

# 赤外線応力測定による CFRP 積層板の応力測定と 非破壊評価手段としての適用に関する検討 \*

杉本 直<sup>\*1</sup>, 石川隆司<sup>\*1</sup>

## Examination of Quantitative Infrared Stress Measurement of CFRP Laminates and Its Application to Non-Destructive Evalu- ation\*

Sunao SUGIMOTO<sup>\*1</sup>, Takashi ISHIKAWA<sup>\*1</sup>

### ABSTRACT

The infrared stress measurement technique was applied to the qualitative measurement of stress in carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composites; the main advantages of this measurement method being its in-situ and non-contact nature. As a first step, thermoelastic constants were obtained for unidirectional CFRP (UD-CFRP) using the infrared stress measurement system. The resulting values were compared with thermoelastic constants derived using basic equations. As a consequence, the reliability of the measured thermoelastic constants was established and the effectiveness of this measurement system for quantitative stress measurement was confirmed. The temperature dependency of the transverse coefficient of thermal expansion and specific heat at constant stress in UD-CFRP were also demonstrated to have a tendency to cancel one another out so as to decrease the temperature dependency of the thermoelastic constant. Such a finding was considered to be an advantage of the infrared stress measurement technique for CFRP. In addition, other influential factors on measurement were examined.

Regarding the infrared stress measurement for multi-ply CFRP laminates, one important issue is to evaluate the effect of heat conduction from internal plies where heat is produced as a result of the thermoelastic effect. Although the heat flux from internal plies as a result of the thermoelastic effect and applied loading has the same frequency, the infrared stress measurement system allows the surface temperature amplitude to be synchronized with the loading. The heat conduction effect for multi-ply CFRP laminates was evaluated numerically based on an analytical equation and FEA. These calculated values were compared with those obtained from infrared stress measurement. A high degree of coincidence between theoretical, FEA, and experimental results was obtained. It was clearly shown that thermal conduction must be considered in the infrared stress measurement of multi-ply CFRP should the surface layer be a ply with a low thermoelastic constant. Finally, some examples of applications of this technique to the non-destructive evaluation of CFRP laminates have also been presented.

**Key words:** Infrared Stress Measurement, Theoretical Calibration, Unsteady Heat Conduction, Multi-Ply Laminate, Carbon-Epoxy

---

\* 平成11年9月9日受付 (received 9 September 1999)

\* 1 : 構造研究部 (Structures Division)

## 概 要

赤外線応力測定は、非接触で、かつ、その場での観察が可能な非破壊評価手法の一つとして、CFRPに適用されてきている。この応力測定を定量化する場合に必要な一方向CFRP材の熱弾性係数すなわち応力変化と温度変化の係数を、赤外線応力画像システムを用いて測定すると共に、支配方程式に基づく理論的方法で得た値と比較を行い、測定値の妥当性を検討して、良好に一致する結果を得た。この過程で、80℃程度までの温度域では、熱膨張係数の温度依存性と比熱の温度依存性は打ち消し合うように作用し、CFRPの赤外線応力測定に有利な状況となっていることも判明した。

次に、一般的に構造物に応用される形態である多方向に積層されたCFRP積層板に対する赤外線応力測定について、主に板厚方向の熱伝導の考慮の必要性を実験・解析の比較により検討した。この結果、積層板の各層での熱弾性効果による発生熱量の違いにより生じる板厚方向の熱伝導を考慮する必要のある場合があることが判明した。更に、実際の測定に際して影響を及ぼす要因である位相差の原因についても検討した。また、CFRP試験片レベルでの非破壊評価へ適用したいくつかの事例について記述した。

## 1. 緒言

非接触かつ、その場 (in-situ) で測定が行える赤外線応力測定は、有力な非破壊評価手法の1つである。典型的な例としては、材料の疲労試験などで、試験機から供試体を外して非破壊評価を行うと試験条件に影響を与えるような場合が挙げられる。試験片の損傷進展が時々刻々変化するような場合、本方法が本質的に具備するリアルタイム性は重要な利点となる。また、やや離れたところから荷重状態下でその場観察できるこの方法の性質は、特に構造物試験に適用した時(損傷が表面応力に影響する場合)に有利であると期待される。

赤外線応力測定の基本の考え方は、物体に荷物が働いた時に熱弾性効果によって起こる可逆的な温度振幅を精度の高い赤外線サーモカメラを用いて測定し、応力振幅に換算することである。この技術を画像処理ソフトと組み合わせた技術が、赤外線応力画像システムとしていくつか商品化されている。従来は1センサでミラーによるスキャン方式を採用した装置しかなかったが、最近ではアレイ・センサを用いて高速なデータ取り込みを可能にした装置も出てきている。

赤外線応力測定装置は、上記の利点を持つ非破壊評価手法の一つとして、一般の金属部品や炭素繊維/ポリマー複合材 (Carbon Fiber Reinforced Plastics: CFRP) の積層板に対して試験的に適用され、少なくとも定性的な有用性が指摘されている<sup>1), 2), 3)</sup>。CFRP積層板の場合は、その異方性から、温度測定データがほぼ繊維と直角方向の応力のみ依存することが知られており<sup>1)</sup>、等方性材における主応力分離のような問題はなく、温度変化を応力に換算する係数(熱弾性係数)の信頼性が確認されれば、むしろ金属よりも定量的な測定が容易なものと考えられる。このため装置が高価であるという難点があるものの、徐々に一般に普及しつつある。

本報告では、最初に、赤外線応力画像システムをCFRP材へ適用した場合の基本原則、実際の測定上の注意点などについて述べる。次に、最初の主題であるCFRP材に対する定量的な応力測定の手段として本技術を適用するための検討を行う。この内容を詳細に述べると、CFRP積層板の赤外線応力測定を行う際に基本となる一方向(UD)CFRP材の熱弾性係数について、できるだけ厳密な考察を行い、基本原則から得られる関係式と照合してその値を確立することが目的である。これは、いわゆる熱弾性係数の理論較正を行うことに相当する。具体的に言うと、まず実験側として赤外線応力画像システムを用いて、UD-CFRP材の熱弾性係数の測定を行う。次に理論側の第一段階として、基本原則が成立していると仮定すれば、熱弾性係数を支配しているUD-CFRP材の熱膨張係数について、レーザ干渉法を用いた精度の高い測定を行う。その次の第二段階として、理論式中に現れるCFRP材の密度、比熱などの物性値を可能な限り実測する。これを式に代入して理論的熱弾性係数を得る。これら二つの熱弾性係数を比較検討することにより、赤外線応力画像システムを用いたUD-CFRP材の熱弾性係数の妥当性を検討する。更に熱弾性係数の周波数依存性や、ここで用いた測定システムで測定者の裁量となっているライン積算数についても検討する。

次の主題として、多層CFRP積層板に対して赤外線応力測定法を適用する場合に問題となる、積層板内部での板厚方向熱伝導による測定結果への影響について、実際の実験結果と熱伝導理論解析及び有限要素解析との比較により考察する。この考察が必要な主な理由は以下の通りである。CFRPは多層に積層した場合、その繊維配向角の違いにより、各層で発生する熱弾性効果による可逆的発熱は異なった振幅となる。これに起因して、厚さ方向の熱伝導が発生し、かつ、伝わる熱流束は負荷と同じ周波数を持つため、表面での温度振幅はこの熱伝導の影

響を受ける可能性がある。赤外線応力測定法により測定されるデータは、負荷周期に同期した表面での温度変化であり、S/N比向上のため、積算と平均を行っているが、負荷と同一周波数の温度変動はこの平均化では消えない。ここで行ったもう一つの測定として、既報<sup>4),5)</sup>で文献から引用していた熱伝導率を定常熱伝導率計測法により求め上述の解析に用いた。このような検討を行って、板厚方向における熱伝導の考慮の必要性について考察する。この過程で、測定の際の重要な因子である位相差の原因についても検討する。

最後の主題として、実際のCFRP積層板への赤外線応力測定を非破壊評価の手段として適用した例を示す。まず第1の例として、擬似等方性板の疲労試験において自由端から発生する層間剥離の進展を赤外線応力測定により非破壊評価を行った。次に第2の例として、衝撃負荷後の残留圧縮強度(CAI: Compression After Impact)を測定するための衝撃損傷を受けた厚板CFRP試験片の損傷について赤外線応力測定を行った。この結果を簡単な有限要素解析と比較検討する。最後に、円孔を有するCFRP積層板の疲労試験時の剥離損傷進展の観察を赤外線応力測定手法により行った。この内の一部の試験片には円孔の周囲に層間剥離の進展を少なくする目的で縫合(スティッチング)を施してある。

## 2. CFRP材の赤外線応力測定の原理と実際の測定

### 2-1. 赤外線応力測定の原理

気体では断熱状態での体積変化によって温度変化が引き起こされることはよく知られているが、これと同様のことが固体でも起こる。このように断熱条件下で、弾性体の体積変化によって温度変化が生じる現象が熱弾性効果と言われている現象である。しかし、固体では、通常その温度変化は微少なので簡単に知ることはできない。實際上、近似的に断熱条件を維持するには負荷が周期的、しかもある程度以上の周波数の負荷であることが必要である。また、この微少温度変化は可逆的と考えるのが適当であり、固体の粘弾性や内部摩擦によって発生する非可逆的な温度変化とは発生の基となる物理的現象から異なっている。この可逆的溫度変化の振幅 $dT$ と負荷応力の振幅 $d\sigma$ の比例関係に着目して、その表面の微少な温度振幅を計測して応力振幅に変換する技術が赤外線応力測定の本質である。

等方性材料の場合、繰り返し負荷に対して測定される温度振幅はその表面の点における主応力の和に比例する。しかし、CFRPのような異方性材料の場合、その異方性を考慮に入れた検討が必要である。以下に繊維を一方向にすべて揃えた一方向CFRP(UD-CFRP)材へ適

用した場合の測定原理や注意事項について示す。

平面応力状態にあるUD-CFRP材での熱弾性効果による温度変化は次式となることが影山<sup>1)</sup>により示されている。

$$dT = -\frac{T}{\rho \cdot C_{\sigma}} (\alpha_L \cdot d\sigma_L + \alpha_T \cdot d\sigma_T) \quad (1)$$

ここで

$dT$ は温度変化、 $T$ は環境温度(絶対温度)、 $\rho$ は密度、 $C_{\sigma}$ は応力一定のもとでの比熱、 $\alpha$ は線膨張係数、 $d\sigma$ は応力変化である。また、本報告において、添字の $L$ 、 $T$ はそれぞれ繊維方向、繊維直角方向を示す。

$$K_L = \frac{\alpha_L}{\rho \cdot C_{\sigma}} \quad (2)$$

$$K_T = \frac{\alpha_T}{\rho \cdot C_{\sigma}} \quad (3)$$

とおくと、式(1)は

$$dT = -T(K_L \cdot d\sigma_L + K_T \cdot d\sigma_T) \quad (4)$$

と書き直すことができる。この $K$ は温度変化と応力を関係付けるという意味で、熱弾性係数と呼ばれている。しかし、CFRPでは繊維方向の熱弾性係数が非常に小さい( $|K_L| \ll |K_T|$ )のために、繊維方向の応力振幅による温度振幅は相対的に非常に小さくなる。このため、一軸負荷下で繊維方向が荷重軸から十分に離れていれば、測定される温度振幅は、試験片表面での繊維と直角方向の応力振幅による温度振幅にほぼ支配され、次式のように近似できる。

$$dT = -K_T \cdot T \cdot d\sigma_T \quad (5)$$

すなわち、物体表面の温度の時間変化を測定し、負荷の変動と比較することによりUD-CFRP材表面の繊維直角方向の変動応力成分が求められる。この状況を一軸引張りの場合で概念的に示したのが図1である。1サイクル内の温度振幅測定を繰り返し、積算して平均化するので、この図に示すように負荷周波数に同期しない室温変化や樹脂の粘弾性による温度上昇などは測定結果に影響を与えないと考えられるが、この事の検討も本報告の目的の一つである。

