ピッチ系 CFRP ダンピング複合材料の創成と性能評価†

橋詰拓勇* 竹村振一** 夏木俊明*** 倪慶清***

Development and Performance of Pitch Based CFRP Damping Composites

by

Takuo HASHIDUME*, Shinichi TAKEMURA**,
Toshiaki NATSUKI*** and Qing-Qing NI***

Carbon fiber reinforced plastics (CFRP) have high specific rigidity and high specific strength. But it is poor in vibration damping. In this research, in order to improve the damping properties of CFRP, the damping behavior was investigated by dynamic mechanical analysis (DMA). The $\tan \delta$ and E were calculated by the RKU equations. As a result, CFRP/polymer laminates were found to exhibit a high damping property by placing the 90° layers in the vicinity of core layer. A new approach of cutting part of damping sheet was proposed and both modulus and damping property could be obtained by adjusting the ratio of cutting part, which is effective way in designing optimum damping materials. It was found for CFRP materials RKU formula should be modified with the consideration of value of $\tan \delta$ in CFRP layer, which will provide a better prediction for damping property.

Key words:

CFRP, Sandwich structure, Vibration damping, RKU equation

1 緒 言

炭素繊維強化高分子系複合材料 (CFRP) は、その軽量性、高比剛性・高比強度のため、従来の金属材料の代替材料として現在多くの構造物に用いられている。しかし、CFRP は、従来の金属材料と同様に振動減衰性に乏しく、発生した振動が消失するまでに長い時間を要する。あるいは振動源からの振動を伝達し、構造物およびその周囲環境に悪影響を及ぼすという欠点を有している。このような振動吸収性および制振性における欠点を改善するため、CFRP に対して種々の方法が考案され、特に、材料そのものに制振性を付与する方法において種々の提案がなされた。その中で、制振性を有するシートまたはゴムを挟み込む方法が有効である。^{1)~6)}

その中、複合構造の一つにサンドイッチ構造が存在する。薄い 2 枚の表面材の間に厚くて軽い心材を挟んで一体化したもので、サンドイッチ効果により少ない素材で剛性の高い構造を作製することができる。このように、従来では力学的な利点が注目されていたが、近年では工業材料としての多機能化にも注目されている。サンドイッチ構造が材料の多機能化に使用されている例として、制振鋼板がある。2 枚の鋼板の間に粘弾性材料を挟み込んだ制振鋼板は自動車、電機および建材に使用されている。また、心材の性質を変えることで、サンドイッチ積層板の性

質を変えることができるため、設計の自由度を増すことも可能である。

心材に粘弾性材料を使用した CFRP サンドイッチ積層板は高い制振性を示す。^{7),8)} また、CFRP 積層板の繊維配向角を変化させることによって制振性を変化させることが可能である。

CFRP は一般的にエポキシ樹脂を母材として作製される。接着剤として使用されるエポキシ樹脂を母材として使用するため、作製段階において心材を挟み込んでサンドイッチ構造にすることが容易である。また、心材と表面材の間に接着剤を介さないため、鉄鋼材料を使用するサンドイッチ構造に比べ、表面材と心材同士の界面状態が良好であることが考えられる。

動的粘弾性測定 (DMA: Dynamic Mechanical Analysis) は、試験片に応力を与え、そのひずみを測定する動的振幅測定試験である。高分子系複合材料の減衰特性は温度、振動周波数に強く依存していることが知られている。そのため非共振強制振動の動的粘弾性測定 (DMA) は有効な測定手段の一つである。この試験により物質の粘弾性、特に制振性を示す損失正接 ($\tan \delta$) を測定することが可能である。高分子材料の粘弾性を測定することに使用されてきたこの装置は、心材に粘弾性材料を使用したサンドイッチ積層板の粘弾性の測定にも有効である。^{1),8)}

† 原稿受理 平成25年9月24日 Received Sep.24,2013

* 信州大学大学院 〒386-8567 長野県上田市常田
Graduate School, Shinshu University, Ueda, Nagano, 386-8567.

