

© 1986 ISIJ

複合拘束型制振鋼板の損失係数と音響特性におよぼす芯材樹脂物性の影響

技術報告

長井 弘行*・塩田 俊明*・西原 実*²田所 義雄*³・東川 芳晃*³

Effects of Visco-elastic Properties of Core Resin on Loss Factor and Acoustic Characteristics of Composite Damping Steel Sheets

Hiroyuki NAGAI, Toshiaki SHIOTA, Minoru NISHIHARA,
Yoshio TADOKORO and Yoshiaki TOGAWA

Synopsis :

A study has been made of the effect of resin intermediate layer (core resin) on the damping characteristics of composite damping steel sheets (CDS). The efforts have been focussed on the following three points.

- (1) Effect of mechanical characteristics of core resin on loss factor of CDS.
- (2) Comparison of loss factors obtained by different method of measurement, i.e. the shape of test piece, the boundary condition, and method of acceleration.
- (3) Relation between loss factor and sound pressure level in two dimensional material accelerated.

Above studies have resulted in the following four points.

- (1) Adoption of CDS is effective countermeasure against vibration or noise.
- (2) Loss factors obtained by different method of measurement will differ because of different mode of vibration.
- (3) Materials which have different elastic moduli will vibrate in different mode, even if they have same shape and the order of resonance is same.
- (4) Not only $\tan\delta$, but also elastic modulus of core resin is important mechanical characteristics to loss factor of CDS.

1. 緒 言

高度成長期以後、我が国産業界の重要な課題の一つに、環境問題がある。このうち、排水・排ガス関係については、種々の法的基準が設けられている。一方、騒音（振動）問題については、法的基準が設けられているが、その社会的関心が大きいこともあり、規制値は、今後とも厳しくなっていくものと思われる。ところが、騒音（振動）は、その発生源が、局所的、かつ多発的であるので、その解決は、難しい。しかも、最近の機器の軽量化・高出力化といった動きは、必然的に騒音（振動）の増加を伴う。

騒音（振動）の対策としては、その源に、カバーを設ける・質量を付加する方法が簡便であるが、前記の軽量

化・高出力化といった社会的要求に反する。こういった意味で、騒音（振動）源である材料（例えば鋼板）を制振材料（例えば制振鋼板）で代替する方法が、機器の重量増加を伴わないという意味で、社会的要求とも一致し、一部実用化され始めている。制振材料には、種々のものがあるが、2枚の鋼板の間に樹脂を挟んだ、複合拘束型制振鋼板（以下、単に“制振鋼板”と略す）が、制振性能に優れ、コストも比較的安い¹⁾²⁾。

制振鋼板の歴史は古く、中間層粘弾性樹脂（以下、単に“芯材樹脂”と略す）の物性と損失係数との関係^{3)~5)}、あるいは、制振鋼板を使用した際の騒音低減効果に関する⁶⁾ 報文は数多い。しかしながら、制振鋼板の損失係数と騒音低減効果との関係について述べた例は、少ないように思われる。

昭和 59 年 10 月・60 年 10 月本会講演大会にて発表

昭和 60 年 10 月 15 日受付 (Received Oct. 15, 1985)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友化学工業(株)樹脂開発研究所 (Resin Development Research Laboratory, Sumitomo Chemical Company Limited)

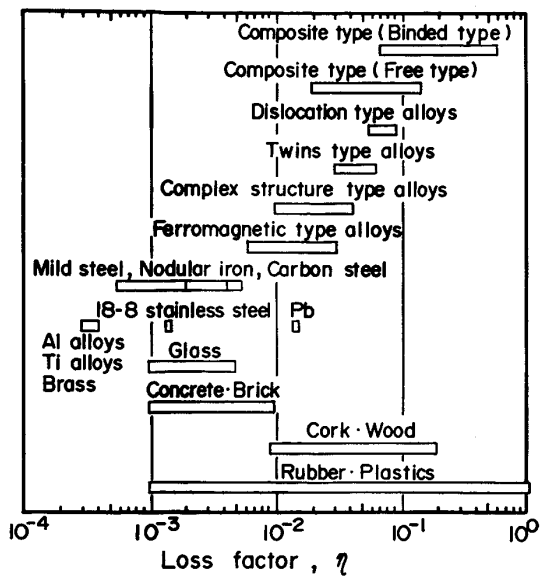


Fig. 1. Loss factors for various materials at room temperature¹⁾.