### 2-2. 用いた赤外線応力測定装置と実際の測定プロセス

本報告で述べる実際の応力測定には、日本電子(株)製JTG-8000を用いた。このシステムを構成する装置の写真を図2に示す。赤外線応力測定時には、試験片表面に黒体塗料(アサヒペン耐熱塗料(黒・つや消し))を塗布して赤外線の放射率を向上させている。また、外部から試験片に入射する熱による反射については、試験機

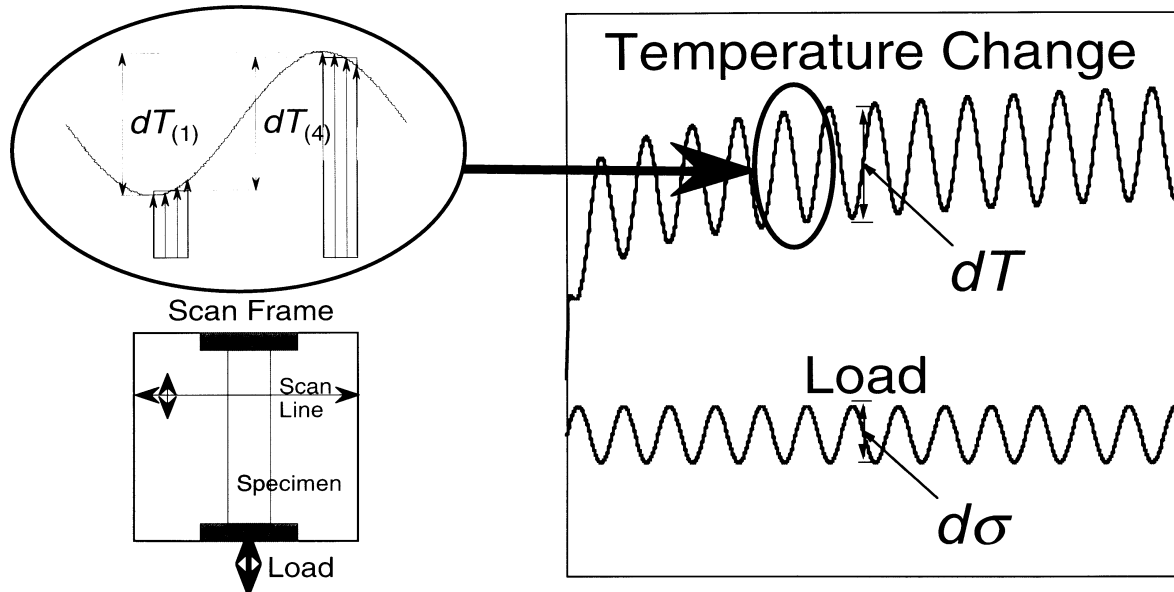
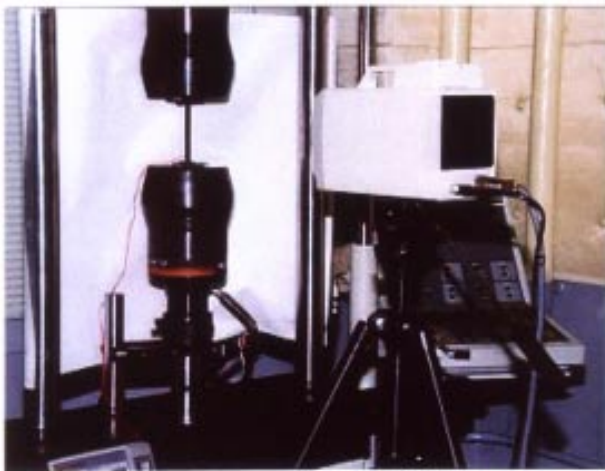


図1 試験片の温度変化と赤外線応力測定の関係を示す概念図



a) サーモカメラ



b) データ処理装置

図2 本報告で使用した赤外線応力画像システム：JTG-8000（(株)日本電子製）

のグリップ部分などと同じ黒体塗料を塗布して表面の反射を防ぐとともに、同じく黒体塗料を塗布した紙を荷重の影響で動かないように工夫して周囲を覆い測定した。この放射率の影響についても若干の考察が必要となる。この装置では画像の水平方向にミラーを400Hzで振ることにより走査を行い、表面温度を測定している。表面のある一線に着目した時、荷重の1周期の内に、最大応力  $\sigma_{\max}$ 、最小応力  $\sigma_{\min}$  に対応するピーク温度  $T_1$ 、 $T_2$  を求めて、これから任意回数積算する。本システムではこれをLINE積算と呼んでおり、図1にはLINE積算1回と4回の場合を示す。そしてこれを垂直方向に別のミラーの角度を順次変化させて画像を構成する。この垂直方向の走査の繰り返しによる積算をFRAME積算と呼び、

信号/雑音 (S/N) 比を良くするためにFRAME積算を繰り返す。LINE積算という操作を設けているのは、全体としての積算数はLINE積算数×FRAME積算数で決まるので、出来るだけ少ないFRAME積算で全体の積算数を多くして、よい画像を得るためである。この  $\sigma_{\max}$ 、 $\sigma_{\min}$  に対応して、積算された画像を単にピーク温度  $T_1$ 、 $T_2$  画像と呼ぶことにする。そして、この  $T_1$  画像と  $T_2$  画像の差画像を取り、 $dT$  の分布画像を求める。このため、荷重は本質的に定振幅・定周期でなければならない。こうすることにより、温度変化のうちの荷重周波数比例分のみを  $dT$  として測定することになる。単純な考察からは、測定点の応力が  $\sigma_{\max}$ 、 $\sigma_{\min}$  のそれぞれに到達すると同時に  $T_1$ 、 $T_2$  になるはずであるが、実際には若干の

時間遅れがあり、温度と負荷の信号に位相差が生ずる。

当初の測定ではLINE積算4回で行ったが、理論値との一致を再検討するために行った後半の測定では、LINE積算1回で測定したところ、同じ応力振幅に対して測定結果が少し大きくなった。この事の模式的な説明を図1に合わせて示す。LINE積算数を増加させると、真のピーク温度 $T_1$ ,  $T_2$ よりも小さな値も取得して平均するので、真の温度振幅より小さい平均値を求める恐れがあ

るために、LINE積算を1回で測定する必要があることが判明した。逆に定性的な応力パターンに関心がある場合は、LINE積算を増加させて測定時間を短縮することが出来る。また、後半の測定前には、カメラの整備をしておき、これを行わなかった当初の測定では、光学系に付着した埃などの汚れによって温度指示値がわずかに低下していた可能性もある。定量性を議論する場合には、この点にも注意する必要がある。

試験片への荷重の負荷はインストロン製 8501 型油圧疲労試験機（最大荷重 100kN）を用いた。繰り返し負荷は引張り－引張りの片振りとし、定荷重制御、定振幅サイン波で行った。特に断りの無い限り、すべての試験で負荷周波数は 5 Hz に統一した。この負荷信号を応力測定システムへフィードバックして、これから温度計測開始時間を割り出す。

### 3. 一方向 CFRP 材の熱弾性係数

#### 3-1. 用いた試験片と CFRP 構成素材の材料定数

CFRP積層板の赤外線応力測定を行う時に基本となる UD-CFRP 材の熱弾性係数について検証を行う。本報告で基本的に使用した試験片材料は、東レ(株)製炭素繊維プリプレグ P1211-15 : T400H/#3631 エポキシ樹脂である。5章に示す応用例では、この材料でない場合もある。UD-CFRP 材の熱弾性係数を測定するために、まず行った引張りによる応力測定に用いた試験片の寸法形状を図3に示す。0° UD 材については試験片が薄く、つか

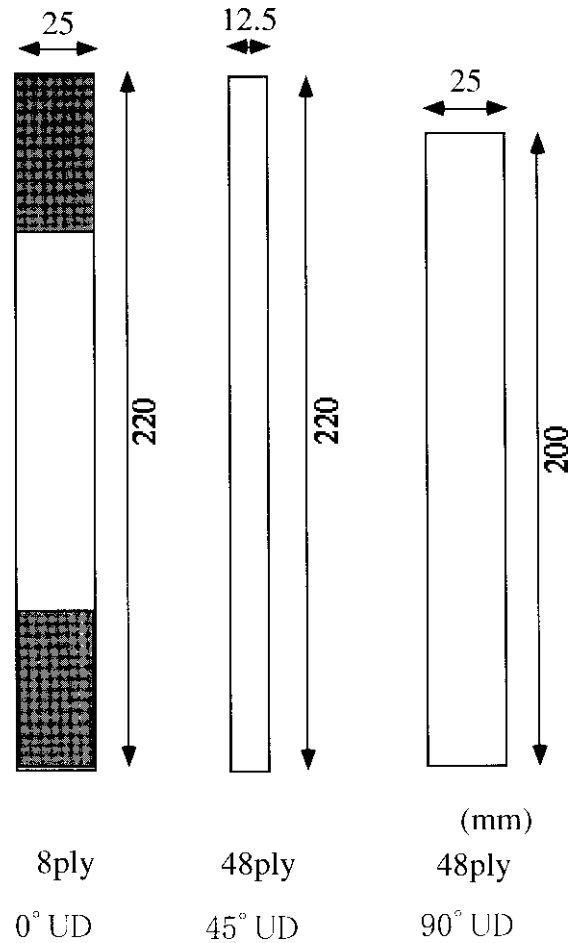


図3 試験片形状

みによる圧壊の恐れがあるので、テーパ付 GFRP のタブで補強している。45° UD 材, 90° UD 材については厚いので、これを省略し、サンドペーパーを介して試験機に装着した。熱膨張係数測定は 0° UD 材, 90° UD 材の試験片から切り出した長さ約 10mm の角棒を用い、光学的干渉板へ点接触させるため、両端を研削により丸めた。また、樹脂単体の熱膨張係数を測定するため、マトリックスである #3631 エポキシのみを硬化させた母材から切り出して同様に調整した試験片を用いた。これらの試験片

表1 CFRP(T400H/#3631)の構成素材の材料定数と  $V_f$

$E_{fr}$	187.0GPa <sup>§</sup>	$E_{fz}$	3.63GPa <sup>#</sup>
$\kappa (=E_{fr}/E_{fz})$	0.084 <sup>§§</sup>	$\nu_m$	0.38 <sup>**</sup>
$\nu_{frz}$	0.3 <sup>*</sup>	$\alpha_m$	$5.21 \times 10^{-5}/K$ <sup>**</sup>
$\nu_{fr\theta}$	0.42 <sup>*</sup>	$\rho_m$	$1.29 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ <sup>#</sup>
$\alpha_{fr}$	$7.6 \times 10^{-6}/K$ <sup>*</sup>	$C_{m\sigma}$	$1.294 \times 10^3 \text{ Nm}/(\text{kgK})$ <sup>#</sup>
$\alpha_{fz}$	$-7.8 \times 10^{-7}/K$ <sup>*</sup>		
$\rho_f$	$1.82 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ <sup>#</sup>		
$C_{f\sigma}$	$0.7635 \times 10^3 \text{ Nm}/(\text{kgK})$ <sup>#</sup>	$V_f$	0.577 <sup>&amp;</sup>

