

© 1989 ISIJ

 ///////////////
 論 文
 ///////////////

ポリマーアロイ技術による複合型制振鋼板の 制振性と密着性の向上

渡辺 裕吉*・藤井 康司*・西本 昭彦*

Improvement of Damping Capacity and Adhesion of Vibration-damping Steel Sheets by Polymer Alloy Technique

Yukichi WATANABE, Yasushi FUJII and Akihiko NISHIMOTO

Synopsis :

The relationship between damping capacity of vibration-damping steel sheets (VDS) and viscoelasticity, measured by dynamic test, of damping resins as been investigated by using polymer and polymer alloy.

Damping capacity has a tendency to be proportionally increased not only to $\tan\delta$ (mechanical loss tangent), as predicted by the formula proposed by CREME *et al*, but also dynamic modulus of damping resins. Damping capacity calculated by KERWIN's formula is in good agreement with observed value on high frequency range.

The relationship between tensile shear strength of VDS and dynamic modulus of damping resins has been also investigated. Tensile shear strength is increased by using damping resins of high dynamic modulus.

Polymer is difficult to achieve high $\tan\delta$ and high dynamic modulus. On the other hand, polymer alloy which is mixture of a high $\tan\delta$ resin and a resin of high dynamic modulus possesses these two properties, and VDS used this polymer alloy as damping resin can be achieved high damping capacity and high tensile shear strength.

Key words : vibration-damping steel sheet ; damping capacity ; tensile shear strength ; polymer alloy ; $\tan\delta$; dynamic modulus ; viscoelasticity.

1. 緒 言

複合型制振鋼板は、2枚の鋼板の間に、中間ダンパー層として粘弾性物質をサンドイッチしたもので、積層構造をした複合材料である。優れた制振性能と、鋼本来の強度を兼ね備えた新材料として、注目を集めている。

複合型制振鋼板（以下制振鋼板と略）の制振性能は、中間ダンパー層の粘弾性物質が、ガラス転移温度域で発揮する振動減衰能を利用したものである。粘弾性物質のこの振動減衰能は、損失正接と呼ばれ、 $\tan\delta$ で表示される。制振性能と損失正接の関係については、過去多くの解析が行われており^{1)~3)}、その中でもKERWIN²⁾の解析がよく知られている。KERWINの解析によれば、損失正接が大きな粘弾性物質を使用することにより、高い制振性能が得られることが示されている。

一方、制振鋼板について、プレス加工性などの加工特性を調べた研究は数多くあり、2枚の鋼板同士の引張りせん断接着強さが高くなるほど、加工特性が向上すると報告されている⁴⁾。さらに、制振鋼板の疲労特性は、引張りせん断接着強さが高くなるにつれて向上するとの報

告がある⁵⁾。

ところが、粘弾性物質は一般に、損失正接が大きなものは、剛性が低くなる傾向にあり、制振性能と引張りせん断接着強さとを両立した、制振鋼板の開発が望まれている。

高分子材料の分野において、相反する特性同士を両立させる技術として、特性の異なった2種類以上の重合体の混合によるポリマーアロイ技術があり、堅さと耐衝撃性を両立した、耐衝撃性ポリスチレンなど、多くの材料が開発されている。

本研究では、制振性能と損失正接および樹脂剛性の関係に着目しながら、制振性能と引張りせん断接着強さを両立するために、中間ダンパー層の粘弾性物質が保持すべき特性を明らかにすると共に、ポリマーアロイ技術の適用の可能性について検討した。

2. 実 験

2.1 供試材

中間ダンパー層の粘弾性物質（以下中間ダンパー樹脂と呼ぶ）には、制振鋼板に使用実績のある、エチレン-

昭和60年10月本会講演大会にて発表 平成元年1月17日受付 (Received Jan. 17, 1989)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

アクリル酸共重合体およびそのエステル化樹脂と、損失正接の大きな樹脂としてポリ酢酸ビニル樹脂、ポリスチレン樹脂を、また鋼板とのホットメルト接着性を持ちかつ剛性が大きな樹脂として、変性ポリエチレン系樹脂、変性ポリプロピレン系樹脂をそれぞれ使用した。これら樹脂は、エチレン-アクリル酸共重合体およびそのエステル化樹脂がランダム共重合体、その他が1種類の重合体からなるものであり、以下では単相系樹脂と呼び、ポリマーアロイと区別する。

一方、ポリマーアロイとしては、鋼板とのホットメルト接着性を持ちかつ剛性の大きな樹脂をベースレジンとし、それに損失正接の大きな樹脂を単純に物理分散したものを使用した。ベースレジンには、変性ポリプロピレン系樹脂を、損失正接の大きな樹脂には変性アクリル系樹脂をそれぞれ使用した。