** JX 日鉱日石エネルギー(株) 〒231-0815 横浜市中区千鳥町
JX Nippon Oil & Energy Corporation, Naka-ku Yokohama, 231-0815.

*** 信州大学 〒386-8567 長野県上田市常田
Shinshu University, Ueda, Nagano, 386-8567.

心材に粘弾性材料を使用したサンドイッチ構造の場合、制振性を発揮するのは、粘弾性材の粘性が高くなることでエネルギーの消散が増加するためである。そのため測定時の温度域によって制振制および弾性の性質が大きく異なる。DMAは高分子材料の温度依存性を測定するものであるため、粘弾性材料を使用した積層板の制振制および弾性を測定することに適した測定方法である。

制振性を示す損失係数 η を予測する手段の一つとして、Ross-Unger-Kerwin (RKU)式が存在する。これは心材に粘弾性材料を使用した3層サンドイッチ構造における実効曲げ剛性を予測するものである。複雑な構造体の実効曲げ剛性を予測することはできないが、梁のような簡単な条件下においては良い近似値を取ることがわかっている。⁹⁾ RKU式は表面材が鉄鋼材料であることを想定した予測式であり、表面材に高分子材料を含むFRPにおける適用方法について検討する必要がある。

本研究では、今まで報告例が少ないピッチ系炭素繊維を用いたCFRP積層板および粘弾性材料によりサンドイッチ積層板を作製し、DMAにより作製した積層板の制振特性を評価し、ピッチ系炭素繊維の制振構造への応用展開を図る。また、制振シートの一部を切り取るという新しい手法による制振・ダンピング設計を試み、剛性とダンピングの両立および最適設計を行う。その上、積層板の制振特性及び曲げ弾性率をRKU式により予測し、実測値との比較を行う。

2 積層板作製

2・1 材料

CFRP作製にはピッチ系炭素繊維 XN-600 を用いたグラノックプリプレグ(E6026C-12S, 日本グラファイトファイバー(株))およびPAN系炭素繊維 T700Sを用いたトレカプリプレグ(P3252S-10, 東レ(株))を用いた。心材に用いる粘弾性物質はスチレンブタジエンゴム(SBR; Styrene-Butadiene Rubber)およびポリウレタン(PU; Polyurethane)を用いた。SBRはアスナーシート(アスク工業(株))を使用し、PUにはポリエステルポリオール系ウレタン(ダイアリイ MS4510, ディアブレックス(株))を用いた。MS4510のT_gは45℃付近であり、45℃付近において最大の制振性を発揮する。

2・2 試験片作製

PUシートはPU溶液を型枠に流し込み70℃で乾燥させ、厚さ0.1mmのPUシートを作製した。SBRシートは厚さ0.15mmのアスナーシートを任意の大きさに切り取って使用した。

積層板はプリプレグおよびPUシート、SBRシートを積層し、PUおよびSBRを心材とするサンドイッチ構造として作製した。繊維配向角は、試験片にした場合の長手方向を0°とし、0°および90°を使用した。プリプレグの積層枚数は計12枚とし、PUシートもしくはSBRシートを6枚のプリプレグにて挟み込み積層板を作製した。

プリプレグおよびPUシートもしくはSBRシートを積層後、卓上テストプレスを用いて130℃、2MPa、保持時

間1.5hで加熱圧縮し、CFRP/PU積層板およびCFRP/SBR積層板を作製した。Fig.1にCFRP/SBR積層板の断面概略図を示す。CFRP/SBR積層板の積層構造はA0材が[0° × 6/SBR/0° × 6], A1材は[0° × 5/90° /SBR/90° /0° × 5], A2材は[0° × 4/90° × 2/SBR/90° × 2/0° × 4], A3材は[0° × 3/90° × 3/SBR/90° × 3/0° × 3], B0材は[0° × 6/SBR/0° × 6]である。ただし、A0材、A1材、A2材およびA3材に使用した炭素繊維はピッチ系であり、B0材に使用した炭素繊維はPAN系である。Fig.1にて示されているX-Z軸は、X軸が試験片の幅方向であり、Z軸が試験片の厚み方向である。