<sup>§</sup>文献2), <sup>§§</sup>文献2),3) から推定した数値, <sup>\*</sup>文献4), <sup>\*\*</sup>本論文での実験値

<sup>\*\*</sup>文献4): 但し 828 エポキシの数値, <sup>#</sup>文献5)

<sup>#</sup>文献5): 但し #3900-2 の数値, <sup>&</sup>文献6)

の長さをマイクロメータにより正確に測定した。

本報告で用いた T400H/#3631 の構成素材の材料定数を表 1 に示す。この表には注記に示すように、文献値、本報告での測定値などが混在している。

### 3-2. CFRP 一方向材の熱弾性係数測定結果と考察

CF/エポキシの熱弾性係数を決定するため、図 3 に示す試験片のうち、90° UD 材を用いて、これに損傷が発生しないような応力振幅  $d\sigma_X$  を与え、その時の温度振幅  $dT$  を JTG-8000 を用いて測定した。測定された 90° UD 材についての  $dT$  の分布の一例を図 4 に示す。試験片側縁の影響を受けない場所で表面に設定した領域内の平均値を当初測定 (LINE 積算 4 回) と後半測定 (LINE 積算 1 回) について、 $d\sigma_X$  に対してプロットすると図 5 のようになる。これを最小二乗法で近似するとそれぞれ以下のような値が得られる。

$$dT_{(4)} = -6.07 \times 10^{-9} d\sigma_T \quad (6)$$

$$dT_{(1)} = -6.58 \times 10^{-9} d\sigma_T \quad (7)$$

ここで、添字 (4)、(1) は LINE 積算数を表す。これらの結果と測定した環境温度  $T = 298[\text{K}]$  を式 (5) に代入して熱弾性係数を得る。

$$K_{T(4)} = 2.04 \times 10^{-11} [1/\text{Pa}] \quad (8)$$

$$K_{T(1)} = 2.21 \times 10^{-11} [1/\text{Pa}] \quad (9)$$

90° UD 材の場合なので式 (5) は近似式でなく厳密に成り立つ。次に、式 (5) の近似の確認のため当初測定の条件で、図 3 に示した 0°、45° UD 材試験片についても同様に測定し、荷重方向の応力振幅  $d\sigma_X$  に対して図 5 に合わせてプロットした。45° の結果は繊維と直角方向の応力振幅に換算し直すとほぼ式 (6) の線上に乗る。また、0° UD 材は  $d\sigma_T = 0$  なので、式 (4) から 90° UD 材と同様に計算すると、熱弾性係数  $K_L$  は次式のようになる。

$$K_{L(4)} = -1.16 \times 10^{-13} [1/\text{Pa}] \quad (10)$$

但し、 $K_T$ 、 $K_L$  とも黒体塗料を塗布した試験片表面の赤外線放射率の補正は後で必要となる。温度振幅は 90° の同じ応力振幅に対して非常に小さい ( $|K_L| \ll |K_T|$ ) ので、繊維方向の応力振幅による熱弾性効果はほぼ測定誤差の範囲内と考えられ、式 (5) の近似は適切であることが確認された。

### 3-3. 熱弾性係数の理論的算定とその検討

赤外線応力画像システムによる熱弾性計数値の妥当性を検討するため、熱弾性係数を基礎となる材料定数から理論的に導出する。UD-CFRP 材の  $\rho$ 、 $C_\sigma$  が既知であれば、熱弾性係数  $K_L$ 、 $K_T$  は、熱膨張係数  $\alpha_L$ 、 $\alpha_T$  を精密

に測定し、式 (2)、(3) に代入することにより計算することが出来る。複合材の  $\rho$ 、 $C_\sigma$  はポイドがないと仮定すると、次式<sup>10)</sup>で求められる。

$$\rho = V_f \cdot \rho_f + (1 - V_f) \cdot \rho_m \quad (11)$$

$$C_\sigma = V_f \cdot C_{f\sigma} \cdot \frac{\rho_f}{\rho} + (1 - V_f) \cdot C_{m\sigma} \cdot \frac{\rho_m}{\rho} \quad (12)$$

ここで添字の  $f$  は繊維の、 $m$  は樹脂の材料定数であることを示している。本報告では UD 材の  $\rho$  は、式 (11) ではなく、熱弾性計測に用いた試験片から切り出した小片を精密天秤 (島津製作所 (株) 製 AEL-200) で測定した次式の値を用いた。

$$\rho = 1.5692 \times 10^3 [\text{kg}/\text{m}^3] \quad (13)$$

同様に熱容量  $C_\sigma$  は式 (12) の計算からではなく、当所の依頼により (株) アグネ技術センターが、同様の小片 2 片を対象として、真空理工 (株) 製比熱測定装置 SH-3000 型を用いて行った測定結果を用いた。当所の所持する装置では常温付近の熱容量測定は不能なため依頼したものである。この 2 つの試験片に対する  $C_\sigma$  の測定結果をプロットし、実線でその平均値を示したものが図 6 である。この図から  $C_\sigma$  にも温度依存性があることが分かる。この結果から 25°C における  $C_\sigma$  を 20°C と 30°C における測定結果の平均値とし、次の値を本報告で用いる。

$$C_\sigma = 0.977 [\text{kJ}/(\text{kgK})] \quad (14)$$

参考までに表 1 の値と式 (11) を用いると  $\rho$  は以下の値となり、表 1 の値と式 (12)、それに式 (13) の  $\rho$  の実測値を用いると  $C_\sigma$  は以下の値となる。

$$\rho = 1.60 \times 10^3 [\text{kg}/\text{m}^3], C_\sigma = 0.960 [\text{kJ}/(\text{kgK})] \quad (15)$$

次に、本章の考察で要求されている熱膨張係数の精密測定について説明する。使用機器は、真空理工 (株) 製レーザー干渉型膨張計 LIX-1 である。この装置及びこれに試験片をセットした状態の写真を図 7 に示す。測定時には液体窒素を用いて -10°C 以下まで冷却し、そこから 3°C/min の速度で 100°C まで昇温した。冷却するのは、常温付近の温度依存性データを精度良く測定するためである。その測定結果を、温度幅が 10°C の区間で試験片の歪みに換算し、これから  $\alpha_T$  を求める。これを各区間の中央の温度での値と見なしてプロットしたのが図 8 である。一点鎖線で示したのは、各温度での 12 種の測定結果 (6 個の試験片の 2 回目、3 回目の測定結果) の平均値を結んだものである。ここで、2 回目、3 回目の結果を採用しているのは、1 回目の測定結果には湿度放出影響があることが考えられるためである。また、試験に使