中間ダンパー樹脂は、すべて 100 μm の厚みのフィルムに成形したものを使用した。

鋼板は、原則として 0.8 mm 厚の冷延鋼板を使用した。

2.2 積層化方法

供試材の中間ダンパー樹脂はすべてホットメルト接着性を有したものを使用しており、鋼板との積層はフィルムラミネーターおよび圧着ロールを使用して行った。フィルムラミネートは、それぞれ使用した中間ダンパー樹脂の融点付近で、また圧着は、融点より 20°C 高い温度に鋼板を加熱し行った。圧着後は、自然放冷にて室温まで冷却した。供試材の中間ダンパー樹脂の融点を、Table 1 に示す。なお接着剤などの補助的な接着手法は、使用しなかった。

2.3 樹脂物性

中間ダンパー樹脂の樹脂物性として、動的粘弾性の温度および周波数分散を測定した。動的粘弾性としては、複素弾性率 (E^*)、動的弾性率 (E')、動的損失 (E'') および損失正接 ($\tan \delta = E'' / E'$) を測定した。測定は強制振動非共振法により行い、測定の温度範囲は -50~

150°C とした。また測定時の昇温速度は 2°C/min とした。測定の周波数は、通常 110 Hz とし、周波数分散を求めるときには 8~2048 Hz の範囲とした。

2.4 制振性能

制振性能を示す表示量として、損失係数を測定した。測定は共振応答曲線からの半値幅法にて行った。Fig. 1 に測定の概要を示す。試験片としては、幅 25 mm、長さ 220 mm および 280 mm の寸法のものを使用し、所定の温度下で測定を行い、おのおの共振周波数における損失係数を求めた。得られた周波数-損失係数線図を用い、内挿から所定周波数における損失係数を求めた。

2.5 引張りせん断接着強さ

引張りせん断接着強さは、JIS K 6850 に準拠して求めた。試験片としては、片側の鋼板のみを互い違いに切断した、25 mm 幅の短冊状のものを使用した。引張速度は 5 mm/min とし、測定温度は 23°C とした。

3. 結 果

3.1 動的粘弾性

エチレン-アクリル酸共重合体を供試材として、動的粘弾性の温度分散および周波数分散を測定した。結果を Fig. 2 に示す。熱可塑性高分子が通常に示す挙動と同じように、複素弾性率 (E^*) は、温度が高くなるにつれて低下し、また同一温度下においては、測定の周波数が高くなると大きくなる。一方、損失正接は、256 Hz で

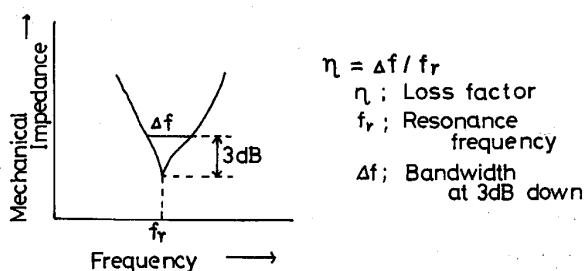
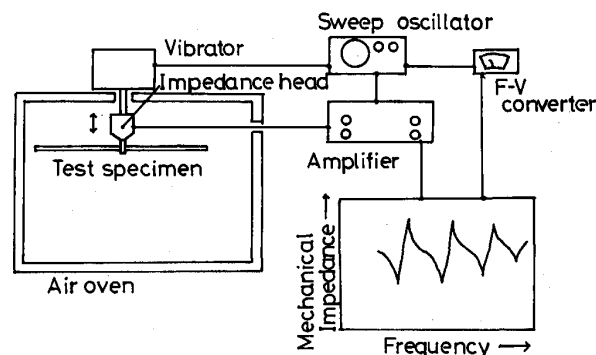


Table 1. Melting point of damping resins.

Damping Resins		Melting point (°C)
Polymer	EAA*	110
	EAA/AE* ²	95
	PVA* ³	80
	Polystyrene	150
	Polyethylene	125
Polypropylene	160	
Polymer alloy		150

* Ethylene acrylic acid copolymer

*² Ethylene acrylic acid acrylate copolymer

*³ Poly vinyl acetate

Fig. 1. Experimental apparatus for determination of loss factor.