CFRP/PU積層板においてはピッチ系炭素繊維を使用し、PUシートをそのまま積層した積層板と、PUシートの一部を切り取り、積層した積層板を作製した。そのまま積層したものをB材とし、長手方向垂直(以後便宜上、横方向とする)に幅1mmで5箇所切り取り、切り取り間隔を7mmとしたものをC材、幅2mmで5箇所切り取り、切り取り間隔を5.5mmとしたものをD材とした。CFRP/PU積層板に使用したPUシートの上面概略図をFig.2に示す。Fig.2にて示されているY軸は試験片の長手方向であり、X軸はFig.1と同様に試験片の幅方向である。図中の黒い部分が切り取った部分となる。積層板が硬化した後、積層板をダイヤモンドカッタにより切断し、断面を目視および光学顕微鏡にて観察を行った。その結果、C材およびD材のシート切り取り部には空洞はなく、CFRPの母材であるエポキシ樹脂が稠密に詰まっていることを確認した。積層板作製工程にて、加熱圧縮を行ったが、その際に、エポキシ樹脂の粘度が下がりPUシートの切り取り部分に流れ込んだ後、硬化したためだと考えられる。

Fig.1 Construction of CFRP sandwich laminate.

Fig. 2 Schematic of cutting part of a sheet.

3 測定方法

制振性の評価には損失正接($\tan \delta$)を用いた。 $\tan \delta$ は弾性成分である貯蔵弾性率(E')および粘性成分である損失貯蔵弾性率(E'')より次式を用いて求められる。

$$\tan \delta = E''/E' \quad (1)$$

$\tan \delta$ が高いほど制振性が高くなる。 E' および E'' は動的粘弾性測定(DMA; Dynamic Mechanical Analysis)装置(ITK-DVA225 アイティー計測制御(株))を用いて測定した。加振モードは曲げモードとした。試験片寸法は幅 3 mm, 長さ 45 mm とした。測定温度は A0 材, A1 材, A2 材, A3 材, B0 材においては $-70^{\circ}\text{C} \sim 10^{\circ}\text{C}$ とし, B 材, C 材, D 材においては $0^{\circ}\text{C} \sim 100^{\circ}\text{C}$ とした。測定周波数は A0 材, A1 材, A2 材, A3 材, B0 材においては 80 Hz とし, B 材, C 材, D 材においては 20 Hz とした。昇温速度は $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$ とした。なお, 10 Hz, 20 Hz, 40 Hz および 80 Hz に関して測定を行い, E' , E'' および $\tan \delta$ に顕著な変化がなく, 測定周波数による影響は少ないことを確認した。また, 曲げモードにより測定を行ったため, 荷重が加わる方向は Fig.1 における Z 軸方向である。

4 理論計算

CFRP 積層板の制振性および剛性を調べるため, 理論式によって予測値を求めた。使用した理論式には RKU 式を使用した。RKU 式は心材に粘弾性材料を使用したサンドイッチ構造の実効曲げ剛性を求めるものである。粘弾性材料は複素弾性率を持つため, それを使用した積層板にも粘弾性を考慮する必要がある。そのため, 複素弾性率を含む実効曲げ剛性を求めることで, 実際に使用される場合の曲げ剛性を求めることができる。実効曲げ剛性は $E' + j E''$ と示すことができる。(1)式より $\eta = (\tan \delta) = E''/E'$ と示すことができるので, 実効曲げ剛性は式(2)のように表せる。

$$E' + j E'' = E'(1 + j \eta) \quad (2)$$

このため, 実効曲げ剛性から曲げ弾性率および損失係数を求めることができる。

本研究では単純なサンドイッチ構造をモデルとした。具体的に示すと, 心材を挟む上下の積層板の厚みが等しく, 心材の厚みが積層板の厚みよりも十分に薄く, 心材の縦弾性率が無視できる場合である。これらの要素から RKU 式はもっとも単純なモデルとして考えることができ, 式(3)のように表せる。 H_1 および H_3 は下部表面材および上部表面材の厚みであり, H_2 は心材の厚みである。 E_1 および E_3 は下部表面材および上部表面材の縦弾性率であり, E_2 は心材の縦弾性率である。 G' は心材の貯蔵せん断弾性率であり, G'' は心材の損失せん断弾性率である。 I は試験片全体の断面 2 次モーメントである。 λ は振動モードの半波長であり, b は試験片の幅である。式(3)を展開すると式(4)が得られる。式(4)を実部と虚部に分け, そこから E および η を求めたものが式(5)および式(6)に示す。

