SMP 粒子強化 SMP インテリジェントマテリアルの
巨視的損失係数の解析*荒木 栄 敏^{*1}, 杉 本 明 男^{*2}
山下 浩 儀^{*3}, 小 野 裕 之^{*1}Micromechanical Analysis of Macroscopic Loss Factor of
a SMP Reinforced SMP Intelligent MaterialShigetoshi ARAKI^{*4}, Akio SUGIMOTO,
Hironori YAMASHITA and Hiroyuki ONO^{*4} Mechanical and System Engineering, Kyoto Institute of Technology,
Goshokaido-cho, Matsugasaki, Sakyo-ku, Kyoto-shi, Kyoto, 606-8585 Japan

A loss factor of a polymeric material which influences its vibration damping capacity strongly is high in value nearby its glass transition temperature. Therefore, when the constituents of a polymer-based composite material are various in their glass transition temperatures, the magnitude of the macroscopic loss factor of such a composite may be expected to be high within wider range in temperature. In the present study, a shape memory polymer (SMP) particle/SMP matrix is used as a sample material and its macroscopic complex modulus and loss factor are derived explicitly by using the equivalent inclusion method combined with the Mori-Tanaka's theorem. Consequently, for the case of a five mode type of distribution of the glass transition temperature of particle whose aspect ratios is 0.01, the value of the macroscopic loss factor becomes higher than that of the monolithic SMP and it becomes constant within the temperature range from 30°C to 70°C.

Key Words: Equivalent Inclusion Method, Loss Factor, Shape Memory Polymer, Glass Transition Temperature, Polymer Based Composite

1. 緒 言

高分子材料は、そのガラス転移点近傍において制振特性が大きく向上するという性質を有する⁽¹⁾。そのため、幅広い温度範囲で良好な制振特性を有する材料を創製するには、異なるガラス転移点を有する構成要素を組合せて複合化する必要がある。このような複合材料の巨視的な損失係数は、線形粘弾性体の定常応答における応力-ひずみ関係と弾性体の構成式が形式的に一致することを利用して、マイクロメカニックスの手法を用いて複合材料の巨視的弾性定数を求め、これに含まれる構成要素の弾性定数を複素量に変換することで求められる⁽²⁾。前報⁽³⁾では、この手法をガラス転移点が-30°C~70°Cの範囲で比較的自由に設定できるという特徴を有するポリウレタン系の形状記憶ポリマー(SMP)⁽⁴⁾⁽⁵⁾複合材料に適用し、ガラス転移点が70°Cの母材中に、30°Cから60°Cまで10°C刻みのガラス転

移点を有する球形SMP粒子を分散させた場合に、20°C~80°Cの幅広い温度範囲に渡って、巨視的損失係数が母材単体のそれより大きくなることを見出した。この結果を受けて、本研究では、SMP強化基材のガラス転移点分布に加えて強化基材の形状も様々な楕円体形状に変化させることで、さらに巨視的損失係数が良好なSMP複合材料が開発できるかどうかを検討することを目的とする。

2. SMP 複合材料のモデル化と
巨視的損失係数の解析

2・1 幾何学的モデル化 図1はSMP母材 D 中に種々のガラス転移点を有するSMP粒子が完全にランダムに存在する状態を示したものであり、そのガラス転移点の値によって、ガラス状態、ゴム状態及びそれらの中間の遷移状態にある粒子が混在している。また、SMP粒子の形状は任意の楕円体で、その主半軸の大きさは様々であるが、その方向は座標軸と一致しているものとする。これらの粒子はそのガラス転移点と形状によって区別され、各領域を $\Omega(i)$ と表すことにする。母材と粒子 $\Omega(i)$ の複素剛性率を μ^c と $\mu^{*c}(i)$ 、母材の複素ポアソン比を ν^c とする。また、材料 D には定常振動作用せん断応力 $\sigma_{23}^0 \exp(i\omega t)$,