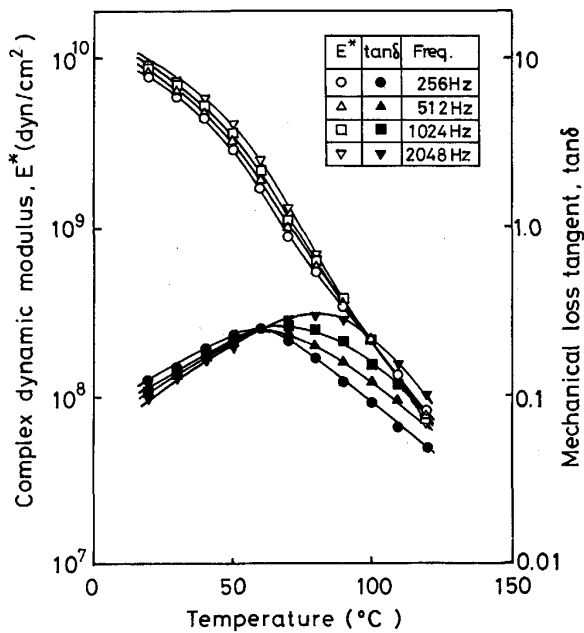


Fig. 2. Complex dynamic modulus and mechanical loss tangent of EAA film as a function of temperature.

は 55°C, 512 Hz では 60°C, 1024 Hz では 70°C, 2048 Hz では 80°C にそれぞれ最大値を示し, 測定の高周波数が高くなると, 最大値を示す温度は高温側へシフトする。

ところで, 無定形高分子の力学的特性は, 時間-温度換算則に従って変化することが知られている⁶⁾。動的特性においては, 緩和時間を使用して, 周波数分散のデータから, 温度分散を予測でき, 例えば低温で低周波数にて測定した結果は, 高温で高周波数にて測定した結果に一致する。一方, 結晶性高分子の場合, 粘弾性特性は時間-温度換算則に従いにくいといわれている⁷⁾。エチレン-アクリル酸共重合体は, 結晶性高分子であり, Fig. 2 に示されるように, 傾向としての挙動は, 時間-温度換算則に従っているものの, 例えば損失正接は, 測定の高周波数が高くなると, 最大値が大きくなるだけでなく, 温度分散はブロードとなる。そのため, 時間-温度換算則に従って, 移動係数を求め, 一本の合成曲線を作成することはできず, 厳密な取扱いを行う場合, 温度分散, 周波数分散については, 実測値を用いることが必要と考えられる。

3.2 制振性能

エチレン-アクリル酸共重合体を中間ダンパー材樹脂に使用した制振鋼板を供試材とし, 損失係数の周波数分散, 温度分散を求めた。周波数をパラメーターとし, 温度分散の測定結果を Fig. 3 に示す。損失係数は 250 Hz では 105°C, 500 Hz では 95°C, 1000 Hz では 80°C,

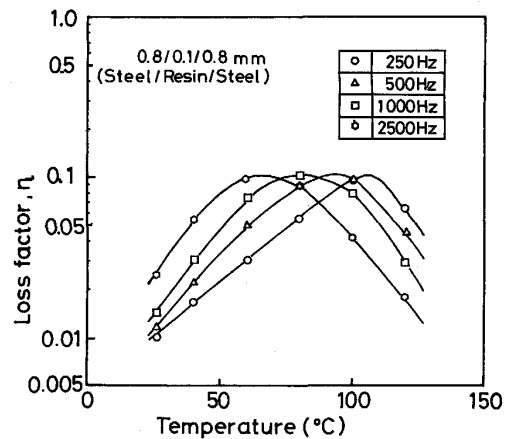


Fig. 3. Loss factor of VDS with EAA film as damping resin.

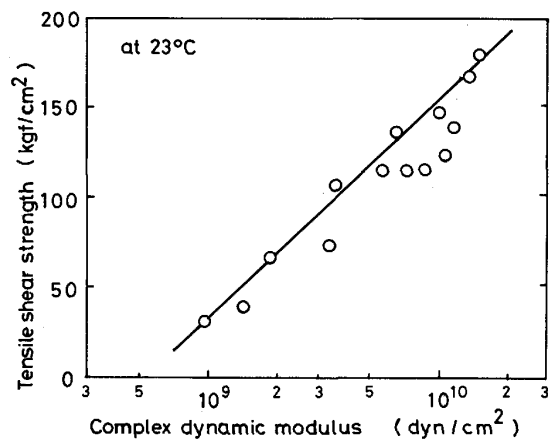


Fig. 4. Relation between complex dynamic modulus and tensile shear strength.