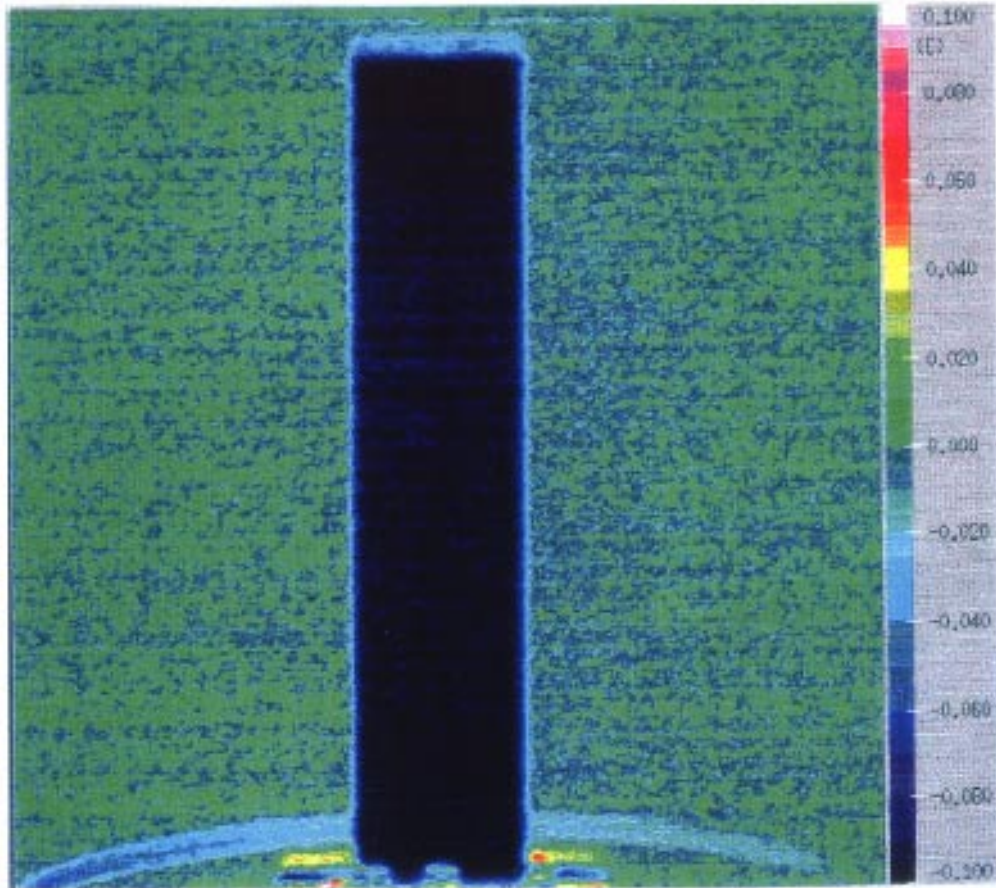


図4 90° UD-CFRP 板に対する赤外線応力測定装置による表面温度分布測定結果の代表例

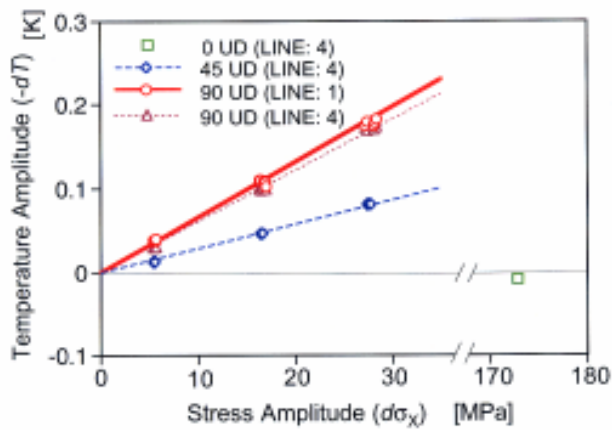


図5 UD-CFRP (T400H/#3631) に対して応力振幅を変化させた時の温度振幅  $d_T$  の測定結果

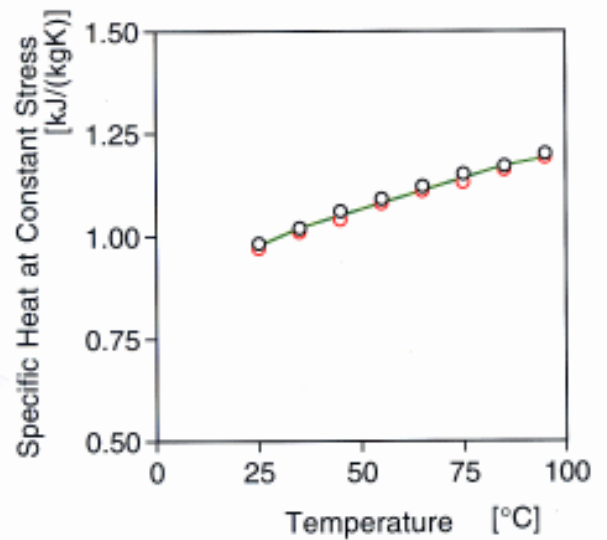
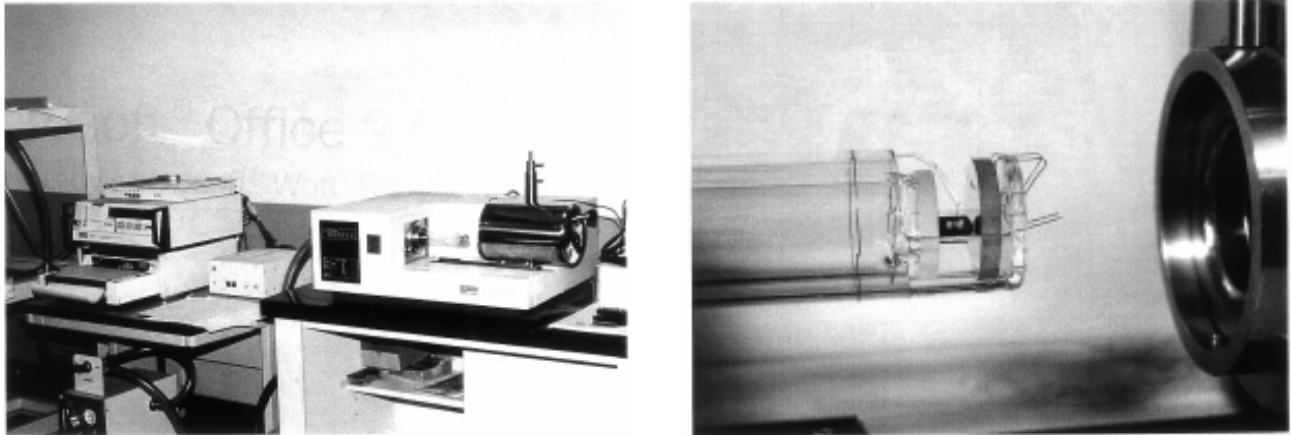


図6 CFRP (T400H/#3631) の定応力下における比熱測定結果







a) 全体,

b) 測定部

図7 本報告で使用したレーザ干渉型熱膨張計:LIX-1 ((株) 真空理工製)

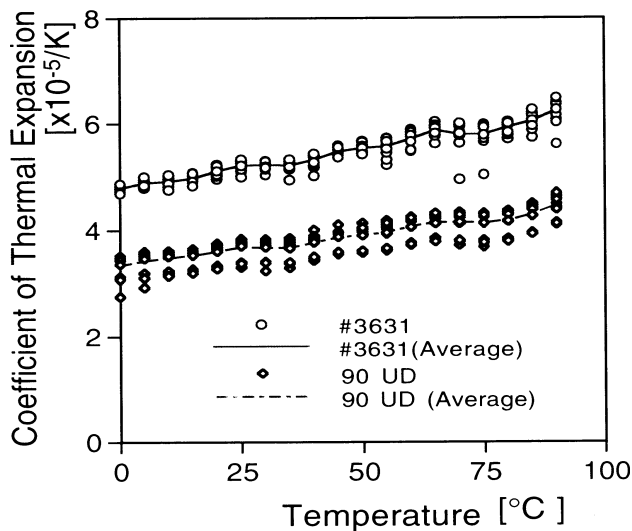


図8 熱膨張係数 (CTE) 測定結果: 90° UD-CFRP と #3631 エポキシ単体

用した#3631エポキシの6個の試験片についても熱膨張係数を同様に測定した。この結果も図8に合わせて示した。ここで、 $\alpha_m$ の測定を行ったのは、3-5節に述べるような検討を行うためである。0° UD-CFRPについても同様に $\alpha_L$ の測定を行った。結果を図9に示す。

実際の熱弾性係数の計測時の試験片温度として最も適当な値は、25°Cである。図8及び図9から25°Cでの $\alpha_T$ 、 $\alpha_L$ 、 $\alpha_m$ の値が以下のように求められる。

$$\alpha_T = 3.60 \times 10^{-5} \text{ [1/K]} \quad (16)$$

$$\alpha_L = -1.28 \times 10^{-7} \text{ [1/K]} \quad (17)$$

$$\alpha_m = 5.21 \times 10^{-5} \text{ [1/K]} \quad (18)$$

式(16)、(17)の $\alpha_T$ 、 $\alpha_L$ と式(2)、(3)、(13)、(14)を用いると、理論的に導出された熱弾性係数として、次式を得る。

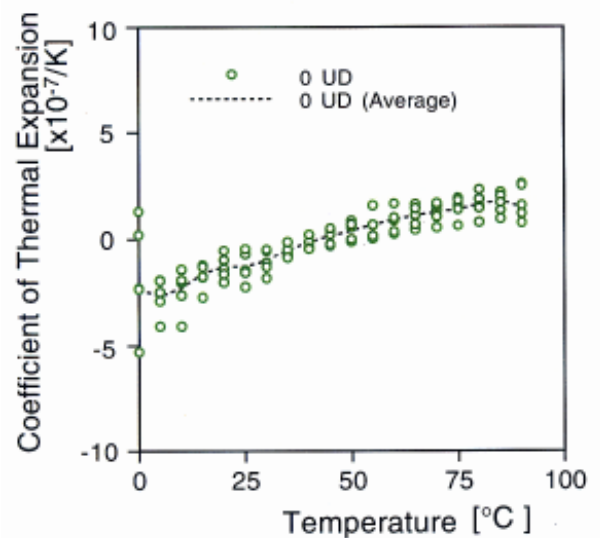


図9 熱膨張係数 (CTE) 測定結果: 0° UD-CFRP

$$K_T = 2.40 \times 10^{-11} \text{ [1/Pa]} \quad (19)$$

$$K_L = -8.35 \times 10^{-14} \text{ [1/Pa]} \quad (20)$$

式(9)の実験から得られた、熱弾性係数(1 LINE積算、放射率補正なし)を式(19)と比較すると、式(19)の理論値がやや大きいものの、かなり近い値を示している。この差の一因として、熱弾性係数測定時の表面の放射率の影響が考えられる。本実験で使用した黒体塗料の、ここで対象としている赤外線波長域での放射率として、0.96<sup>11)</sup>が求められており、これで式(9)を補正して上線を付けて表すと次式となり、理論的熱弾性係数(式(19))と約4%の差しかない値となる。

$$\overline{K_{T(1)}} = 2.30 \times 10^{-11} \text{ [1/Pa]} \quad (21)$$

4 LINE積算の値を用いると一致の程度は悪くなる。本報告ではこの約4%の差の原因追究については確かな結

論は得ていないが、可能性のある原因として、位相差補正の不完全、温度波形の不整、測定の際のばらつき等が考えられる。以上の考察により、赤外線応力画像システムにより計測した熱弾性係数のうち少なくとも  $\bar{K}_T$  については、信頼性の高い値であることが確認された。ここで述べた結果の整理のため、式 (2)、(3) の計算に用いた実測値と、その結果の熱弾性係数値、実験から求めた熱弾性係数を一覧にして表 3 に示しておく。

また、図 6 と図 8 を比べると、 $\alpha_T$  と  $C_\sigma$  にはそれぞれある程度温度依存性があるが、式 (3) により、これらはお互い打ち消し合うようになっていることが分かる。例えば、80℃ の

$$\alpha_T = 4.18 \times 10^{-5} [1/K] \quad (22)$$

$$C_\sigma = 1.15 [kJ/(kgK)] \quad (23)$$

を用いると、理論的熱弾性係数は

$$K_T = 2.31 \times 10^{-11} [1/Pa] \quad (24)$$

となり、 $K_T$  の変動はそれぞれの物性の温度依存性よりも非常に小さくなっている。念のため  $\rho$  の温度変動についても点検し、25 ~ 80℃ の範囲で熱弾性係数をプロットしたものが図 10 である。この結果  $\rho$  の温度変動の  $K_T$  への影響は無視できることは明白である。 $K_T$  の温度依存性が小さいことは、常温付近での CFRP の赤外線応力測定の定量性にとっては重要かつ有利な事実である。

一方  $K_{L(4)}$  についても同様に式 (10) に対して放射率の補正を行うと、

$$\bar{K}_{L(4)} = -1.21 \times 10^{-13} [1/Pa] \quad (25)$$

を得る。これを、式 (20) の結果と比較すると、負の値

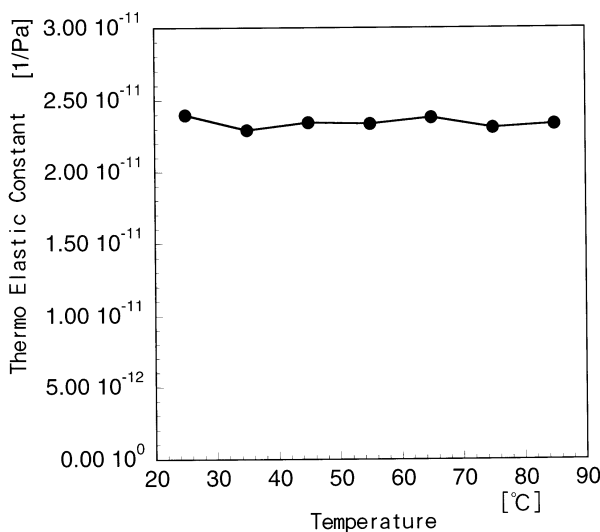


図 10 温度依存性の  $\alpha_T$  と  $C_\sigma$ 、( $\rho$ ) を用いて算出した熱弾性係数と環境温度の関係

であるという事実は整合している。しかし、 $\alpha_L$  が非常に小さいことに起因して、赤外線応力画像システム、熱膨張測定装置共に保証精度の限界あるいはそれ以下での測定となっているため、値そのものには若干の開きが見られる。得られた熱弾性係数に関してまとめて表 2 及び図 11 に示す。

### 3-4. 熱弾性係数測定に及ぼすその他の影響因子の検討

本報告の赤外線応力測定は原則として 5Hz で行ったが、ここで負荷周波数が測定に影響するかどうかについて検討しておく必要がある。そこで、90° UD 材と 45° UD 材について同じ応力振幅で負荷周波数を変えて温度振幅を測定し、負荷周波数と温度振幅の関係について調

表 2 理論算出に用いた熱膨張係数、比熱、密度と理論熱弾性係数と測定熱弾性係数の一覧

$\alpha_T^*$	$3.60 \times 10^{-5} [1/K]$
$\alpha_L^*$	$-1.28 \times 10^{-7} [1/k]$
$\rho^*$	$1.5692 \times 10^3 [kg/m^3]$
$C_\sigma^*$	$0.977 [kJ/(kgK)]$
$K_T^\#$	$2.40 \times 10^{-11} [1/Pa]$
$K_1^\#$	$-8.35 \times 10^{-14} [1/Pa]$
$K_{T(1)}^*$	$2.21 \times 10^{-11} [1/Pa]$
$\bar{K}_{T(1)}^*$	$2.30 \times 10^{-11} [1/Pa]$
$K_{L(4)}^*$	$-1.16 \times 10^{-13} [1/Pa]$
$\bar{K}_{L(4)}^*$	$-1.21 \times 10^{-13} [1/Pa]$