* 原稿受付 2008 年 9 月 5 日。

^{*1} 正員, 京都工芸繊維大学大学院工芸科学研究科機械システム工学専攻(☎ 606-8585 京都市左京区松ヶ崎御所海道町)。^{*2} 正員, (株)神戸製鋼所技術開発本部機械研究所(☎ 651-2271 神戸市西区高塚台 1-5-5)。^{*3} 正員, 三菱電機(株)生産技術センター(☎ 661-8661 尼崎市塚口本町 8-1-1)。

E-mail: araki@mech.kit.ac.jp

$\sigma_{32}^0 \exp(i\omega t)$ が作用しているものとする。

2.2 SMP 複合材料の巨視的剛性率の解析

2.2.1 線形弾性モデルと粒子の等価固有ひずみ

図2は図1に対応する線形弾性モデルであり、 σ_{23}^0 と σ_{32}^0 が作用するものとする。このとき、粒子の等価式は、 $\Omega(i)$ 内で、

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}^0 + \bar{\sigma}_{ij} + \sigma_{ij}^{\infty}(i) \\ = C_{ijkl}^*(i) [\varepsilon_{kl}^0 + \bar{\varepsilon}_{kl} + S_{klmn}(i) \varepsilon_{mn}^*(i)] \\ = C_{ijkl} [\varepsilon_{kl}^0 + \bar{\varepsilon}_{kl} + S_{klmn}(i) \varepsilon_{mn}^*(i) - \varepsilon_{kl}^*(i)] \end{aligned} \quad \cdots \cdots (1)$$

となる。ここで C_{ijkl} と $C_{ijkl}^*(i)$ は、それぞれ母材と $\Omega(i)$ 粒子の弾性定数であり、 $S_{ijkl}(i)$ は $\Omega(i)$ の Eshelby テンソルである。また、 $\varepsilon_{ij}^*(i)$ は母材と $\Omega(i)$ の弾性定数の違いを代行する等価固有ひずみ、 $\sigma_{ij}^{\infty}(i)$ は固有応力である。 σ_{ij}^0 と ε_{ij}^0 は作用応力と作用ひずみ、 $\bar{\sigma}_{ij}$ と $\bar{\varepsilon}_{ij}$ は相互作用場であり、これらの間に、

$$\sigma_{ij}^0 = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^0, \quad \bar{\sigma}_{ij} = C_{ijkl} \bar{\varepsilon}_{kl} \quad \cdots \cdots (2)$$

なる関係がある。

等価式(1)をせん断成分についてのみ書き直し、作用応力の対称性 $\sigma_{23}^0 = \sigma_{32}^0$ と固有ひずみの対称条件 $\varepsilon_{23}^*(i) = \varepsilon_{32}^*(i)$ を用いると、

$$\begin{aligned} 2\mu^*(i) [\varepsilon_{23}^0 + \bar{\varepsilon}_{23} + 2S_{2323}(i) \varepsilon_{23}^*(i)] \\ = 2\mu [\varepsilon_{23}^0 + \bar{\varepsilon}_{23} + 2S_{2323}(i) \varepsilon_{23}^*(i) - \varepsilon_{23}^*(i)] \end{aligned} \quad \cdots \cdots (3)$$

となる。ここで μ と $\mu^*(i)$ は母材と $\Omega(i)$ の剛性率である。また、Eshelby テンソル $S_{2323}(i)$ は、楕円体 $\Omega(i)$ の形状に拘らず、

$$S_{2323}(i) = \frac{1}{2} [H_2^e(i) + H_3^e(i)] - \frac{[H_2^e(i) - H_3^e(i)]}{2(1-\nu)} \quad \cdots \cdots (4)$$