2500 Hz では 65°C にそれぞれ最大値を示す。最大値そのものは, 測定法も異なっており単純には比較できないが, 最大値を示す温度は, 前述した損失正接と損失係数とは明らかに異なっており, 損失係数のほうが高めとなる。

さらに損失係数では, 測定の高周波数が高くなると, ピーク温度は低温側へシフトし, 測定の高周波数に対する挙動が, 前述した損失正接とは, 全く逆である。

3.3 引張りせん断接着強さ

中間ダンパー樹脂の弾性率が, 引張りせん断接着強さにおよぼす影響を調べた。供試材には, 単相系樹脂およびポリマーアロイを使用した。Fig. 4 に, 23°C における, 複素弾性率と引張りせん断接着強さの関係を示す。ばらつきはあるが, 引張りせん断接着強さは, 複素弾性率が大きくなるとそれに伴って大きくなる。

鋼板と中間ダンパー樹脂の密着力は, 物理的因子, 化学的因子など, 種々の要因が複雑にからみあって決定さ

れる⁸⁾。従って、単に複素弾性率だけで決定されるとは考えられないが、引張りせん断接着強さを大きくするためには、弾性率の大きな中間ダンパー樹脂を使用することが、有効であると考えられる。

4. 考 察

4.1 損失係数の数値計算

KERWIN らは、中間ダンパー樹脂の動的粘弾性のデータを用い、次式から損失係数が算出できることを報告している^{9)~11)}。

$$\eta = \frac{3g_1 \tan \delta}{1 + 5g_1 + 4(1 + \tan^2 \delta)g_1^2} \dots\dots\dots (1)$$

(1) 式において g_1 は、せん断パラメーターと呼ばれ、次式で求められる。

$$g_1 = \frac{2G_2}{E_1 d_1 d_2 k^2} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 G_2 は中間ダンパー樹脂の動的剛性率、 E_1 は鋼板のヤング率、 d_1 、 d_2 はそれぞれ鋼板、中間ダンパー樹脂の厚み、 k は波数である。

そこでエチレン-アクリル酸共重合体について、得られた動的粘弾性のデータ (Fig. 2) を用い、(1)、(2) 式にて損失係数の算出を試みた。計算結果を、Fig. 5 に示す。なおエチレン-アクリル酸共重合体のポアソン比は、およそ 0.5 であり、3・1 節で求めた動的弾性率のデータを用い、その 3 分の 1 の値を動的剛性率として、計算を行った。Fig. 5 には、250 Hz および 2000 Hz における実測値をあわせて点線でプロットした。2000 Hz においては、若干の差はあるものの実測値と計算値には良い一致が認められる。それに対し、250 Hz では明らかに、

計算値のほうが実測値に比べ値が小さくなっている。ところで、実測値と同じように、計算値においても、低周波数になると、損失係数が最大値を示す温度は、若干ではあるが高温側へシフトしている。しかしながら、実測値のほうがより高温へシフトしており、周波数が低くなるほど、両者の温度差は大きくなる。

低周波数域において、実測値と (1) 式からの計算値が、一致しない理由として、次のことが考えられる。すなわち、DiTARANTO¹²⁾ が指摘しているように、KERWIN らの解析は、単純支持ばかりないしは端部の影響が無視できるような無限長のはり、を対象としたものである。ところで、Fig. 1 に示すように、実測の損失係数は、両端自由支持の条件にて求めたものである。従って、波長に対して試験片の長さが十分な高周波数域では、端面の影響が少なく、KERWIN らが解析した境界条件にほぼ等しくなり、計算値は実測値に一致したものと考えられる。それに対して、低周波数域では、波長が長くなり、今回測定した試験片の長さでは、端面の影響が無視できなくなり、KERWIN らの解析の境界条件から外れたため、両者は一致しなかったものと考えられる。

以上のように、KERWIN らの解析は、少なくとも高周波数域においては、支持条件に関係なく、損失係数の温度分散および周波数分散を求めることができるものと考えられる。

4.2 損失係数におよぼす損失正接の影響

従来から、損失係数を高くするためには、中間ダンパー樹脂に損失正接の大きなものを使用すればよいと言われている^{1)~3)}。また前述した、KERWIN らの解析をもとに、CREME ら¹³⁾ は損失係数の最大値、 η_{max} は、損失正接を用いて (3) 式から計算できるとし、損失正接の大きなものを使用するほど、損失係数は大きくなると報告している。

$$\eta_{max} \doteq \frac{3 \tan \delta}{5 + 4 \sqrt{1 + \tan^2 \delta}} \dots\dots\dots (3)$$