\*: 実験値, #: 理論値

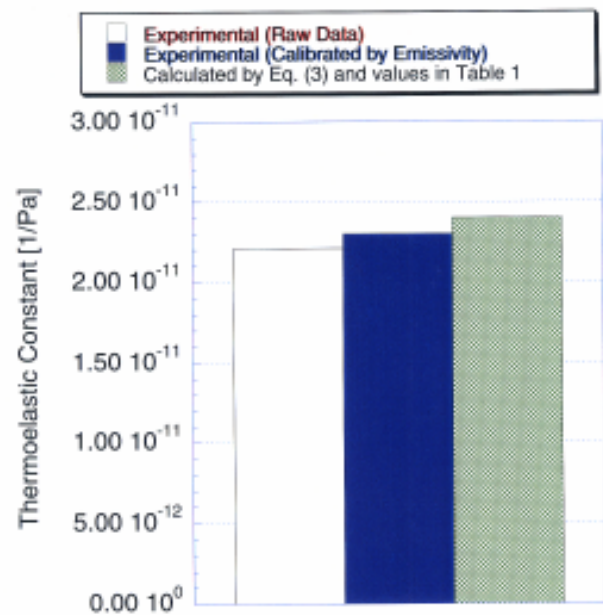


図 11 90° UD-CFRP 板 (T400H/#3631) の熱弾性係数の比較図

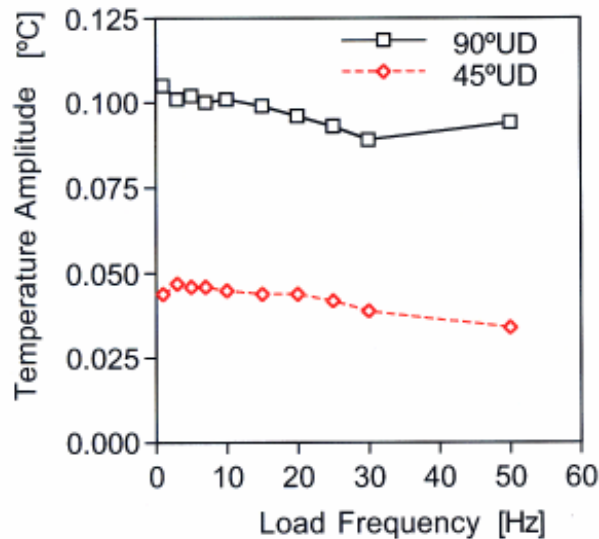


図12 UD-CFRP板における温度振幅と負荷周波数の関係 (LINE積算4回)

べた結果を図12に示す。5Hz前後では温度振幅が測定の際のばらつき範囲内で周波数依存性がなく、ほぼ一定しており、5Hzでの測定は適当であることが確認された。なお、この図に示した結果はすべてLINE積算数4回の結果であることに注意する必要があるが、前述の通り真のピーク値よりも低い値となっていると考えられる。周波数が高くなるとその傾向はより顕著となっているが、これはLINE積算4回に要する計測時間は一定であるのに対して、負荷の1周期は短くなっており、図1を考慮すると、温度振幅をより小さく測定していることに原因があると考えられる。

よく知られているように、熱膨張係数には湿度の影響が見られることがある。そこで、CFRPの吸湿の赤外線応力測定への影響を確認するため、90°UD材試験片を乾燥機を用いて、大気圧中110℃まで昇温し、その後この温度を10日間保持して脱湿した。その後すぐに、大気中で熱弾性係数測定を行った。しかし、脱湿による明確な熱弾性係数の変化は認められなかった。

### 3-5. UD-CFRP材横方向熱膨張係数測定値の検討

前述の実験により求めた $\alpha_T$ に対する構成樹脂の各材料定数への影響を確認して、 $\alpha_T$ の妥当性について議論するため、文献<sup>8)</sup>で作成したプログラムを用いて、実測した一方向CFRPの繊維直角方向の熱膨張係数について考察した。入力データには原則として表1を用い、 $\alpha_T$ に影響があり、温度により変化しやすい $\alpha_m$ 、 $E_m$ 、 $\nu_m$ 各々を変数として計算を行った。この結果、まず $\alpha_m$ が $\alpha_T$ に大きな影響のあること、 $E_m$ は $\alpha_T$ に対してほとんど影響を与えないが、#3631エポキシに対して唯一測定値のない $\nu_m$ も相当の影響を与えることが分かった。#3631エ

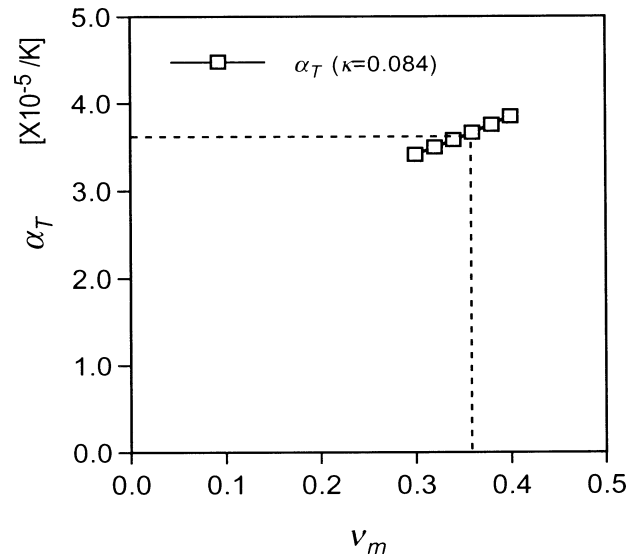


図13 数値計算による90°UD-CFRPの $\nu_m$ と $\alpha_T$ の関係 (文献8)の計算コード使用)

ポキシでは、 $\nu_m$ を力学的に測定するような寸法の板を制作することが困難である。従って、 $\nu_m$ を変数とした $\alpha_T$ の計算結果を図13に示し、推定的考察を行う。ここで、 $\kappa$ とは繊維自身の異方性比( $E_{11}/E_{22}$ )であり、0.084を仮定した。

図13には実験から得た25℃時の $\alpha_T$ を破線でプロットした。これから推定した $\nu_m$ は0.36である。当初に仮定した表1の $\nu_m$ は828エポキシのものであり、#3631エポキシでは $\nu_m$ が少し小さい可能性もあることが示唆される。これらの考察から、先に得られた $\alpha_T$ の値は構成素材の弾性係数から見て矛盾が少なく妥当なものと考えられる。

### 3-6. 一方向CFRP材の熱弾性係数についてのまとめ

赤外線応力測定システムを用いてCFRP積層板の定量的応力測定を行う場合に必要となる熱弾性係数の信頼性を、本システムで測定した熱弾性係数と、熱膨張係数、比熱、密度から算出した熱弾性係数との比較により行った。この結果、両者間に数%の違いはあるものの、測定した熱弾性係数の信頼性が実証された。従って、本システムを用いたCFRPの応力の定量的な測定は可能であると言える。80℃程度までの温度域では熱膨張係数の温度依存性と比熱の温度依存性は打ち消し合うように作用し、CFRPの赤外線応力測定に有利な状況となっていることも判明した。また、不確定要因であった、負荷周波数や吸湿の効果は、本実験の範囲では、無視できることが確認された。本システムでは、定量性を議論する場合は、LINE積算を1回で行う必要があることが分かった。これらの判明した事実により、今後CFRP積層板の定量的応力測定を行う上での基礎知識が確立されたものと考え

えられる。

#### 4. CFRP 積層板の赤外線応力測定に及ぼす熱弾性効果を熱源とする板厚方向熱伝導の検討

次に、多層CFRP積層板に対して赤外線応力測定法を行う場合に、積層板内部での板厚方向の熱伝導の測定結果への影響について、実際の実験結果と熱伝導理論解析及び有限要素解析との比較により考察する。この考察が必要な理由は以下の通りである。赤外線応力測定法により測定されるデータは、負荷周期に同期した表面での温度変化であり、S/N比向上のため、定振幅・定周期の負荷下で負荷周波数に同期した試験片表面での温度振幅を測定し、積算を行っている。一方、CFRPは多層に積層した場合、その繊維配向角の違いにより、各層で発生する熱弾性効果による可逆的発熱は異なった振幅となる。これに起因して、板厚方向の熱伝導が発生し、かつ、伝わる熱流束は負荷と同じ周波数を持つため、表面での温度振幅はこの熱伝導の影響を受ける可能性がある。

##### 4-1. 定常法による CFRP 積層板の熱伝導率測定

最初に熱伝導の検討に必要なCF/エポキシの熱伝導係数を定常法により測定した。用いた装置はDYNATECH社製TCFGMである。装置の模式図を図14に示す。材料として、本報告の定量的応力測定に用いた

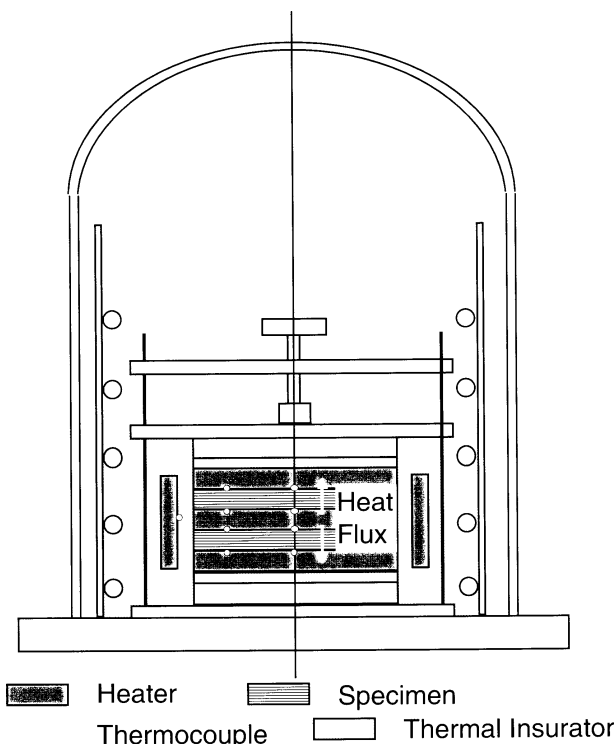


図14 本報告で使用した定常熱伝導率測定装置 (TCFGM: DYNATECH社製) の測定概念を示す断面図

T400H/#3631を用いたかったが、熱伝導特性の測定を実施しようとした時点で生産中止となっていたため、熱伝導的には影響が少ないであろうと考えられるCF/エポキシ(東レ(株)製T800H/#3631)を選定した。積層数は100ply、試験片は一辺約35mmの正12角形2枚である。測定方法は、図14に示すように試験片を2枚一組とし、試験片でメインヒーターを上下から挟み、各試験片の上下にはガードヒーターを配置する。更に試験片2枚及びヒーター3枚を取り囲むようにリング状の OUTER ガードヒーターを置き、雲母の粒子を断熱材として隙間に充填する。そして、真空排気した後に各ヒーターに電流を流す。この時にメインヒーターに流す電流を上下のガードヒーターよりも少し高めにすることにより、試験片の両側で温度差が発生するようにする。そして、十分な時間が経過し、各部分に設置されている熱電対で測定して、発生している熱量から順に計算して、温度が定常状態に達した時点で、メインヒーターとガードヒーターの電流及び電圧を測定することにより、熱伝導率を求める。測定結果を図15に示す。後述の有限要素解析では33℃での実測値  $0.523\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  を用いた。