そこで、本報では、芯材樹脂物性と制振鋼板の損失係数との関係、制振鋼板の損失係数と騒音低減効果との関係について、現在までに我々が得た知見を簡単に述べる。

2. 測定方法

2.1 芯材樹脂物性

制振鋼板の制振性は、その機構より考えて、芯材樹脂の動的粘弾性と密接に関係する。そこで、芯材樹脂の動的粘弾性を測定した。測定装置は、(株)東洋ポールドウオン製レオバイブロン Model DDV-II EA を用いた。測定条件は、次のとおりである。

- (1) 変形モード：引張り・圧縮正弦波強制振動
- (2) 周波数：110 Hz
- (3) 測定温度：-50 ~ +110 °C
- (4) 昇温速度：2 °C/min

2.2 損失係数

制振鋼板の損失係数は、機械インピーダンス法と、インパルス加振によるモーダル解析法（ハンマリング法）により求めた。

機械インピーダンス法は、試験片を強制的に正弦波加振し、加振力と加速度を測定し、共振点での機械インピーダンスから損失係数を算出する方法である。測定装置は、(株)明石制作所製メカニカルアナライザ AVA-IV A を用いた。装置概略図を Fig. 2 に示す。測定条件は、次のとおりである。

- (1) 試験片：厚み × 20 × 220 mm
- (2) 周波数範囲：5 ~ 5 000 Hz

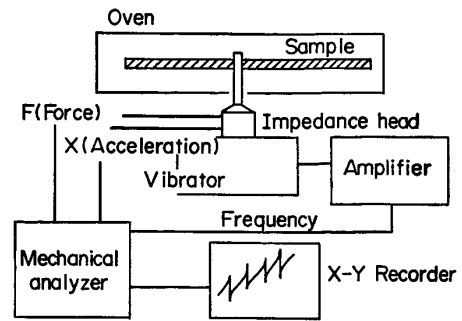


Fig. 2. Schematic diagram of equipment for measurement of mechanical impedance.

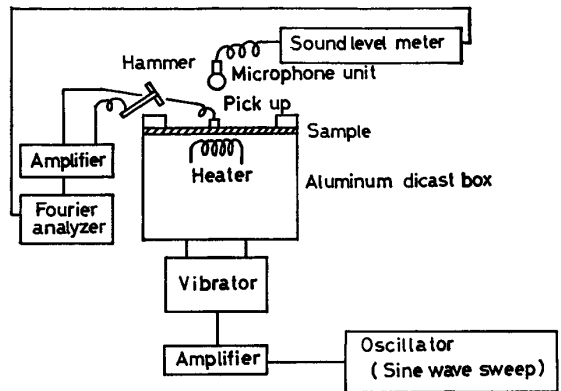


Fig. 3. Schematic diagram of equipment for hammering test, sine sweep acceleration test, and random noise acceleration test.

- (3) 測定温度：室温 ~ +130 °C
- (4) スィープ時間：5 min

一方、ハンマリング法は、試験片の中央に加速度計をとりつけ、試験片各点をインパルスハンマーにより加振を行う。この時、試験片各点における加振力と応答（振動加速度）を同時に測定し、高速フーリエ変換処理により、伝達関数を求める。この伝達関数をもとに、モーダルパラメーターを算出し、損失係数を求めた。装置は、Gen Rad 社の GR 2506、解析ソフトは、SDRC 社の M-PLUS である。その概略図を Fig. 3 に示す。機械インピーダンス法と違って、試験片は、周辺固定である。測定条件は、次のとおりである。