そこで、単相系樹脂を供試材として求めた、動的粘弾性のデータをもとに、損失正接の最大値と、制振鋼板としたときの損失係数の最大値との関係を調べた。なお損失係数は 2000 Hz で求めた。これは前節で述べたように、解析との対応関係が良いためである。また損失正接は 110 Hz で求めたものである。これは 3・1 節で述べたように、厳密な取扱時には若干問題はあるが、低周波数で求めた中間ダンパー樹脂の動的粘弾性のデータは、移動係数を用いることにより、高周波数での動的粘弾性のデータと関係づけられる。従って、それぞれピークとなる温度等に違いはあるが、単に損失係数と損失正接の関

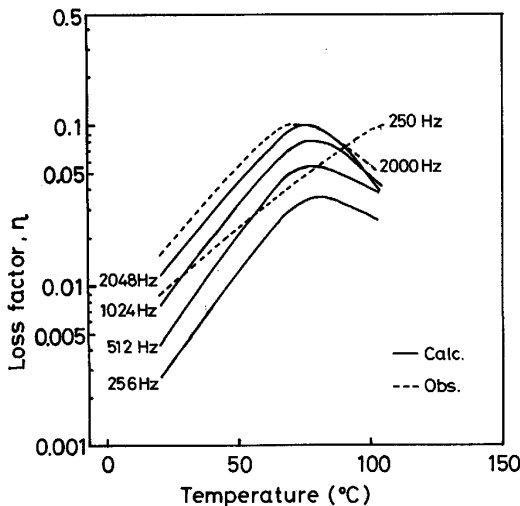


Fig. 5. Comparison of loss factor by KERWIN'S formula with observed value.

係を調べるうえには、特に問題はないものと考えられる。なお以後のデータは、特にことわらない限り、上述した理由で損失係数は 2 000 Hz でまた損失正接は 110 Hz で測定したものを使用した。

結果を(3)式からの計算値とともに、Fig. 6 に示す。ばらつきが大きい、大体の傾向としては、損失正接が大きくなると、損失係数も大きくなる。また計算値は、実測値とはほぼ一致している。制振性能が、中間ダンパー樹脂の振動減衰能を利用したものである以上、損失係数は損失正接にてほぼ決定されることを、この結果は示唆しており、また従来の報告と今回の結果は一致している。

4.3 動的弾性率の影響

前節で示したように、損失係数は損失正接によりほぼ決定されるが、制振性能が、曲げ振動時の中間ダンパー樹脂のずれ変形に依存している以上、損失正接だけでな

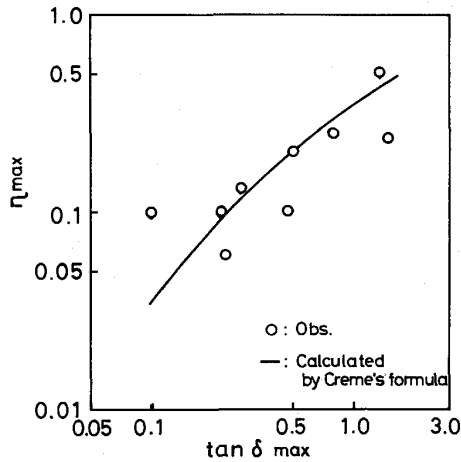


Fig. 6. Relation between maximum value of loss factor and maximum value of mechanical loss tangent.

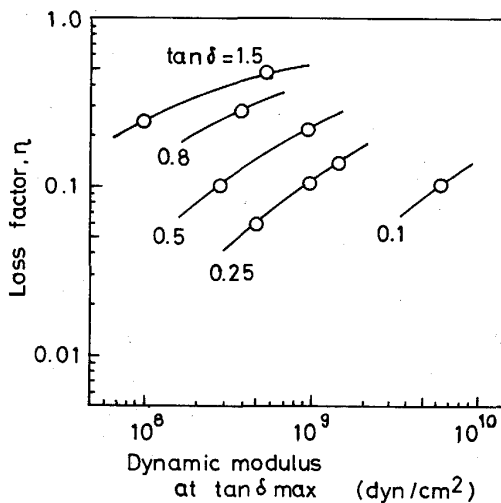


Fig. 7. Effect of dynamic modulus of damping resin on loss factor.