$$\frac{EI(1 + j\eta)}{b} = \frac{E_1 H_1^3}{6} + E_1 H_1 (H_1 + H_2)^2 \frac{g}{1 + 2g} \quad (3)$$

$$g = \frac{\lambda^2 (G' + jG'')}{E_3 H_2 H_3 \pi^2}$$

$$\frac{EI(1 + j\eta)}{b} = \frac{E_1 H_1^3}{6} + \frac{\alpha(\beta G' + 2\lambda^2 G'') + j\alpha G''(\beta - 2\lambda^2 G')}{b^2 + 4\lambda^4 G'^2} \quad (4)$$

$$\alpha = E_1 H_1 (H_1 + H_2)^2 \lambda^2, \beta = E_3 H_2 H_3 \pi^2 + 2\lambda^2 G''$$

$$E = \frac{E_1 H_1^3 b}{6I} + \frac{\alpha b(\beta G' + 2\lambda^2 G'')}{I\beta^2 + 4I\lambda^4 G'^2} \quad (5)$$

$$\eta = \tan \delta = \frac{6\alpha G''(\beta - 2\lambda^2 G')}{H_1^3 E_1 (\beta^2 + 4\lambda^4 G'^2) + 6\alpha(\beta G' + 2\lambda^2 G'')} \quad (6)$$

貯蔵せん断弾性率 G' および損失せん断弾性率 G'' は, DMA により測定した PU の貯蔵弾性率 E' および損失弾性率 E'' をもとに算出した。使用した式は以下の(7)式である。

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (7)$$

ここで, ν はポアソン比であり, $\nu=0.5$ とした。

5 動的粘弾性測定結果

5・1 90° 層の効果

A0 材, A1 材, A2 材および A3 材の 80 Hz における E' および $\tan \delta$ を Fig.3 に示す。A0 材, A1 材, A2 材および A3 材は心材付近の 90° 層の割合を比べると A3 材>A2 材>A1 材>A0 材となることを考慮しつつ, E' および $\tan \delta$ について考察を行った。 E' は A0 材>A1 材>A2 材>A3 材となり, 90° 層の割合が増加するに伴い E' は低下した。これは, 引張弾性率の低い 90° 層の割合が増えたため, 曲げ弾性率に相当する E' の値が低下したためと考えられる。 $\tan \delta$ は A3 材>A2 材>A1 材>A0 材という測定結果になった。A3 材における $\tan \delta$ の最大値は約 0.6 と非常に高い値を示した。粘弾性物質を心材に使用した場合, 心材と表面層の間にスペーサーを配置することで, 心材のせん断変形量が増加し, より高い制振性を発揮する。⁹⁾ 本研究では心材付近の 90° 層がスペーサーの役割を果たし, $\tan \delta$ が増加したものと考えられる。

また $\tan \delta$ がピーク値を示す温度を比較すると, A3 材>A2 材>A1 材>A0 材と 90° 層の割合が増加するに従って $\tan \delta$ のピーク温度が増加した。心材を変更せずに $\tan \delta$ のピーク温度が変化するため, 繊維配向角の変化により $\tan \delta$ のピーク温度に影響が生じることがわかった。 $\tan \delta$ のピーク温度が変化する理由は不明であるため今後の調査が必要である。 $\tan \delta$ のピーク温度が変化する制振性を発揮する温度域が変化してしまうため, 90° 層を増やすことで制振性の向上を図る際には, $\tan \delta$ のピーク温度について検討する必要がある。

Fig.3 Temperature dependence of E' and $\tan \delta$ in pitch based CFRPs at DMA bending mode.