- (1) 試験片：厚み × 380 × 380 mm (外周 30 mm 全周固定)
- (2) 測定温度（試験片中央外表面の温度）：25, 50, 80 °C
- (3) 周波数範囲：max 3 000 Hz

2.3 騒音低減効果

騒音低減効果は、ハンマリング法による損失係数の測定と同じく、Fig. 3 に示す装置で測定した。この場合、Al ダイキャスト製の箱を、加振機上にセットし、テーブル上の加速度を一定にして、正弦波スイープ加振を行

つた。測定は、試験片中央上に 100 mm の距離でマイクロホンをセットし、騒音データを記録することにより行つた。測定条件は、前述のハンマリング法と同じであるが、周波数範囲は、100~2000 Hz である。振動試験装置は、IMV 社製 VS-1000-10 を用いた。また、騒音計は、リオン社製インパルス精密騒音計 (NA-61 型) を用いた。

3. 結 果

3.1 芯材樹脂物性と損失係数

制振鋼板の制振性は、制振鋼板が振動する際の、芯材樹脂のせん断変形に伴う、力学的損失を利用するものである。したがって、制振鋼板の損失係数と、芯材樹脂の力学的損失 ($\tan \delta$) とは、極めて密接な関係にある。Fig. 4, 5 に、 $\tan \delta$ のピーク温度の異なる 4 種類の樹脂について、それぞれの $\tan \delta$ の温度依存性と、それぞ

れを芯材樹脂とした、制振鋼板の損失係数 (機械インピーダンス法による) の温度依存性を示す。 $\tan \delta$ のピーク温度の高いものほど、損失係数のピーク温度も高い。一般に、制振鋼板の損失係数の温度依存性は、大きいといわれている²⁾が、これは、芯材樹脂の $\tan \delta$ の温度依存性が大きいことに起因し、制振鋼板の使用温度に応じた芯材樹脂を選定する必要があることが理解される。しかしながら、本実験の範囲では、 $\tan \delta$ と損失係数のピーク温度は、一致せず、損失係数のピーク温度の方が高温側にある。これは、両者の測定周波数が約 1 桁異なっているのが一因とも考えられるが、別の要因も考えられる。また、両者のシフト量は、樹脂によつて異なっているが、これは、損失係数に影響を与える芯材樹脂物性として、 $\tan \delta$ 以外のものもあることを示唆しているのので、以下の検討を加えた。

$\tan \delta$ 以外の芯材樹脂物性として、後述する KERWIN³⁾, UNGER⁴⁾ の両式より、弾性率が考えられる。そこで、Fig. 6 に示す物性の樹脂を選び検討した。本樹脂は、0°C~100°C の範囲で、 $\tan \delta$ が変化しないが、弾性率が $10^9 \sim 10^7$ [Pa] まで急激に減少するのが特徴である。

機械インピーダンス法による損失係数の測定結果を Fig. 7 中に破線で示す。損失係数のピーク温度は、ほぼ 110°C にある。Fig. 6 と比較すると、ピーク温度以下では、 $\tan \delta$ がほぼ一定であるにもかかわらず、弾性率の減少と共に損失係数は増大している。一方、ピーク温度以上では、 $\tan \delta$ が若干増加しているにもかかわらず、弾性率の減少と共に損失係数は、減少している。このような結果は、芯材樹脂の弾性率として、望ましいレベル