く、その弾性率の影響も受けているものと考えられる。そこで単相系樹脂を供試材として、損失正接をパラメーターに、動的弾性率が損失係数におよぼす影響を検討した。

損失正接の最大値、および最大となる温度における動的弾性率と、損失係数の最大値との関係を Fig. 7 に示す。損失正接が大きなものほど、動的弾性率は小さくなり、損失係数は大きくなる。しかしながら、損失正接が小さなものでも、動的弾性率が大きければ、損失係数が 0.1 以上の効果的な制振性能を持つ制振鋼板が得られることが示されている。例えば、損失正接が 0.25 とさほど小さくなくても、動的弾性率が $5 \times 10^9 \text{ dyn/cm}^2$ の中間ダンパー樹脂を使用すれば、0.3 という大きな損失係数をもつ制振鋼板となることが示唆されている。

ところで、樹脂単体の、振動 1 サイクルにおけるエネルギー吸収 H は、次式で求められることが報告されている¹⁴⁾。

$$H = \pi E' r_0^2 \tan \delta \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 r_0 は振幅である。すなわち、エネルギー吸収は、損失正接と共に、樹脂の動的弾性率にも比例する。従って Fig. 7 に示すように、損失正接の値が、若干小さくても、動的弾性率の大きな樹脂を使用することにより、制振鋼板としたときの、振動 1 サイクル当たりの吸収エネルギー量が大きくなり、結果として、大きな損失係数をもつものが得られるものと考えられる。

4.4 ポリマーアロイによる検討

単相系樹脂では、Fig. 7 に示すように、損失正接の大きなものは、動的弾性率が小さくなる。そのため、損失正接と動的弾性率がともに大きなものについての検討ができない。そこで、損失正接の大きな変性アクリル系樹脂と、鋼板との密着力が大きく、動的弾性率も大きな変性ポリプロピレン系樹脂の組合せでなるポリマーアロイを作製し、損失正接と動的弾性率の関係についてさらに検討した。

変性アクリル系樹脂の混入量が、動的弾性率および損失正接の温度分散におよぼす影響を、それぞれ、Fig. 8, 9 に示す。変性アクリル系樹脂の弾性率は、変性ポリプロピレン系樹脂の弾性率に比べ小さいために、変性アクリル系樹脂の混入量が増えるにつれて動的弾性率は小さくなる。それに対し損失正接は、変性アクリル系樹脂の混入量が増えるにつれて大きくなる。

Fig. 10 には、これらポリマーアロイを中間ダンパー樹脂とした、制振鋼板の損失係数の温度分散を示す。変性アクリル系樹脂の混入量が増えるにつれて、損失係数は大きくなる。

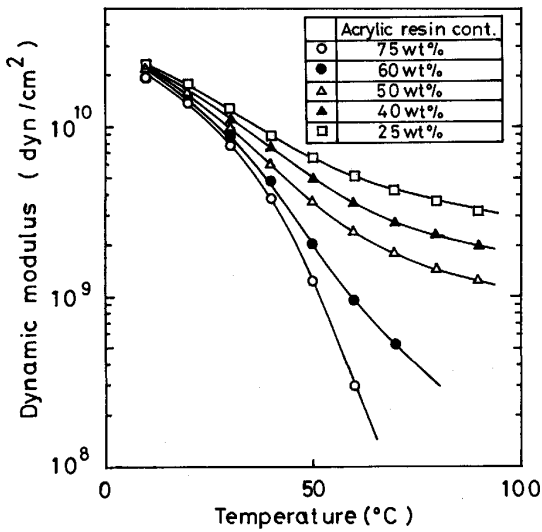


Fig. 8. Dynamic modulus of polymer alloy film by polypropylene and acrylic resin mixture.

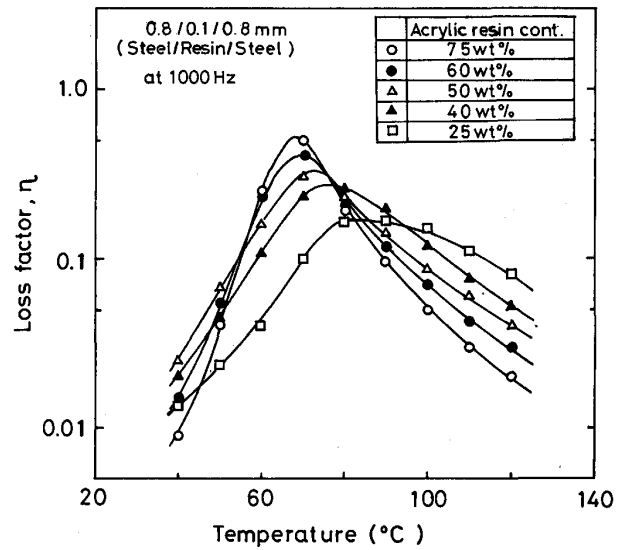


Fig. 10. Loss factor of VDS with polymer alloy film as damping resin.