なる形に整理できる⁽⁶⁾。ここで ν は母材のポアソン

比、 $H_2^e(i)$ と $H_3^e(i)$ は、共に強化基材のアスペクト比のみの関数である。著者らは $H_2^e(i)$ と $H_3^e(i)$ を形状因子⁽⁶⁾ と名づけている。後の2.3節に示すように、巨視的損失係数を解析する際には、本節で導く巨視的剛性率に含まれる構成要素の材料定数を複素量に置き換えるという処置を行うため、式(4)に示した形状因子で整理された Eshelby テンソルを使用することは母材のポアソン比が完全に分離されているため極めて好都合であることがわかる。任意の楕円体形状を取り扱えることに加えて、この点も形状因子を用いる利点である。

式(4)を等価式(3)に代入すると、等価固有ひずみ $\varepsilon_{23}^*(i)$ は、

$$\varepsilon_{23}^*(i) = -A(i)(\varepsilon_{23}^0 + \bar{\varepsilon}_{23}) \quad \cdots \cdots (5)$$

となる。ここで、

$$A(i) = \frac{[g(i)-1]}{[g(i)-1] \left\{ [1-H_1^e(i)] - \frac{H_2^e(i)-H_3^e(i)}{(1-\nu)} \right\} + 1} \quad \cdots \cdots (6 \cdot a)$$

$$g(i) = \frac{\mu^*(i)}{\mu} \quad \cdots \cdots (6 \cdot b)$$

である。さらに、相互作用応力 $\bar{\sigma}_{ij}$ は、 $\Omega(i)$ の体積含有率を $f(i)$ とおくと、Mori-Tanaka の定理⁽⁷⁾ より、

$$\bar{\sigma}_{ij} = -\sum_i f(i) \sigma_{ij}^{\infty}(i) \quad \cdots \cdots (7)$$

となるため、相互作用ひずみ $\bar{\varepsilon}_{23}$ は、式(2)に式(7)を代入した後、さらに式(1)と式(2)から求まる固有応力 $\sigma_{ij}^{\infty}(i)$ を代入して、対称性を考慮して整理すると、

$$\bar{\varepsilon}_{23} = -\sum_i f(i) B(i) \varepsilon_{23}^*(i) \quad \cdots \cdots (8)$$

となる。ここで、

$$B(i) = -H_1^e(i) - \frac{[H_2^e(i) - H_3^e(i)]}{(1-\nu)} \quad \cdots \cdots (9)$$

である。式(8)に式(5)を代入し、 ε_{23}^0 と $\bar{\varepsilon}_{23}$ が D 内

Fig. 1 Polymer based composite

Fig. 2 Linear elastic model

で一様であることを考慮すると,

$$\begin{aligned}\bar{\varepsilon}_{23} &= (\varepsilon_{23}^0 + \bar{\varepsilon}_{23}) \sum_i f(i) A(i) B(i) \\ \therefore \bar{\varepsilon}_{23} &= \frac{\sum_i f(i) A(i) B(i)}{1 - \sum_i f(i) A(i) B(i)} \varepsilon_{23}^0 \quad \cdots \cdots (10)\end{aligned}$$

を得る. 式(10)を式(5)に代入すると, 等価固有ひずみは最終的に,

$$\varepsilon_{23}^*(i) = -\frac{A(i)}{1 - \sum_i f(i) A(i) B(i)} \varepsilon_{23}^0 \quad \cdots \cdots (11)$$

となる.

2・2・2 巨視的剛性率 物体 D 内に生じる巨視的
平均ひずみ $\bar{\varepsilon}_{ij}$ は,

$$\bar{\varepsilon}_{ij} = \varepsilon_{ij}^0 + \sum_i f(i) \varepsilon_{ij}^*(i) \quad \cdots \cdots (12)$$

となる⁽⁶⁾. これに式(11)を代入すると,

$$\bar{\varepsilon}_{23} = \frac{1 - \sum_i f(i) A(i) [B(i) + 1]}{1 - \sum_i f(i) A(i) B(i)} \varepsilon_{23}^0 \quad \cdots \cdots (13)$$

を得る. 巨視的剛性率 $\bar{\mu}$ は,

$$\bar{\mu} = \frac{\sigma_{23}^0}{2 \bar{\varepsilon}_{23}} = \frac{\varepsilon_{23}^0}{\bar{\varepsilon}_{23}} \mu \quad \cdots \cdots (14)$$

により求められるため, 式(14)に式(13)代入すると,

$$\frac{\bar{\mu}}{\mu} = \frac{1 - \sum_i f(i) A(i) B(i)}{1 - \sum_i f(i) A(i) [B(i) + 1]} \quad \cdots \cdots (15)$$

を得る.