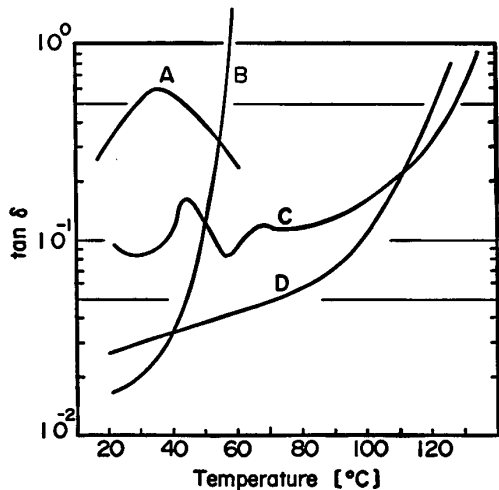
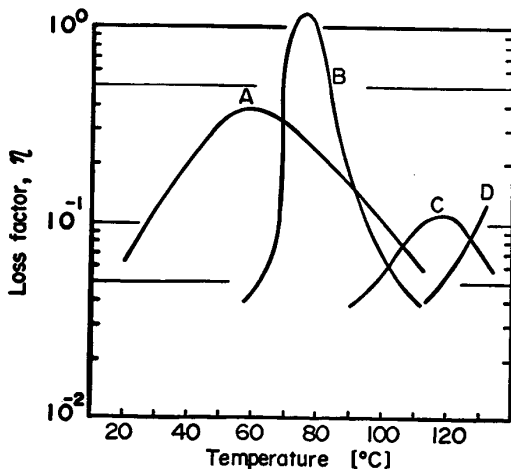


Fig. 4. $\tan \delta$ vs. temperature for some resins at 110 Hz.



Skin : 0.7mm^t steel Resin : 50μm^t Frequency : 1000Hz
Fig. 5. Loss factors for some composite damping steel sheets as a function of temperature.

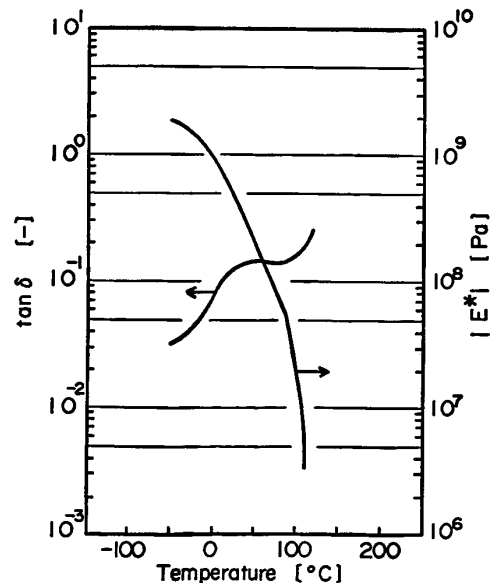
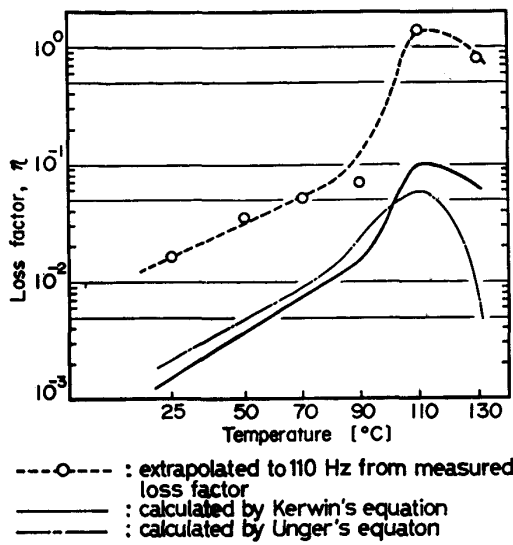


Fig. 6. $\tan \delta$ and $|E^*|$ vs. temperature for resin E at 110 Hz.



Skin : 1.0mm^t steel Resin : 100μm^t type E

Fig. 7. Calculated and extrapolated loss factor of composite damping steel sheet at 110 Hz.