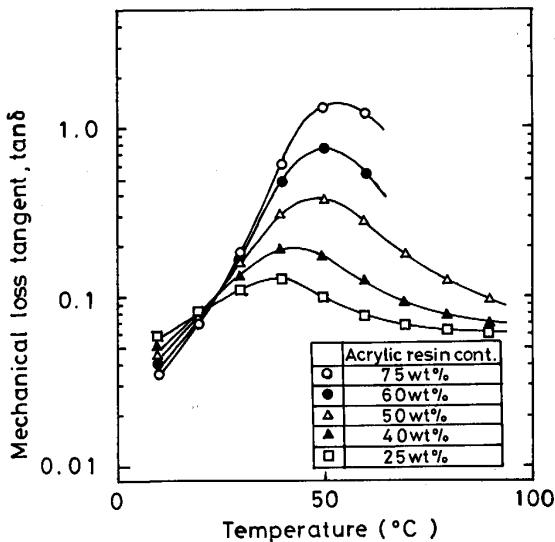


Fig. 9. Mechanical loss tangent of polymer alloy film by polypropylene and acrylic resin mixture.

Table 2 に、損失正接の最大値とその時の動的弾性率、および制振鋼板としたときの損失係数の最大値をまとめて示す。また、(3)式からの計算値をあわせて示す。実験により求めた結果では、すでに前節で述べたように、損失正接が小さくても、動的弾性率が大きければ、大きな損失係数が得られることがある (Fig. 7)。そして今回、ポリマーアロイを使用することで、これらのことをよりはっきりと確認することができた。

ところで、実測値と計算値を比較すると、次のことがわかる。すなわち、損失正接の最大値が大きく動的弾性率が小さい場合 (アクリル系樹脂の混入量が 75 wt% の場合)、実測した損失係数の最大値と、計算値はほぼ一

Table 2. Viscoelastic modulus of polymer alloy and loss factor of VDS with polymer alloy film as damping resin.

Acrylic resins content (wt%)	$\tan \delta_{max}$	E at $\tan \delta_{max}$ (dyn/cm ²)	η_{max} observed	η_{max} calculated
75	1.26	4.8×10^8	0.50	0.33
60	0.78	1.5×10^9	0.42	0.23
50	0.30	4.4×10^9	0.40	0.098
40	0.20	7.6×10^9	0.33	0.066
25	0.13	9.0×10^9	0.17	0.043

致している。それに対して、損失正接の最大値が小さく動的弾性率が大きい場合 (25 wt%)、計算値は実測値にくらべかなり小さな値であり、両者に大きな差がある。

以上のように、動的弾性率が大きなき、(3)式による計算値が、実測値に一致しなかった理由として、次のことが考えられる。すなわち、CREME らの解析のもととなる、KERWIN らの解析は、中間ダンパー樹脂の剛性が極めて小さく、制振鋼板そのものの曲げ剛性に、ほとんど影響を与えないことを前提としたものである。一方、制振鋼板の曲げ剛性におよぼす中間ダンパー樹脂のヤング率の影響について調べた、吉田¹⁵⁾の報告によれば、中間ダンパー樹脂のヤング率が、 10^8 dyn/cm² 以上になると、曲げ剛性は単なる 2 枚の鋼板を重ね合わせたものより大きくなることが指摘されている。従って、Table 2 に示すように、変性アクリル系樹脂の混入量が 75 wt% の場合は、計算値は実測値にほぼ一致しているがこれは、ヤング率が 4.8×10^8 dyn/cm² と今回使用したポリマーアロイのなかでは最も低く、曲げ剛性におよぼす中間ダンパー樹脂のヤング率の影響が比較的少な

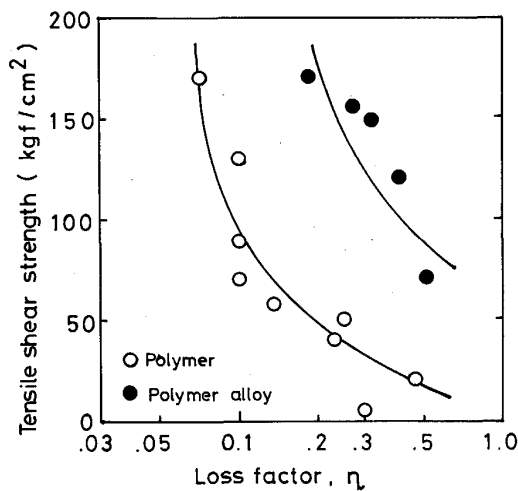


Fig. 11. Relation between loss factor and tensile shear strength.