5・2 炭素繊維種類による制振性への影響

A0 材および B0 材の 80 Hz における E' および $\tan \delta$ を Fig.4 に示す。 E' では A0 材は B0 材と比較して高い E' となった。A0 材に使用されている炭素繊維と B0 材に使用されている炭素繊維の引張弾性率を比較すると、A0 材に使用されている炭素繊維の方が高い引張弾性率を持っているため、積層板においても A0 材の方がより高い E' を示した。 $\tan \delta$ について比較すると、B0 材は A0 材に比べ高い値を示した。B0 材の最大値は 0.425 であり A0 材の最大値は 0.275 となった。炭素繊維種類が変化することによって表面材の曲げ弾性率が大きく変化する。そのため荷重方向にある表面材の曲げ変形量が変化し、心材のせん断変形量に影響を及ぼしたものと考えられる。

Fig.4 Temperature dependence of E' and $\tan \delta$ in both pitch and PAN based CFRPs for comparison at DMA bending mode.

また、 90° 層含有量の異なる A2 材および B0 材の測定結果を Fig.5 に示す。 $\tan \delta$ および E' において A2 材は B0 材に比べ高い値を示している。B0 材は使用炭素繊維の違いにより、同じ割合の 90° 層を使用していると、A0 材に比べ高い $\tan \delta$ を示す。しかし、A0 材に使用している炭素繊維においても、A2 材のように 90° 層の割合を増加させた場合、 $\tan \delta$ が増加し、B0 材よりも高い値を示す。引張弾性率の高い炭素繊維を使用することによって曲げ弾性率および制振性の高い積層板を作製することができた。

Fig.5 Temperature dependence of E' and $\tan \delta$ in both pitch and PAN based CFRPs for comparison with the 90 degree layer effect at DMA bending mode.

5・3 制振シートの一部カットによる削減効果

Fig.6 に C 材の切り取り部分の断面における光学顕微鏡による画像を示す。Fig.6 より断面は大きく分けて 5 層に分けることができる。最上層および最下層は CFRP の 0° 層であり、中心の層を挟むように存在する黒い層が CFRP の 90° 層である。中心の層は PU 層である。Fig.6 の丸で囲まれた部分が切り取り部分である。切り取られた部分は PU シートの上部にある 90° 層のエポキシおよび炭素繊維が流れ込み、硬化していることがわかった。この硬化したエポキシにより柱状構造が形成されており、これが剛性および制振性に何らかの影響を生じさせると考えられる。

Fig.7 に B, C および D 材の E' および $\tan \delta$ を示す。ダンピング層 (PU シート) を一部切り取られた場合におけるダンピング効果を確認するためである。これは、サンドイッチダンピング構造設計における新しい試みである。¹⁰⁻¹³⁾ 従来のサンドイッチ構造では、ダンピング層には粘弾性材料のみを配置していたが、本研究では、粘弾性材料 (PU) と弾性材料 (エポキシ) をダンピング層に同時に配置した。さらに、エポキシの配置方法として、PU シートの一部を切り取ってプリプレグとともに積層後、加熱・圧縮することで PU シートの切り取り部分にエポキシが配置されるという方法を試みている。B 材および D 材よりエポキシによる制振性および剛性への影響を考察する。D 材において中心層でエポキシが占める面積は

30mm²である。試験片全体の面積が135mm²であるので、中心層におけるエポキシの割合は約22%となる。中心層の22%をPUからエポキシに置き換えたことで、E'は大きく改善された。0℃~100℃の間において、D材はつねにB材よりも高いE'を示し、100℃においてはB材の約2.2倍のE'を示している。B材のE'が高温時に大きく低下したのは、T_gを過ぎたPUの弾性が大きく低下し、積層板が重ね針状態になったためだと考えられる。D材はエポキシが中心層に配置されたため、エポキシが配置された部分だけではあるが、高温時にもサンドイッチ構造の状態を保つことができ、弾性が大きく改善されたものと考えられる。

一方で、tan δのピーク値をみると、B材では約0.28であり、D材は0.12と約43%となった。tan δが減少した理由は、D材においてはPUを6つのシートに分けるようにエポキシが配置されている。そのため、シートの面積が減ったこと以上に、PUのせん断変形が阻害されたため、振動エネルギーの吸収が減少したと考えられる。