が存在することを示唆しており、10⁷ [Pa] 程度が望ましいといえる。先の Fig. 4, 5 で tan δ よりも損失係数のピーク温度の方が高温側にあり、そのソフト量が芯材樹脂によつて異なることは、tan δ のピーク温度では、弾性率の減少が十分でなく、その程度が樹脂によつて差があるものと解釈できる。

制振鋼板の芯材樹脂物性と損失係数の間には、いくつかの理論的検討が加えられている。

例えば、KERWIN³⁾ は、次のような式を提唱している。

$$\eta = \frac{12(H_{31}^2/H_1^2)(K_3/K_1)[g/(1+g)^2]}{\left[1 + \left\{\frac{[12(H_{31}^2/H_1^2)(K_3/K_1)g]/(1+g)^2}{1 + (K_3/K_1)g/(1+g)}\right\}\right] \left[1 + \frac{(K_3/K_1)g}{(1+g)}\right]^2} \delta \quad (1)$$

ただし、g は、シェアパラメーターであり、

$$g = G/(k_B^2 K_3 H_2) = \frac{1}{2\pi f} \left(\frac{B}{\rho}\right)^{1/2} \frac{G}{K_3 H_2} \quad (2)$$

で定義される無次元数である。この式は、いくつかの仮定を前提としており、その一つは、下鋼板の曲げ剛性が、上鋼板と比較して十分に大きく ($E_1 H_1^3/E_3 H_3^3 < 0.1$)、曲げ変形の中立軸が、下鋼板の内部にあることである。

また、UNGER⁴⁾ は、次の式を提出している。

$$\eta = \frac{XY}{1 + (2+Y)X + (1+Y)(1+\delta^2)X^2} \delta \quad (3)$$

ただし、X は、シェアパラメーターであり、

$$X = \frac{G}{k_B^2 H_2} \left(\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_3}\right) = \frac{1}{2\pi f} \left(\frac{B}{\rho}\right)^{1/2} \left(\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_3}\right) \frac{G}{H_2} \quad (4)$$

で定義される。Y は、スティフネスパラメーターであ

り、

$$\frac{1}{Y} = \frac{E_1 H_1^3 + E_3 H_3^3}{12 H_{31}^2} \left(\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_3}\right) \quad (5)$$

で定義される。両式ともに、tan δ 以外に弾性率もパラメーターとなつている。

KERWIN の式は、上鋼板に比較して下鋼板が十分に厚い (約 2 倍以上) ことを前提としているが、UNGER の式は、その前提条件がない。また、この 2 式以外にも、芯材樹脂物性と損失係数との関係を論じた例は、多い⁵⁾。

先に Fig. 6 に示した樹脂について、KERWIN および UNGER の式の妥当性を検討した。ここで、制振鋼板の曲げ剛性、B、は、次式⁷⁾に従つて計算した。

$$B = \frac{E_1}{12} \left[(H_1 + H_2 + H_3)^3 - \left(1 - \frac{E_2}{E_1}\right) \times H_2^3 \right] \quad (6)$$

結果を、Fig. 7 に実線および一点鎖線で示す。実測値とは 1 桁程度の差があるが、その傾向はよく一致している。したがつて、KERWIN、UNGER の両式ともに、芯材樹脂の動的性質から、損失係数のピーク温度およびレベルを、ある程度の確度で予測させることが判明した。

さらに、KERWIN、UNGER の両式を、tan δ 一定の条件で、弾性率をパラメーターとして計算すると、110 Hz においては、弾性率が 10⁷ [Pa] 付近で最大の損失係数となり、先の検討結果とよく一致している。

3.2 測定方法による損失係数の比較

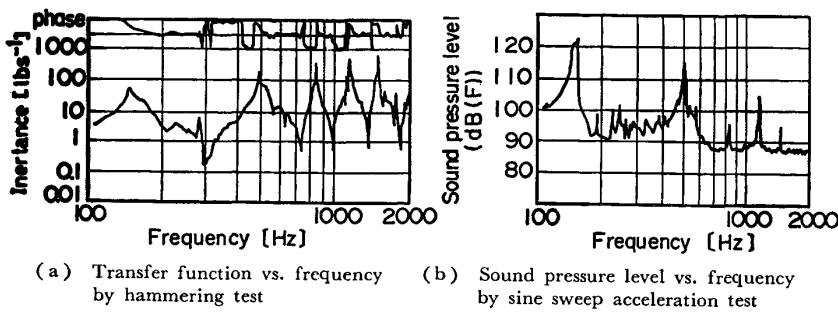
我々は、前章でも述べたように、2 種の方法で損失係数を測定した。2 種類の方法の特徴を Table 1 にまとめる。