##### 4-2. CFRP 積層板の赤外線応力測定結果

CF/エポキシ(東レ(株)製T400H/#3631)の擬似等方積層板(45/-45/0/90)s(以下A(45))及び(0/90/45/-45)s(以下B(0))について既報<sup>4)</sup>で報告した赤外線応力測定による温度測定結果を図16に示す。A(45)及びB(0)の45と0は、ここで関心の中心になる表面の配向角をそれぞれ示しており、図16のY軸は正負が逆転していることに注意が必要である。

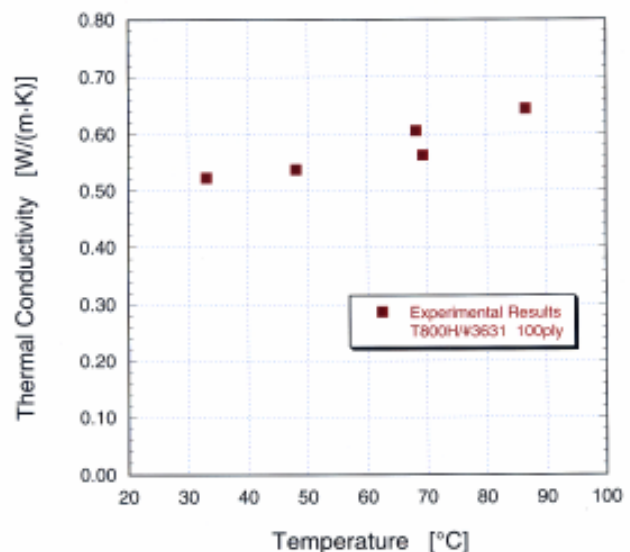


図15 UD-CFRP (T800H/#3631) に対する繊維直角方向の熱伝導率測定結果

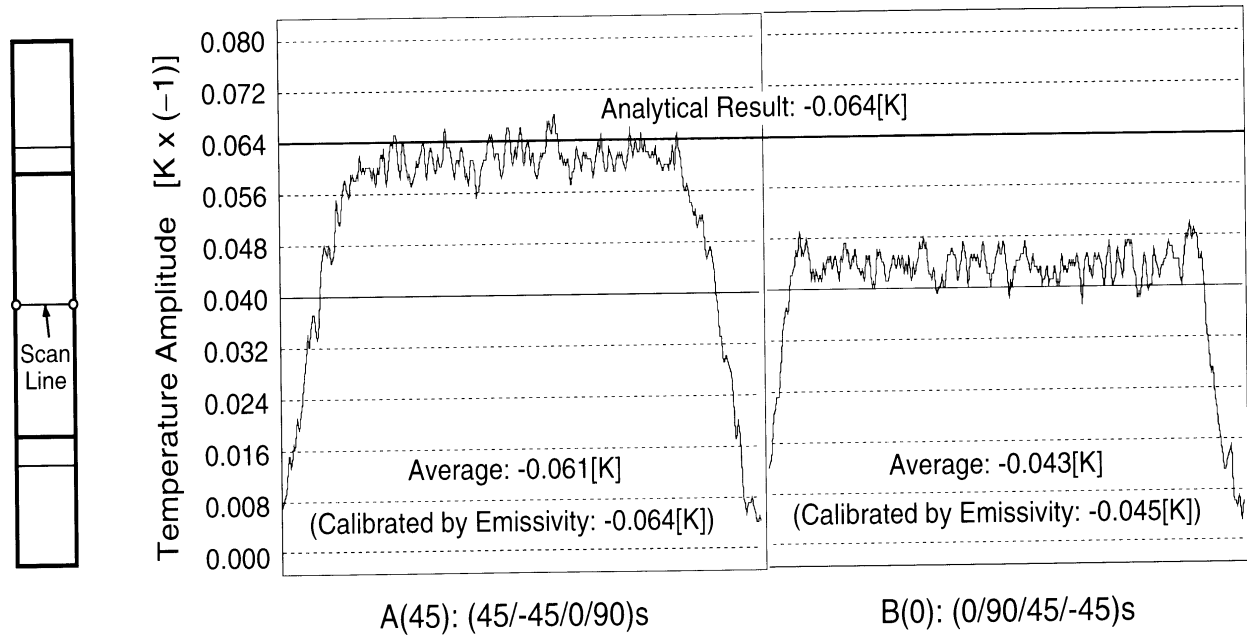


図16 積層CFRP(45/-45/0/90)sと(0/90/45/-45)s試験片 (T400H/#3631)の赤外線応力測定による温度測定結果

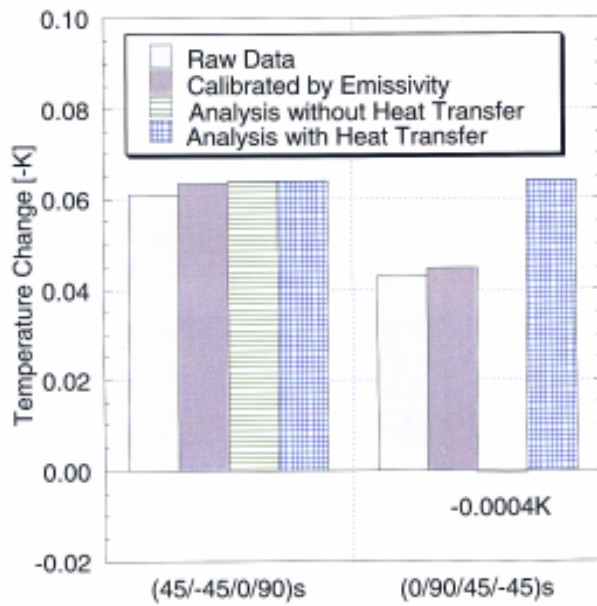


図17 積層CFRP表面温度振幅についての実験と解析式を用いた計算による結果の比較

この結果は損傷の入っていない状態での測定結果であり、積層板への負荷振幅から決定した応力振幅はいずれも90MPaである。試験片の端部から十分に離れた均一な部分におけるA (45)の温度変化は-0.061Kで、これを試験片表面での放射率0.96で補正すると、温度振幅は-0.064Kとなる。同様に、B(0)は-0.043Kと-0.045Kである。これらの結果を図17の各左2本の棒で示す。

#### 4-3. 一次元熱伝導解析式を用いた検討

上述の熱伝導の影響を検討するために、A(45)及びB(0)について一次元熱伝導解析解と有限要素解析による計算を行った。まず解析解の結果について示す。解析解の計算においては以下の仮定を用いた。

1. 無限板
2. 試験片の対称性から、中央面では断熱
3. 試験片表面においても断熱
4. 十分な時間が経過し、温度が定常的の反復状態に到達している

なお、これらの仮定は有限要素解析においても同様である。また、積層板に対して一軸の公称応力(或いは強制変位)を与えた場合の、各層での繊維方向及び繊維直角方向の応力を古典積層板理論により求め、その各層の応力を基に入力に用いた各層の温度振幅 $\alpha_j$ を計算した。入力に用いた物性値等を表3に示す。

解析で用いた式はDunnによって文献<sup>5)</sup>に示されている次式である。

表3 板厚方向熱伝導の理論解析及び有限要素解析の入力データ

1 プライ板厚	0.125mm
負荷周波数	5 Hz
比熱 (定応力下) #	977J/(kg・K)
密度 #	1569.2kg/m <sup>3</sup>
熱伝導率 *, #	0.523W/(m・K)
熱拡散係数 *, #	3.41 × 10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s

\*: 繊維直角方向, #: 実験値

$$\begin{aligned}
 T(R,t)|_{t \rightarrow \infty} &= \frac{1}{2} \sin \omega t \left[ \left\{ \sum_{j=1}^{m-1} x_j (a_j - a_{j+1}) \right\} + a_m \right] \\
 &+ \frac{1}{\pi} \left[ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n \sin \omega t + \eta \cos \omega t}{n (1 + \eta^2)} \right. \\
 &\left. \left\{ \sum_{j=1}^{m-1} (a_j - a_{j+1}) \sin x_j n \pi \right\} \right]
 \end{aligned}
 \tag{26}$$

ここで、

$R$  : 板厚の半分,  $t$  : 時間,  $\omega$  : 角振動数,  $m$  : 積層数の半分,  $x_j$  : 中央面から表面までを1とした時の中央面から  $j$  層の表面側までの距離,  $a_j$  : 中央面から  $j$  番目の層での熱弾性効果による温度振幅の2倍  
 またこの式中の  $\eta$  は次式の変数である。

$$\eta = \kappa_h n^2 \pi^2 / (R^2 \omega) \tag{27}$$

ここで、

$\kappa_h$  : 熱拡散係数,  $\kappa_h = \lambda / (\rho C_\sigma)$ ,  $\lambda$  : 熱伝導率,  $\rho$  : 密度,  $C_\sigma$  : 応力一定下での比熱である。

4-2の実験結果に対応した式(26)を用い、表面での放射率補正を行った計算結果はA(45), B(0)共に-0.064Kとなる。これらの結果を先に示した図17中にクロスハッチングした棒で示す。この図には、各積層板において熱伝導を考慮しない場合の表面での温度振幅も単にハッチングした棒で合わせて示してある。「熱伝導を考慮しない場合」をより正確に言うとは、赤外線応力測定によって得られる温度データが表面層の熱弾性効果による温度変化にのみ依存して、表面層の熱弾性係数と応力のみで決定されると考える場合である。A(45)については、解析解の結果は、実験による表面温度変化と良い一致を示している。これは、表面層における熱弾性効果による発熱が高い層であるような場合、熱伝導の影響は考慮する必要がないことを示唆している。一方、B(0)では、熱伝導を考慮した解析解の結果については実験値との間に相当の違いがあるが、熱伝導を考慮しない計算結果(負の非常に小さな値)と比較すれば、はるかに実験結果に近い値となっていることにまず注意する必要がある。表面層が発熱の小さい層の場合には必ず熱伝導を考慮しなければならないことがわかる。実験結果と解析解の結果との差を更に詳細に検討するため、次節の有限要素解析を行った。

#### 4-4. 非定常熱伝導有限要素解析による検討

非定常熱伝導有限要素解析により4-1節の実験に対応した計算を行った。使用した有限要素法ソフトは

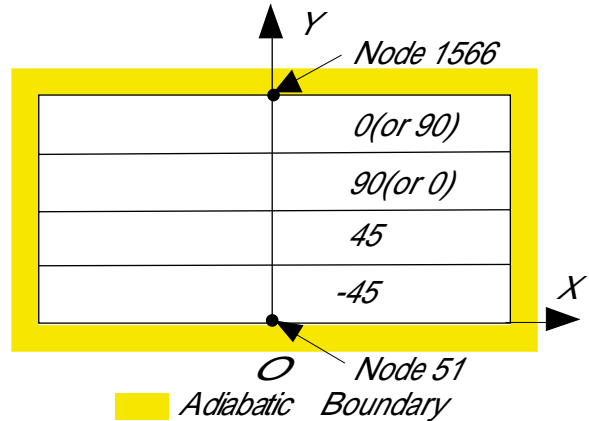


図18 板厚方向熱伝導解析に用いた有限要素モデルの模式図

MSC/NASTRANで4節点平面熱伝導要素を用いた。解析モデルを図18に示す。本来式(26)に対する解析を行うだけなら一次元要素でよいが、将来の積層板断面への拡張を考えて、二次元モデルとした。前節に示した断熱条件により、Node 51及び1566は実験のA(45)及びB(0)の表層に相当する。但し、A(45)とB(0)では、0層と90層の位置を入れ替えた。