次にC材およびD材より、エポキシの面積により制振性および剛性にどういった影響が生ずるのかを考察する。C材とD材はどちらも同じようにエポキシをPUと置き換えてある。違いは中心層におけるエポキシの面積だけである。D材は前述の通り、中心層全体に対するエポキシ部分の面積が約22%であるのに対し、C材は約11%である。D材の方が、約2倍のエポキシの面積がある。C材はエポキシ部分の面積がD材の半分しかないが、E'の強化を行うことができています。C材はD材に比べ、tan δが増加している。D材の0.12にたいし、C材は0.20であり約1.6倍のtan δピーク値をもっていることがわかる。エポキシの面積を減らすことで、tan δが増加し、E'は減少する結果となった。また、tan δピーク時の温度を比較すると、B材は53℃でありC材は49℃となった。D材は47℃となり、エポキシ部分の面積が増加するにつれ、低い温度でtan δがピークを迎えるようになることがわかった。エポキシ部分の面積とtan δピーク値との関係性については不明であり、今後の調査が必要である。D材およびC材により、中心層をPUおよびエポキシによる複合構造とすることにより、剛性を強化することができたが、制振性は減少した。剛性の強化および制振性の減少量はエポキシ部分の面積を変えることにより調整できるとわかった。心材の材料および繊維配向角を変更することなく、中心層の積層の際に一部分を切り取って積層するだけで、制振性および剛性を調節できた。

Fig. 6 Micro observation of cross section of CFRP laminates with an inserted cutting damping sheet.

Fig. 7 Temperature dependence of E' and tan δ in pitch based CFRPs with part of cutting damping sheet.

6 理論予測の結果

6・1 RKU 式による予測結果

先述のRKU式に基づいて誘導された式(5)、(6)より算出された計算値Eおよびη、DMAにより測定したE'およびtan δをFig.8に示す。Fig.8より、EおよびE'においてよい近似が得られていることがわかる。計算値Eが測定値E'よりも低い温度で低下し始めているのは、CFRP/PU積層板の測定誤差によるものであると考えられる。PUシートおよびCFRP/PU積層板は同じ昇温速度(3℃/min)で測定した。その際、CFRP/PU積層板は中心層のPUシートに熱が伝わるのが若干遅くなり、E'の低下する温度が高くなったものと考えられる。CFRP/粘弾性材料積層板の曲げ剛性を予測する手段として、RKU式は非常に有効であることがわかった。

Fig. 8 Comparison between predictions by RKU equation and DMA measured data.

RKU 式によって算出された損失係数 η を DMA により測定された損失正接 $\tan \delta$ と比較する。0℃～30℃付近においては、RKU 式により算出された η は DMA により測定された $\tan \delta$ と比較して約 0.03 程度の差が生じている。これは CFRP 単体での DMA による $\tan \delta$ の測定結果とほぼ等しいものである。RKU 式では表面材に使用している CFRP の粘弾性を考慮していない。RKU 式は金属材料を表面材に使用したモデルに対する理論式であったため、表面材の $\tan \delta$ を考慮する必要がなかった。しかし、CFRP は母材にエポキシを使用しているため、金属材料と比較して高い $\tan \delta$ を示す。そのため 0℃～30℃の CFRP において粘性が大きな影響を持つ温度域では、 η に CFRP 単体での $\tan \delta$ を加える必要がある。そこで、 η に CFRP 単体での $\tan \delta$ を加えた η' と CFRP/PU 積層板の $\tan \delta$ を Fig.9 に示す。Fig.9 より計算値 η' は測定値 $\tan \delta$ と非常に近い値を示していることがわかる。RKU 式を FRP/粘弾性材料積層板に適用する際には、粘弾性材料の $\tan \delta$ だけではなく、表面材に使用する FRP 材料の $\tan \delta$ を補正值として加える必要があるということがわかった。

Fig.9 The calculation results of RKU equation with considering the damping in surface layer and compared with DMA measured data.