ハンマリング法によつて得られた伝達関数の一例を、Fig. 8 (a) に示す。共振によるピークが、150, 500, 800, 1100, 1400 Hz 付近に存在する。今回は、150 および 500 Hz 付近の共振点でのデータについて検討した。なお、ここでは、便宜的に 150, 500 Hz 付近の共振点を、それぞれ、第 1 次、第 2 次共振点と呼ぶことにした。

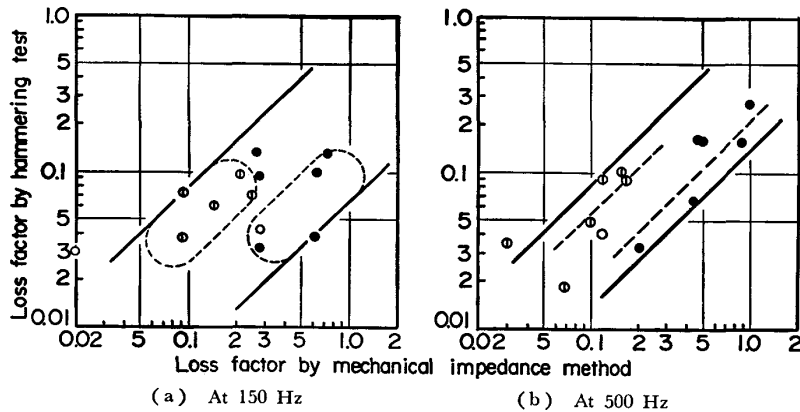
ハンマリング法によつて得られた損失係数と、機械インピーダンス法によつて得られた損失係数の比較を、Fig. 9 に示す。図中の直線の傾きは、1 である。実線で

Table 1. Mechanical impedance method and hammering test.

	Mechanical impedance method	Hammering test
Sample size	20×220 mm	380×380 mm
Sample support	Fixed at center	Fixed all around
Acceleration	Sine sweep	Impulse



Sample : 1.6mm² steel
Fig. 8. Examples of result of hammering test and sine sweep acceleration test.



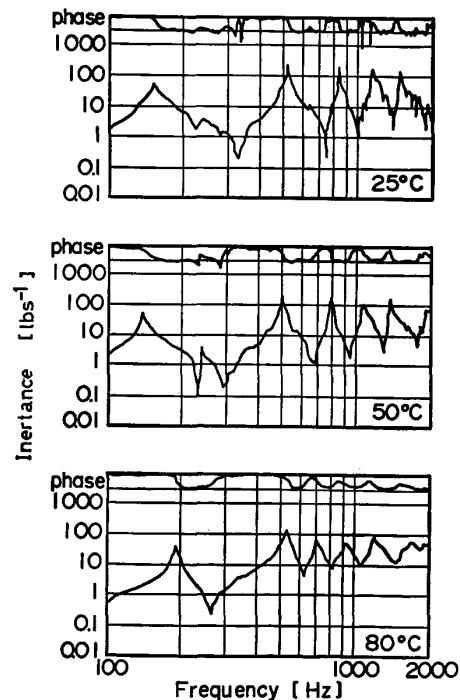
○ : at 25°C ⊙ : at 50°C ● : at 80°C
Fig. 9. Comparison between loss factors by different tests.

囲まれた部分は、全体的な傾向を示し、破線は、各測定温度での傾向を示す。詳細な検討は、加えていないが、測定方法による絶対値の違いは、サンプルサイズ、サンプル固定方法の違いに起因する振動モード、固定部の構造減衰、境界条件の違いなどによるものと思われる。

第1次共振点での両者の相関関係は、明確でない (Fig. 9 (a))。破線で囲んだ同一の測定温度で比較しても、同様に明確でない。ただし、50°C (⊙) よりも 80°C (●) の方が全体に低いレベルにある。

