有効放射面積等が変化しないと仮定すれば、振動による放射音のエネルギーは振動エネルギーの大小と対応する。制振による効果として、簡単のため共振周波数での定常加振に相当する $u \propto 1/\eta$ を仮定したが、実測値をある程度説明することができた。

以上の検討によって、制振鋼板による床衝撃音対策の一手法を提示することができたと考える。

本研究は、通商産業省の「21世紀マンション計画(集合住宅用新材料・機器システム開発プロジェクト)」のテーマ「制振鋼板による遮音床の開発」によるものであり、関係各位に謝意を表します。

記 号

E, E_D : 鋼, 樹脂のヤング係数
 G_D : 樹脂のせん断弾性係数
 η_D, η_0, η : 樹脂, コンクリート床, 複合床の損失係数
 i_c, i_s, i_D, i : コンクリート, 下部鋼板, 樹脂, 上部鋼板(拘束板)の厚さ
 L : 床スパン(水平2方向ごと)
 n : 各固有モードの腹の数(水平2方向ごと)
 $l = L/n$: 解析規準長
 m : 制振鋼板の分割数(制振鋼板辺長 = l/m)
 ϕ : 無次元座標
 λ_b : 基板部の曲げ波の波長
 f : 周波数
 u : 速度応答

文 献

- 1) 千葉範夫: 鉄と鋼, 71 (1985), p. 1742
- 2) 佐々木雄貞, 遠藤 紘, 本田忠史, 座間芳正: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 1226
- 3) 池内皎隆, 眞田政信, 田辺修吾, 小林栄治, 宮本孝夫,

- 中瀬 薫: 日本鋼管技報, 91 (1981), p. 65
- 4) 堺 健二, 藤原治生: プラスチックス, 33 (1982) 3, p. 40
- 5) 千葉範夫: 新素材/新金属と最新製造・加工技術(田中良平監修)(1988), p. 575 [総合技術出版]
- 6) 千葉範夫, 二宮 淳, 岡本康男, 中村昭二, 黒羽正行: 建築技術, 428 (1987), p. 117
- 7) 光田泰子, 木村 翔: 日本建築学会論文報告集, 272(1978), p. 75
- 8) 翁長 博, 森本三男: 日本建築総合試験所報 GBRC, 50 (1988), p. 68
- 9) 安岡正人: 音響技術, 20 (1977), p. 1
- 10) 木村 翔, 井上勝夫: 日本建築学会論文報告集, 332 (1983), p. 83
- 11) 木村 翔, 井上勝夫, 新井昭義: 日本建築学会計画系論文報告集, 363 (1986), p. 1
- 12) 二宮 淳, 坂井正美, 田辺修吾: 環境技術, 15 (1986), p. 774
- 13) L. CREMER, M. HECKL and E. E. UNGAR: Structure-Borne Sound (1973), p. 169, p. 240 [Springer-Verlag]
- 14) E. E. UNGAR: Noise and Vibration Control, ed. by L. L. BERANEK (1971), p. 434 [McGRAW-HILL]
- 15) E. M. KERWIN, Jr.: J. Acoustical Soc. America, 31 (1959) 7, p. 952
- 16) 二宮 淳, 原田晶利: 日本建築学会大会学術講演梗概集, D分冊(1986年8月), p. 51
- 17) 田辺修吾: 松貿テクニカルレポート, (1988) 7, p. 2