7 結 言

本研究では、CFRP/粘弾性材料積層板を作製し、その制振性および曲げ弾性率について評価した。その結果、以下の知見が得られた。

- ① ビッチ系炭素繊維を用いた CFRP は高比弾性を得るとともに、制振・ダンピング特性を設計できることが明確にした。また、PAN 系炭素繊維との比較検討を行った。特に、心材に粘弾性材料を使用した CFRP 積層板は高い制振性を示した。また、90° 層の割合が増加するにつれ制振性が増加した。一方で、剛性は大きく低下した。0° 層および 90° 層の割合を変えることで、CFRP/SBR 積層板の制振性および剛性を調節できることがわかった。
- ② 炭素繊維の引張弾性率は積層板の曲げ弾性率に影響を与えるだけでなく、制振性にも影響を与えることがわかった。
- ③ 心材の粘弾性材料の一部を切り取って積層板を作製した場合、粘弾性材料を削減できるだけでなく、曲げ弾性率の向上を図ることができた。

④ RKU 式による制振性および曲げ弾性率の予測は、CFRP/粘弾性材料積層板においても適用可能であることがわかった。ただしその際に、CFRP 単体での $\tan \delta$ を補正值として予測結果に加算する必要がある。

参 考 文 献

- 1) H. Adachi and T. Hasegawa, "Evaluation of frequency and temperature characteristics on the vibration damping properties of unidirectional CFRP materials", Journal of the Japan Society for Composite Materials, Japan, Vol.24, No.6, pp.230-237 (1998).
- 2) J. Fujimoto, T. Tamura, I. Kimpara and T. Tanimoto, "Damping properties under flexural vibration for CFRP/damping materials laminates", Journal of the Japan Society for Composite Materials, Japan, Vol.20, No.4, pp.144-153 (1994).
- 3) J. Fujimoto, T. Tamura, I. Kimpara and T. Tanimoto, "Damping properties under longitudinal vibration for CFRP/damping materials laminates", Journal of the Japan Society for Composite Materials, Japan, Vol.20, No.4, pp.154-161 (1994).
- 4) Z. Maekawa, H. Hamada and A. Goto, "Material design of high-damping and high-strength composite", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol. C-60, pp. 831-836 (1994).
- 5) K.C. Manikan Nair, Sabu Thomas and G. Groeninckx, "Thermal and dynamic mechanical analysis of polystyrene composites reinforced with short sisal fibres", Composites Science and Technology, Vol.61, No.16, pp.2519-2529 (2001).
- 6) R. S. Lakes, "High damping composite materials : effect of structural hierarchy", Journal of Composite Materials, vol.36, No.03, pp.287-297 (2002).
- 7) S. Takemura, D. Uchida, T. Hashidume and Q.-Q. Ni, "Development and performance evaluation of composite damping Material", the 34th FRP Symposium, pp.109-110 (2009).
- 8) F. Cheng, Q.-Q. Ni and M. Iwamoto, "DMA behaviors of CFRP/SDR sandwich laminates with damping rubber sheet", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.54, No.5, pp.487-493 (2005).
- 9) D. Ross, E. Ungar and E.M. Kerwin, "Structural damping", pp.49-88 (1959) American Society of Mechanical Engineers Publication.
- 10) Q.-Q. Ni, T. Hashidume and S. Takemura, "Carbon-fiber-reinforced plastic molded object", Patent, Tokkai 2011-183562 (2011).
- 11) Q.-Q. Ni, T. Hashidume and S. Takemura, "Carbon-fiber-reinforced plastic molded object", Patent, Tokkai 2011-183563 (2011).
- 12) Q.-Q. Ni, T. Hashidume and S. Takemura, "Carbon-fiber-reinforced plastic molded object", International Patent (USA), NI09-106PCTUS (Tokkai 2011-183562 & Tokkai 2011-183563) (2012).
- 13) Q.-Q. Ni, T. Hashidume and S. Takemura, "Carbon-fiber-reinforced plastic molded object", International Patent (Korea), NI09-106PCTKR (Tokkai 2011-183562 & Tokkai 2011-183563) (2012).