まず、実験時の応力に対応した歪みを積層板全体の弾性率から計算し、この歪みを各層に与えた場合の各層における応力を計算した。この各層における応力値を元に各層における発熱量の波形を算出して、節点における発生熱量の入力とした。そして、十分に時間が経過して、可逆的な定常状態に達した時点での温度振幅を求めた。この解析により求められた温度波形を図19に示す。負

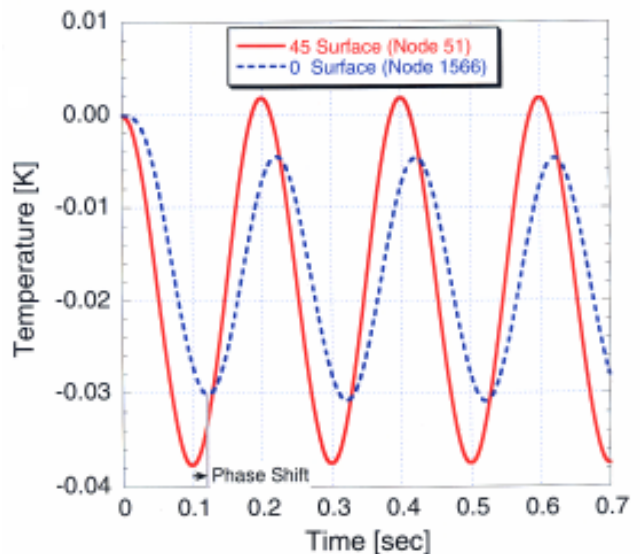


図19 有限要素解析による板厚方向熱伝導を考慮した表面中央点の温度波形計算結果

荷周期は5Hzであるので、1周期は0.2秒である。この結果から、1周期目でほぼ収束し定常状態に達していることが分かる。

図19で、(0層の温度振幅) / (-45層の温度振幅) という比に着目すると4-2節に述べた実験値が70%であるのに対して有限要素解析の結果は68%と良く一致している。また、実際の赤外線応力測定時に問題となる点として、負荷波形と温度波形の間の位相差がある。現状では、試験片の種類ごとに、位相差の設定を変化させて最大となる設定を決定している。図19の結果を見ると、特に0層の温度波形は負荷波形からの位相のずれが大きいことが確認できる。この結果から実際の測定における負荷-温度間の位相差の要因として熱伝導が考えられる。なお、実際の実験において、この位相差は試験片ごとに設定を行う必要がある。

擬似等方積層板(45/-45/0/90)sと(0/90/45/-45)sについて、熱伝導理論解析結果、有限要素熱伝導解析と赤外線応力測定による結果について比較検討した。比較のため、実験値、理論解、熱伝導を考慮しない理論解、及び有限要素解析による計算値を併せて図20に示す。何れの値もA(45)/B(0)の温度振幅の比で比較してある。有限要素解析による計算結果は実験値と非常に近く、現象を説明していると言える。

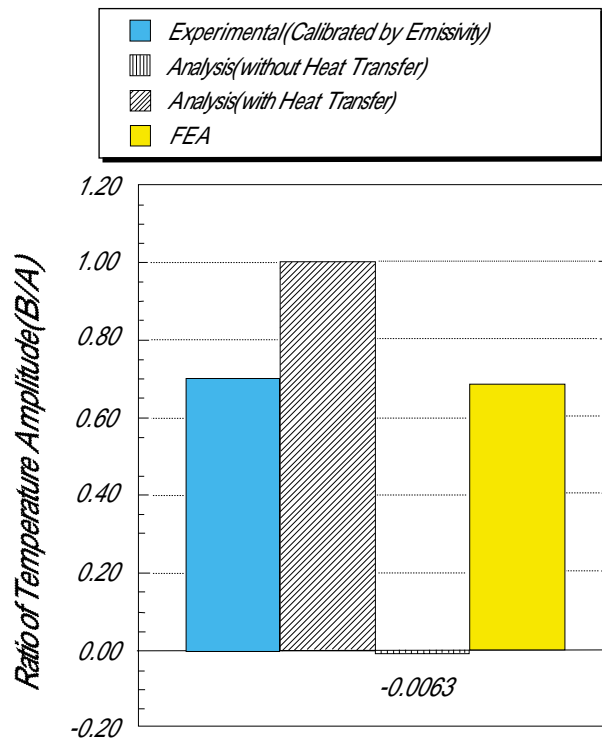


図20 積層CFRP表面温度振幅についての実験結果と解析結果の無次元化比較

#### 4-5. 板厚方向熱伝導の検討のまとめ

CFRP多層積層板の赤外線応力測定を行う場合は、表面からの順序も含めた積層構成を考慮に入れて内部層の熱弾性効果を熱源とする熱伝導の考慮の必要性について以下の知見が得られた。まず、表面層の吸発熱が高ければ、熱伝導を無視した解析を行ってよい。次に、表面層が0°層のように吸発熱が低い場合、必ず熱伝導を考慮しなければならない。また、有限要素解析の結果から、理論解析式は実験値と十分には一致しなかった。最後に、付随的ではあるが重要な結論として、負荷波形と温度波形の間の位相差は熱伝導が一因であることが判明した。

### 5. 赤外線応力測定を実際の試験片へ非破壊評価手段として適用した例

#### 5-1. CF/エポキシ積層板の層間剥離への適用

CF/エポキシ積層板の疲労試験を行い、その時の層間剥離進展を赤外線応力測定により非破壊評価した場合の適用例について説明する。試験片作成に使用したプリプレグは、T400/#3631である。積層構成は(±45°/0°/90°)s・8プライドで、外寸は220×25×1.2mm、両端はテープの付いたGFRPのタブで補強している。繰り返し負荷は引張り-引張りの片振りとし、荷重制御、定振幅サイン波で行った。すべての試験で負荷周波数は5Hzに統一し、疲労試験での応力比Rは0.1と一定にした。赤外線応力測定と比較するための超音波探傷を行う場合には、負荷を止め試験片を取り外して行った。この試験片の層間剥離の特徴は、試験片の側辺自由端の0°/90°あるいは90°/0°の層間で交互に剥離が発生し、繰返し数の増加とともに進行して健全部が細る。超音波探傷の結果のうち代表的な結果(σ<sub>max</sub>=400MPaの試験片の例)を図21に示す。次に、図21の試験片中央部分に対して、図22に示すような中央線上の応力振幅の分布を測定した。この応力測定結果を同じく図22に示す。超音波探傷結果(図21)との対応から、図22には、幅方向の縁部の位置を|で、剥離先端の位置を▲で示している。このことから、剥離先端部で表面の繊維直角方向応力が一旦落ち込み、次いで急激に立ち上がっていることが捕捉されており、それが剥離の進展とともに、その立ち上がる部分が内側に移動しているのが分かる。また、試験片端部でも応力のピークが見られる。これらの応力変化は、有限要素解析による結果<sup>12), 13)</sup>とも符合している。層間剥離の進展が起きないように、疲労試験時の半分の応力振幅で、試験片全面に対して応力測定を行った結果を、対応する超音波探傷結果と併せて図23に示す。図23の応力分布と超音波探傷結果を比較すると非常によく一致しており、剥離の進展を捕捉できていることがわ

かる。

上記のように、超音波探傷は試験機から試験片を外して探傷する必要がある。これに対して、赤外線応力測定はin-situ測定が可能であり、試験機から取り外しの困難な構造レベルでの試験に非常に有用であることが改めてわかる。

### 5-2. 衝撃損傷を有する CFRP 厚板試験片への適用

CFRP材を用いた航空機等の構造では衝撃損傷を受けた後の残留圧縮強度が損傷のない場合に比べて非常に下がる(CAI特性)ことが問題となる。この特性を調べるために行った厚板CF/エポキシ(AS/410)の積層板に対する衝撃負荷後の損傷を有する積層板に対して赤外線応力測定を行った。この試験片に対して、剥離座屈荷重の1/2程度の繰返し負荷をかけ、表面の応力分布測定を行った。試験片の積層構成は $\{(45^\circ/0^\circ/45^\circ/90^\circ)_4\}_s$ である。繰返し負荷は圧縮-圧縮、荷重制御、定振幅サイン波で行った。負荷周波数は1Hz、試験片の平均の応力は $d\sigma = -2 \sim -23\text{MPa}$ で一定にした。衝撃負荷を加えた側からの応力測定結果を図24に示す。衝撃を加えた面は試験片中央部分の衝撃負荷点付近に表層 $45^\circ$ 層の衝撃点をはさんで応力の低い部分が見られる。これは、衝撃負荷による内層での剥離の位置が、表面から見て板厚方向に浅いところと深いところが存在し、剥離までの板厚が薄くなっている部分と厚くなっている部分があることによる。このために、周囲の健全領域と異なった応力分布になっている。この測定に対応した簡単な有限要素解析による計算結果を図25に示す。この有限要素解析は剥離損傷部分を円形と仮定し、各部分の表面から板厚方向に剥離までの板として解析を行っている。各部分における板厚方向の剥離位置は扇状に変化しており、これによる応力変化が現れている。この解析結果を実験結果と比較すると、傾向はよく一致している。損傷状態が表面応力に影響を与える場合は、本応力測定技術はCFRPの非破壊評価に応用できることが分かる。

### 5-3. 有孔 CFRP 積層板への適用

次に示す実験結果は、円孔を有する平織CFRP積層試験片の疲労試験に伴う損傷の非破壊評価である。用いた試験片はT300の直交平織材を20層すべて $0/90$ に積層し、樹脂注入法(RTM)により828エポキシを含浸して作成したものである。試験片幅25mmに対して直径6mmの円孔を機械加工して空けており、未含浸時に、円孔周囲にケブラーの糸でステッチ(縫合)したものと、そうでないものがある。この実験の大局的な目的は、円孔周りにステッチを施した場合の損傷進展抑止効果につ