2・3 SMP 複合材料の巨視的損失係数の解析 弾
性モデルの解(15)に対して,

$$\mu \rightarrow \mu^c = \mu' + i\mu'' = \mu'(1 + i \tan \delta) \quad \cdots \cdots (16 \cdot a)$$

$$\begin{aligned}\mu^*(i) \rightarrow \mu^{*c}(i) &= \mu^{*'}(i) + i\mu^{*''}(i) \\ &= \mu^{*'}(i) [1 + i \tan \delta^*(i)] \cdots \cdots (16 \cdot b)\end{aligned}$$

$$\nu \rightarrow \nu^c = \nu' + i\nu'' \quad \cdots \cdots (16 \cdot c)$$

なる置き換えを行う. 添字 c は複素量を示し, $i = \sqrt{-1}$ である. また, $\tan \delta$ と $\tan \delta^*(i)$ はそれぞれ母材と粒子 $\Omega(i)$ の損失係数である. さらに, 式(6)と式(9)の係数 $g(i)$, $A(i)$, $B(i)$ についても,

$$g(i) \rightarrow g^c(i) = g'(i) + ig''(i) \quad \cdots \cdots (17 \cdot a)$$

$$A(i) \rightarrow A^c(i) = A'(i) + iA''(i) \quad \cdots \cdots (17 \cdot b)$$

$$B(i) \rightarrow B^c(i) = B'(i) + iB''(i) \quad \cdots \cdots (17 \cdot c)$$

なる置き換えを行うと, 最終的に, 巨視的複素剛性率は,

$$\begin{aligned}\bar{\mu}^c &= \frac{1 - \sum_i f(i) A^c(i) B^c(i)}{1 - \sum_i f(i) A^c(i) [B^c(i) + 1]} \mu^c \\ &= (F' + iF'')(\mu' + i\mu'') \\ &= \mu' [(F' - F'' \tan \delta) + i(F' \tan \delta + F'')] \quad \cdots \cdots (18)\end{aligned}$$

となる. ここで各係数は,

$$F' = \frac{(1 - G_1)(1 - G_3) + G_2 G_4}{(1 - G_3)^2 + G_4^2} \quad \cdots \cdots (19 \cdot a)$$

$$F'' = \frac{(1 - G_1)G_4 - G_2(1 - G_3)}{(1 - G_3)^2 + G_4^2} \quad \cdots \cdots (19 \cdot b)$$

$$G_k = \sum_i G_k(i), \quad (k=1, 2, 3, 4) \quad \cdots \cdots (19 \cdot c)$$

$$G_1(i) = f(i) [A'(i)B'(i) - A''(i)B''(i)] \cdots \cdots (19 \cdot d)$$

$$G_2(i) = f(i) [A'(i)B''(i) + A''(i)B'(i)] \cdots \cdots (19 \cdot e)$$

$$G_3(i) = f(i) \{A'(i)[B'(i) + 1] - A''(i)B''(i)\} \quad \cdots \cdots (19 \cdot f)$$

$$G_4(i) = f(i) \{A'(i)B''(i) + A''(i)[B'(i) + 1]\} \quad \cdots \cdots (19 \cdot g)$$

である.