一方、第2次共振点においても、両者に明確な相関関係は認められないが、同一温度で比較すれば、おおむね、傾き1の傾向にある。また、80°Cの方が50°Cよりも低いレベルにあるのは、第1次共振点と同様である。

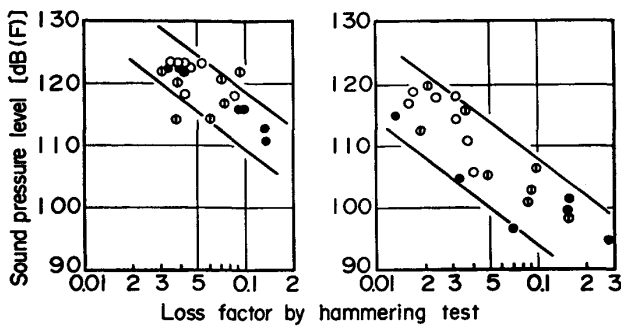
こうした結果を考察するために、Fig. 10 に、同一芯材樹脂の制振鋼板のハンマリング法によつて得られた伝達関数の温度による変化の一例を示す。通常、物体の共振点は、剛性の低下 (この場合は温度の上昇) とともに、低周波数側に移行する。ここに示した例では、25°C よりも 50°C において、すべての共振点が低周波数側に移行している。しかしながら、50°C と 80°C を比較すると、50°C での 250 Hz 付近の小さな共振ピークが消滅し、第1次、第2次共振点は、それぞれ高周波数側に移行している。Phase の変化もそれに従っている。これらの変化は、ほぼ同じ周波数であつても、剛性が異なれ



Skin : 0.8mm² steel Resin : 50μm² type E
Fig. 10. Examples of transfer function vs. frequency by hammering test at various temperature.

ば、異なつたモードで振動していることを示唆しているものと思われる。

したがつて、Fig. 9 において、異なつた測定方法に



(a) At first resonance point (b) At second resonance point
 ○ : at 25°C ○● : at 50°C ● : at 80°C

Fig. 11. Sound pressure level by sine sweep acceleration test vs. loss factor by hammering test.

よる損失係数の間の相関関係が不明確なのは、一つには、次のような解釈があるものと思われる。すなわち、短冊状試験片による機械インピーダンス法では、試験片が一次元的であるために、測定温度（試験片の剛性）によらず、同じ振動モードであるのに対して、平面状試験片によるハンマリング法では、測定温度（試験片の剛性）が異なれば、振動モードも異なり、そのために、得られる損失係数も異なるのではないかと思われる。この点については、モーダル解析による、振動モードの解析などによって、更に詳細に検討していきたい所存である。

3.3 損失係数と騒音低減効果

制振鋼板の使用目的が、騒音の低減である以上、騒音低減効果を定量的に把握、あるいは、予想することは、重要である。そこで、我々は、その一つのモデルとして、Fig. 3 に示したようなパネル実験を行った。

Fig. 8 に、正弦波スイープ法による音圧レベル測定例 (b) と、それに対応するハンマリング法による伝達関数 (a) を示す。共振点で、音圧も極大値を示すことが理解できる。

Fig. 11 に、正弦波スイープ法による共振点での音圧レベルと、それに対応するハンマリング法による損失係数との対応を示す。図中の直線の傾きは、第 1 次共振点 (a)、第 2 次共振点 (b) とともに、-20 である。

今、物体が共振した時に発する音圧は、物体の損失係数、質量、ばね定数と

$$P \propto \frac{1}{\eta} \cdot \frac{1}{\sqrt{mk}} \dots\dots\dots (7)$$

の関係がある⁴⁾。ただし、 k は、振動の質量、ばね、ダッシュポットによる等価モデルを想定した時のばね定数である。音圧レベルは、

$$SPL = 20 \log \left(\frac{P}{P_0} \right) \dots\dots\dots (8)$$

で定義されるので、物体の質量、ばね定数、形状などが等しければ、共振点での音圧レベルと損失係数とは、

$$SPL \propto -20 \log (\eta / \eta_0) \dots\dots\dots (9)$$

の関係になる。Fig. 11 は、供試体のばね定数 (式 (7) の k) の差などを考慮していないが、式 (9) が定性的には成立することを示すものと考えられる。