かったためと考えられる。それに対して、25 wt% の場合は、計算値は実測値に比べ極めて小さいがこれは、ヤング率が $9 \times 10^9 \text{ dyn/cm}^2$ と極めて大きく、曲げ剛性への影響が無視できなくなり、解析条件から外れたためと考えられる。

4.5 損失係数と引張りせん断接着強さ

今回行った検討により、制振鋼板においては、中間ダンパー樹脂の複素弾性率および動的弾性率は、引張りせん断接着強さに影響をおよぼすだけでなく、損失正接と共に制振性能を決定する、重要な因子であることが判明した。特に中間ダンパー樹脂に、損失正接が大きくかつ動的弾性率が大きなものを使用することにより、大きな損失係数をもつ制振鋼板を得ることができる。

ところで、高分子樹脂の場合、一般に損失正接 ($= E''/E'$) は1以下のものがほとんどであり、従って複素弾性率 ($E = \sqrt{E'^2 + E''^2}$) と動的弾性率 (E') はほぼ同じ値となる。従って、両者をまとめて樹脂剛性という言葉で表せば、損失正接は損失正接の大きな樹脂に、また樹脂剛性は樹脂剛性の大きな樹脂に、それぞれ機能分離したポリマーアロイは、制振鋼板の中間ダンパー樹脂として最適であると考えられる。事実、今回の検討で得られたデータをもとに、Fig. 11 に、23°C における引張りせん断接着強さと損失係数の最大値との関係を示すが、ポリマーアロイを中間ダンパー樹脂に使用した制振鋼板では、大きな損失係数と、高い引張りせん断接着強さを両立している。

しかしながら、今回検討したポリマーアロイは、単純な物理分散によるものであり、樹脂単体の破断伸びは、

たかだか10数%であった。そのため、衝撃に対する強度が弱く、実用上には問題がある。破断伸びを高めるには、共重合分散を行うことが有効と考えられ、今後の検討課題である。

5. 結 言

単相系樹脂およびポリマーアロイを使用して、樹脂単体の動的粘弾性特性と、制振鋼板としたときの損失係数および引張りせん断接着強さとの関係について検討を行い、以下の結果を得た。

(1) 損失正接と損失係数とはほぼ比例関係にあり、CREME らの式とほぼ一致することが認められた。さらに損失係数は、損失正接が同じ値でも、動的弾性率の大きな樹脂を使用することにより大きくなることが認められた。

(2) 動的粘弾性のデータを用い、KERWIN らの式から損失係数を計算したところ、高周波数域での計算値は、実測値にほぼ一致したが、低周波数域においては、実測値に比べかなり小さな値となった。

(3) 損失正接と樹脂剛性とを、機能分離させ持たせたポリマーアロイを中間ダンパー樹脂に使用した制振鋼板は、大きな損失係数と、高い引張りせん断接着強さを示した。

文 献

- 1) H. OBERST, K. FRANKENFELD: *Acustica*, 2 (1952), p. 181
- 2) E. M. KERWIN, Jr.: *J. Acoustical Soc. of America*, 31 (1958), p. 952
- 3) D. K. RAO: *J. Mechanical Engineering Science*, 20 (1978), p. 271
- 4) 由田征史: *塑性と加工*, 26 (1985), p. 394
- 5) 香川裕之, 栗原正好, 渡辺裕吉: *鉄と鋼*, 74 (1988), p. 551
- 6) 中川鶴太郎: *レオロジー* 第2版 (1978), p. 218 [岩波全書]
- 7) 小野木重治: *レオロジー要論* (1973), p. 164 [槇書店]
- 8) *接便覧* 第11版 (奥田 平編) (1978), p. 17 [高分子刊行会]
- 9) D. ROSS, E. E. UNGAR and E. M. KERWIN: *Structural Damping* (1959) [Amer. Soc. Mech. Engrs.]
- 10) E. E. UNGAR: *J. Acoustical Soc. of America*, 34 (1962), p. 1082
- 11) G. KURTZ: *J. Acoustical Soc. of America*, 31 (1959), p. 1183
- 12) R. A. DiTARANTO: *J. Applied Mechanics*, 32 (1965), p. 881
- 13) L. CREME, M. HECKL and E. E. UNGAR: *Structure Borne Sound* (1973), p. 228 [Springer-Verlag]
- 14) E. E. UNGAR and E. M. KERWIN, Jr.: *J. Acoustical Soc. of America*, 34 (1962), p. 954
- 15) 吉田総仁: 第18回塑性加工春季講演会論文集 (1987), p. 175