巨視的剛性率 $\bar{\mu}^c$ を, $\bar{\mu}^c = \bar{\mu}' + i\bar{\mu}''$ で表すと, 式(18)から,

$$\bar{\mu}' = \mu' (F' - F'' \tan \delta) \quad \cdots \cdots (20 \cdot a)$$

$$\bar{\mu}'' = \mu' (F' \tan \delta + F'') \quad \cdots \cdots (20 \cdot b)$$

となる. さらに, これらの比を取ることににより, 巨視的損失係数 $\tan \bar{\delta}$ は次式となる.

$$\tan \bar{\delta} = \frac{\bar{\mu}''}{\bar{\mu}'} = \frac{F' \tan \delta + F''}{F' - F'' \tan \delta} \quad \cdots \cdots (21)$$

3. 数値計算結果および考察

3・1 材料定数 解析に際しては, ガラス転移点 T_g が $-30^\circ\text{C} \sim 70^\circ\text{C}$ の範囲で比較的自由に設定できるポリウレタン系形状記憶ポリマー (SMP) 複合材料を想定した. SMP の剛性率 μ' とポアソン比 ν' は, いずれも T_g の値によらず T_g からの温度差に対して同じ温度変化をするものと仮定した⁽¹⁾⁽⁸⁾. これらをそれぞれ図 3(a) と図 3(b) に示す. また, これは損失係数 $\tan \delta$ についても同様であり, $T_g = 70^\circ\text{C}$ の場合における温度変化を図 3(c) に示す⁽¹⁾. 母材の T_g は 70°C , ポアソン比の虚部 ν'' は零とした. さらに, 前報⁽³⁾ と同様に, 母材が高温域, 粒子が低温域での制振特性をそれぞれ受け持つものとし, 粒子のガラス転移点を母材より低温側に設定するとともに, その体積含有率 f を, ちょうど半分値, すなわち $f = 0.5$ に設定した.

3・2 強化基材形状の影響 本節では強化基材形状が巨視的損失係数へ及ぼす影響を明らかにするため, 粒子は 1 種類, すなわち, ガラス転移点分布は単分散とし, ガラス転移点を 30°C に設定した. また, 粒子の形状としては, フレーク, 楕円柱, 回転楕円体の 3 種類を用いた. このような粒子を用いた場合には, その損失係数は異方性を示すことになる. しかしながら, 特に, フレークや薄い楕円柱の場合には, その主半軸の大きさが最も小さくなる方向に垂直な面に沿ってせん断振動応力を加えた場合にのみ, その制振能が

(a) Shear modulus of SMP

(b) Poisson's ratio of SMP

(c) tan δ of SMP

Fig. 3 Elastic constants and tan δ of SMC

発露されるものと考えられる。したがって、式(21)で求めた巨視的損失係数が $\sigma_{23}^0 \exp(i\omega t) = \sigma_{32}^0 \exp(i\omega t)$ なる作用応力に対するものであることを考慮して、フレークにおいては、その主半軸の大きさの順序を $a_3 > a_1 \gg a_2$ 、楕円柱では $a_3 \gg a_1 > a_2$ 、回転楕円体では $a_3 > a_1 = a_2$ とした。

図4に、強化基材形状がフレーク ($a_3 > a_1 \gg a_2$) の場合に対する巨視的損失係数 $\tan \delta$ の温度変化を示す。フレーク面に垂直な方向が x_2 方向(図1参照)であり、その厚さ $\omega_2 = a_2/a_1$ は、 $\omega_2 = 0.01$ とした。また、図は $\omega_3 = a_3/a_1$ を変化させた結果である。なお、図中の破線は母材単体に対する結果⁽¹⁾を示したものである。

図より、強化基材のアスペクト比 ω_3 の値のいかんによらず、約 30°C と 70°C に巨視的損失係数 $\tan \delta$ の2つのピークが生じることがわかる。前者は粒子の T_g に、後者は母材のそれに対応するものである。粒子のアスペクト比 ω_3 が1から増加するにしたがって、30°Cのピークの値はほとんど変化しないものの、70°Cのピーク値は母材単体のものに比べて半分程度にまで低下することがわかる。また、 ω_3 が増加するにしたがってその低下の度合いはかなり大きくなることもわかる。したがって、フレークを加えた場合には、そのアスペクト比に関係なく 30°C 近傍の制振性能は変化しないが、70°Cでの性能は著しく低下することがわかる。