4. 結 言

制振鋼板の損失係数と芯材樹脂物性との関係について検討し、以下の 3 点を確認した。

(1) 従来の理論式で予想されるように、損失係数は、芯材樹脂の $\tan \delta$ のみならず、弾性率とも密接な関係にある。

(2) 芯材樹脂の $\tan \delta$ が大きいほど、損失係数も大であるが、弾性率については、ある望ましい範囲がある。

(3) KERWIN, UNGER の両式ともに、芯材樹脂物性と損失係数の関係を良く表現する。

次に、短冊状試験片による機械インピーダンス法、平板状試験片によるハンマリング法の 2 方法による損失係数を測定し、次の結果を得た。

(1) 二つの方法で得られた損失係数は、絶対値が異なるのみならず、必ずしも 1 対 1 の相関関係がない。

(2) 同じ形状で、近接した周波数に現れる共振であっても、その弾性率が異なれば、振動モードが異なる可能性がある。

最後に、平板状試験片に、正弦波スイープ加振を加え、共振点での音圧レベルと損失係数との間に、ほぼ

$$SPL \propto -20 \log (\eta / \eta_0)$$

なる関係が成立することを確認した。

以上の検討の結果、共鳴振動（騒音）対策として、制振鋼板の使用が有効であることを確認した。その使用に際しては、使用環境（温度、共鳴周波数）で損失係数の大きなものを選ぶのが当然であるが、損失係数としては、できるだけ使用状態（振動状態）に等しい状態で測定されたものを用いる必要が示唆された。今後は、この点を確認し、より実際の効果を精度高く予測できる手段の開発に努めたい。

記 号

- f : 周波数 [Hz]
- g : KERWIN の式におけるシェアパラメーター [-]
- k : 物体のばね定数 [kg/s²]
- k_B : 制振鋼板の振動時の波数 [m⁻¹]
- m : 質量 [kg]
- B : 単位幅当たりの制振鋼板の曲げ剛性 [Nm²]
- E_1 : 上鋼板の弾性率 [Pa]
- E_2 : 芯材樹脂の弾性率 [Pa]

E_3 : 下鋼板の弾性率 [Pa]
 G : 芯材樹脂のせん断弾性率 [Pa]
 H_1 : 上鋼板の厚み [m]
 H_2 : 芯材樹脂の厚み [m]
 H_3 : 下鋼板の厚み [m]
 $H_{31} \equiv (H_1 + 2H_2 + H_3)/2$ [m]
 $K_1 = E_1 H_1$ [Nm⁻¹]
 $K_3 = E_3 H_3$ [Nm⁻¹]
 P : 音圧 [Nm⁻²]
 SPL : 音圧レベル [dB]
 X : UNGER の式におけるシェアパラメーター [-]
 Y : UNGER の式におけるスティフネパラメーター [-]
 δ : 芯材樹脂の力学的損失 [-]
 ρ : 制振鋼板の単位面積あたりの質量 [kg/m²]
 η : 制振鋼板の損失係数

文 献

- 1) 田所義雄: 自動車材料ニュース (1984) 27, p. 23
- 2) 藤田 隆, 天野景隆: R & D レポート No. 33 機能性金属材料 (檜垣寅雄編) (1982), p. 213 [(株)シーエムシー]
- 3) E. M. KERWIN, Jr.: J. Acoustical Soc. America, 31 (1959) 7, p. 952
- 4) E. E. UNGER: Noise and Vibration Control, ed. by L. L. BERANEK (1971), p. 434 [Mc-Graw-Hill]
- 5) 例えば沖津昭慶, 今泉敏幸: 材料, 30 (1981), p. 503
- 6) 例えば佐々木雄貞, 遠藤 紘, 本田忠史, 座間芳正: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 1226
- 7) W. K. MILLER: SAE Tech. Paper Series (1980), 800077