次に、楕円柱 ($a_3 \gg a_1 > a_2$) 強化基材に対する結果を図5に示す。この場合には、図中に示すように、 $\omega_3 \rightarrow \infty$ と x_3 方向に長い楕円柱であり、アスペクト比 $\omega_2 = a_2/a_1$ を 0.01、すなわちリボン状から、 $\omega_2 = 1$ の円柱まで変化させている。図より、 $\omega_2 = 0.01$ のリボン状に対しては、図4のフレークの場合と同様に 70°Cの

Fig. 4 Macroscopic loss factor (elliptic flake)

落ち込みが激しいことがわかる。しかしながら、 ω_2 が大きくなるにしたがって、30°Cのピークの値は減少し、70°Cのそれは増加する傾向にあることがわかる。

図6は回転楕円体($a_3 > a_1 = a_2$)強化基材に対する結果である。アスペクト比 $\omega_3 = a_3/a_1$ を100から減少させた場合には、30°Cのピーク値は $\omega_3 = 1$ 、すなわち、球形になるまで減少するが、その後は逆に増加に転じ、 $\omega_3 = 0.01$ で最大となることがわかる。また、70°Cのピーク値はこれとは逆の傾向を示している。

したがって、これらの結果より、強化基材形状が楕円柱と回転楕円体の場合には、強化基材の体積含有率が同じ場合においても強化基材のアスペクト比を変化させることで、30°Cと70°Cにおける巨視的損失係数 $\tan \bar{\delta}$ の大きさを制御できる可能性があることがわかった。図7は、これを検討するために図4～図6での30°Cと70°Cにおける巨視的損失係数のピーク値

$\tan \bar{\delta}_{\max}$ についてまとめたものである。(a)図はフレーク、(b)図は楕円柱、(c)図は回転楕円体強化基材の場合であり、いずれも横軸は粒子のアスペクト比である。また、図中のMatrixは70°Cの、Particleは30°Cのピーク値を表している。これらの図より、母材が担っている70°Cにおける制振性能を犠牲にする代わりに、30°Cでの制振性能を効率よく向上させるためには、粒子の含有率 f が50%であることを鑑みて、母材と粒子に対応するピークの値を一致させるような粒子形状を選択すれば良いと思われる。このような点は、楕円柱と回転楕円体の結果に現れ、 $\omega_2 = 0.1$ 程度の薄いリボン形状か、 $\omega_3 = 0.01$ の扁平な円板形状が好ましいことがわかる。本研究では、実際の取り扱いの簡単さの観点から、後者の扁平円板形状を選択することにする。

3.3 5モードガラス転移点分布の結果 巨視的

Fig. 5 Macroscopic loss factor (elliptic cylinder)

Fig. 6 Macroscopic loss factor (spheroid)

Fig. 7 Peak in macroscopic loss factor versus aspect ratios

損失係数 $\tan \delta$ の値が 0.3 程度であれば制振材料として使用できるという観点から図 6 の結果を見ると、50°C における $\tan \delta$ の落ち込みを改善する必要がある。このためには、前節で定めたアスペクト比 $\omega_3 = 0.01$ の粒子のガラス転移点 T_g 分布を、この 50°C を中心とした正規分布状に設定すれば良いと思われる。若干の試行錯誤の後に得られたガラス転移点 T_g 分布の確率密度 H の結果を図 8 に示す。図示したように、50°C における確率密度を 0.25 とし、30°C まで段階的に減少させるとともに、母材の 70°C と 50°C の間を若干補完するように設定した。このような 5 モード分布を用いて求めた巨視的損失係数 $\tan \delta$ と巨視的剛性率 $\bar{\mu}'$ の結果をそれぞれ図 9(a) と図 9(b) に示す。

図中の破線は母材単体の結果⁽¹⁾である。図より、70°C における巨視的損失係数の値は、母材単体のそれに比べてかなり減少してはいるものの、約 30°C から 70°C に渡って損失係数はほぼ一定であり、また、その値は制振材料として使用できる値である 0.3 近傍を示していることがわかる。図中の 1 点鎖線の結果は、比較のために示した球形粒子を用いた前報の結果⁽⁶⁾である。これらの結果より、扁平な円板形状の強化基材を用いた本モデルの巨視的損失係数は、球形粒子を用いた前報の結果に比べて、60°C~80°C においては減少しているものの、30°C~60°C の範囲では逆に大きくなっており、温度変化に対してさらにフラットになっていることがわかる。この解析は、扁平な円板形状の粒子を体積含有率 50% 含むものであり、このような材料を実際に創生する際には、程度の差はあるものの粒子同士の接触、すなわちパーコレーションが生じることは避けられないと思われる。複合材料の巨視的な熱伝導率や電気伝導率を論じる際には、パーコレーションが生じた場合に、粒子を伝って熱や電流が流れる

Fig. 8 5 mode type of distribution of T_g of the particle

ため、その影響はかなり大きくなるが、損失係数はエネルギー量から算出されるものであるため、これに及ぼすパーコレーションの影響は、熱伝導率や電気伝導率に比べて比較的小さいものと考えられる。したがって、図 9 の解析結果は、パーコレーションが生じた場合には適用できないものの、少なくとも粒子のガラス転移点分布に加えてその形状も工夫することで、幅広い温度範囲で良好な制振特性を有する材料が創製できる可能性を示唆していると考えられる。

4. 結 言

本研究は、形状記憶ポリマー (SMP) 母材中に、種々のガラス転移点を有する SMP 粒子を含む状態を想定し、粒子の形状とガラス転移点分布を工夫することで、広い温度範囲で良好な制振特性を有する高分子系複合

(a) Macroscopic loss factor of the SMP composite (5 mode type of T_g distribution)

(b) Macroscopic shear modulus of the SMP composite (5 mode type of T_g distribution)

Fig. 9 Macroscopic loss factor and shear modulus of the SMP composite (5 mode type of T_g distribution)

材料開発の可能性を検討したものである。具体的に SMP 粒子形状とガラス転移点分布を設定し、マイクロメカニックスの手法を用いて複合材料の巨視的損失係数を解析した結果、SMP 粒子のアスペクト比によってその値は大きな影響を受けることがわかった。また、薄い円板形状の SMP 粒子を用いて、そのガラス転移点分布を工夫することによって、広い温度範囲で巨視的損失係数が比較的一定となるような材料が創製できる可能性があることが確認できた。

文 献

- (1) Tobushi, H., Hayashi, S. and Kojima, S., *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 57, No. 543 (1991), pp. 2760-2766.
- (2) Mura, T., *Micromechanics of Defects in Solids Second, Revised ed.*, (1987), pp. 449-455, Martinus Nijhoff Publishers.
- (3) Araki, S., Yamashita, H., Mizutani, N. and Sugimoto, A., *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 70, No. 698 (2004), pp. 1514-1521.
- (4) Tobushi, H. and Hayashi, S., *Science of Machine*, Vol. 45, No. 11 (1993), pp. 1136-1140.
- (5) Tobushi, H. and Hayashi, S., *Science of Machine*, Vol. 46, No. 6 (1994), pp. 646-652.
- (6) Araki, S., Yamashita, H. and Minami, A., *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 71, No. 701 (2005), pp. 157-164.
- (7) Mori, T. and Tanaka, K., *Acta Metallurgica*, Vol. 21 (1973), pp. 571-574.
- (8) Araki, S., Ono, H., Yamada, S. and Saito, K., *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 67, No. 659 (2001), pp. 1140-1147.