いて調べることである。これらの試験片に対して、疲労試験開始前と開始後に、適宜、試験時負荷荷重に対して十分小さな荷重下(試験荷重の約25%)で赤外線応力測定により損傷評価を行った。赤外線応力測定によるステッチのない試験片についての測定結果を図26に示す。更に超音波探傷による結果を図27に示す。まず、赤外線応力測定結果を超音波探傷結果とを総合的に比較すると、超音波探傷結果で剥離損傷の検出されている部分、特に円孔左右端で応力分布の変化が見られ、良い対応が得られていることがわかる。次に詳細について述べる。この装置で測定されるのは表面での温度変化であり、UD-CFRPの場合、前述の通り、 $|K_L| \ll |K_T|$ であり、 $K_L$ は負の値である。従って、本試験片においては、織りにより表面の繊維束方向が $90^\circ$ になっている部分は温度変化が大きく、内層からの熱伝導を無視すれば、 $0^\circ$ の部分は温度変化が非常に小さくかつ負の値になることが考えられる。実際、図26を見ると、円孔から十分に離れた一般部分では、折り目をはっきり見ることができる。しかし、 $0^\circ$ 方向繊維束部分でも正の値を取っており、また、値も $K_L$ 、 $K_T$ の違いから考えられるほど小さくはない。このことの原因は、4章で記述したような、内層で熱弾性効果によって発生した熱が、熱伝導によって表面に伝わった分も合わせて測定していることである。この内層での温度変化は、負荷周波数に同期しており、しかも、用いているのが平織材なので、表層の $0^\circ$ 方向繊維束の直下は必ず $90^\circ$ 方向繊維束であり、 $0^\circ$ 方向繊維束に比較して非常に大きな温度変化を発生するため、その影響を大きく受け、正の値となっていると考えられる。図24において、 $N=0$ の段階では、円孔周辺で、通常円孔による応力集中に近いパターンが見られる。また、 $0^\circ$ 方向繊維束部分での応力の落ち込みも観察されており、平織の表面の $0^\circ$ 方向繊維束部分の影響と考えられる。繰返し数( $N$ 数)の増加に伴い、剥離損傷が進展し、円孔左右近傍の応力集中部が、僅かながら外側へ移動するとともに、織りパターンが、更に顕著に現れていることが見られる。円孔左右近傍は、超音波探傷からも明らかのように、剥離損傷が激しく進展している部分であり、 $0^\circ$ 方向繊維束部分での応力負担が非常に大きいことと、剥離により内層からの熱伝導状態が大きく変わることとの二つの要因が組み合わさっているためと考えられる。

このように、内層からの熱伝導が損傷により影響を受ける可能性があり、本測定法により、場合によってはこの現象をとらえた非破壊検査が可能となるかもしれない。しかし、それには4章で行ったよりも更に複雑な計算、例えば剥離部の放射と対流による熱伝導などを考慮する必要があるため、今後の課題としたい。



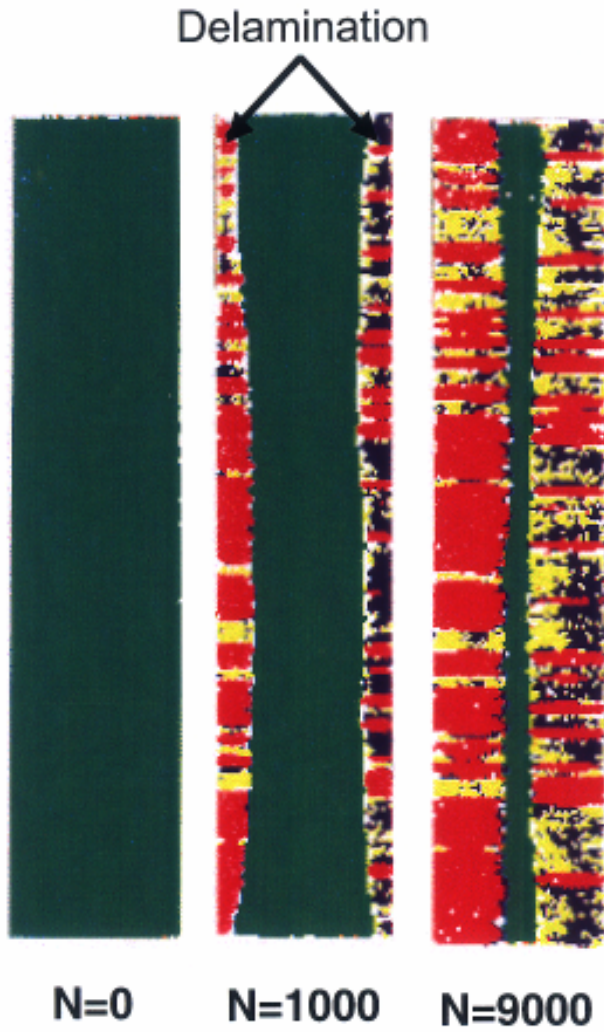


図 21 側辺から層間剥離を生ずる面内等方CFRP試験片 [(45/-45/0/90)<sub>s</sub>; T400H/#3631] の負荷に伴う剥離進展を表す超音波探傷結果



図 23 側辺から層間剥離を生ずる CFRP 試験片の赤外線応力測定結果と超音波探傷結果比較

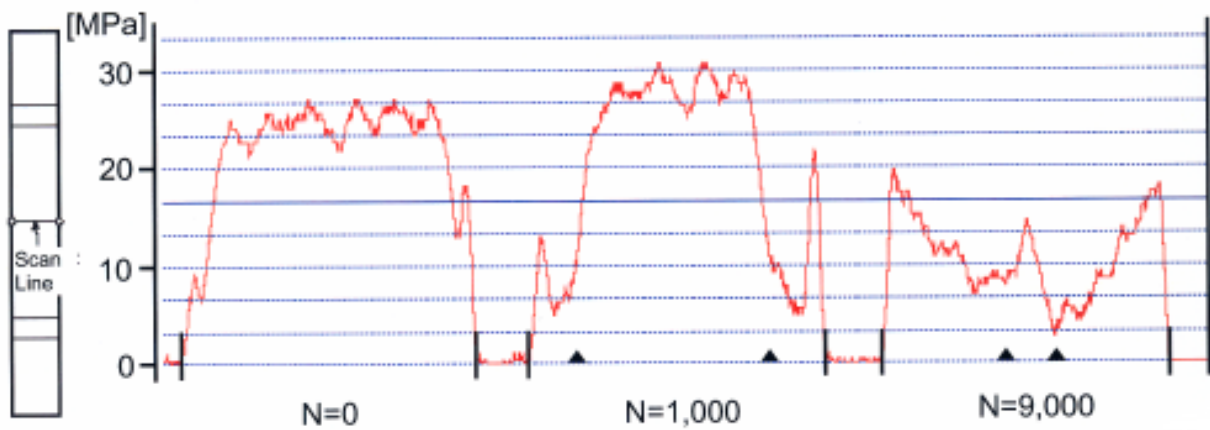


図 22 側辺から層間剥離を生ずる CFRP 試験片 (図 2 1 と同一仕様, 中央の横断線上) の赤外線応力測定結果



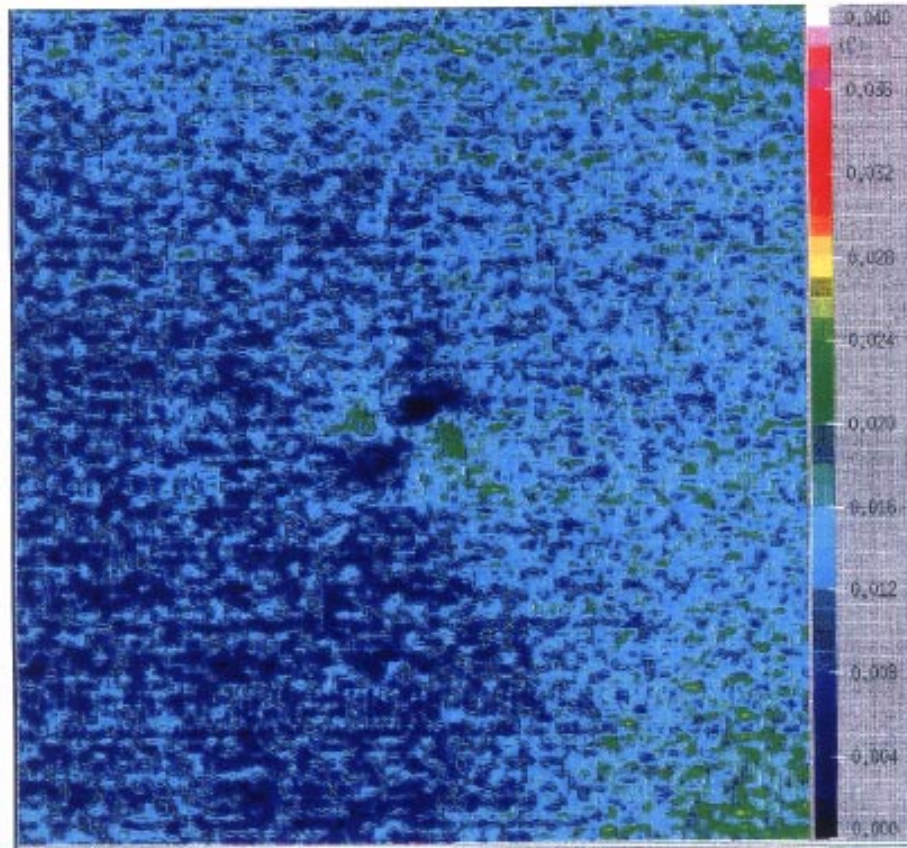


図 24 CAI 試験片 (SACMA 法, 面内等方 32 プライ) の衝撃による層間剥離部の赤外線応力測定結果

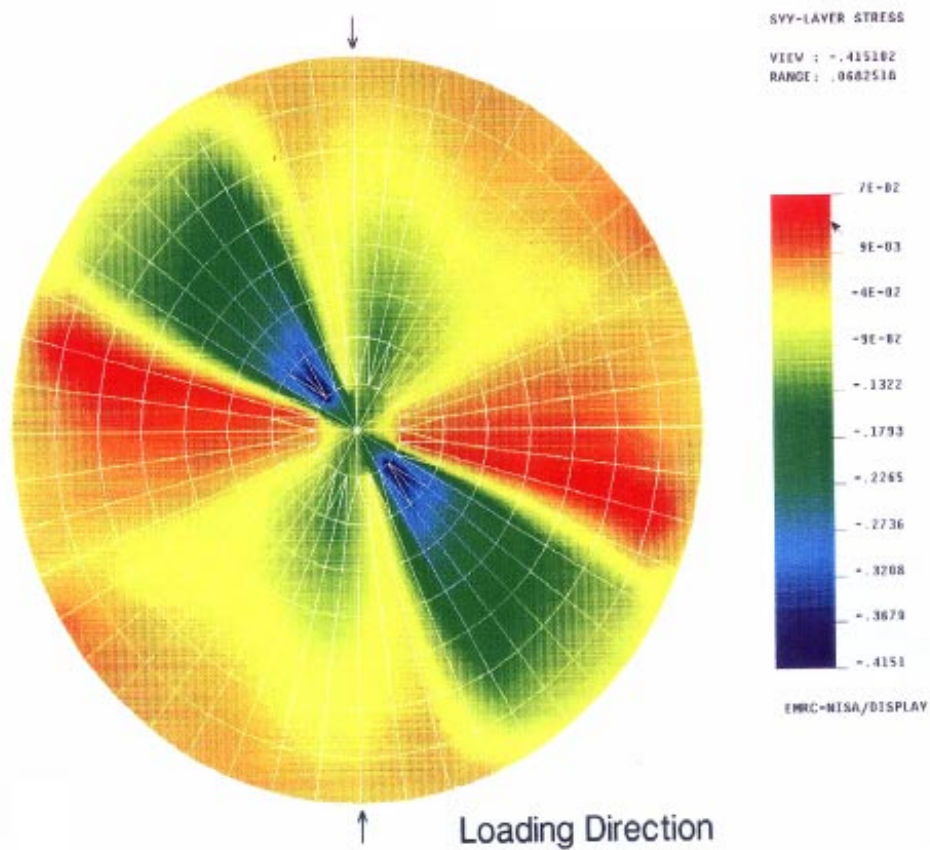


図 25 前図に対応する CAI 試験片の有限要素解析による表面の繊維直角方向応力 ( $\sigma_r$ ) 分布



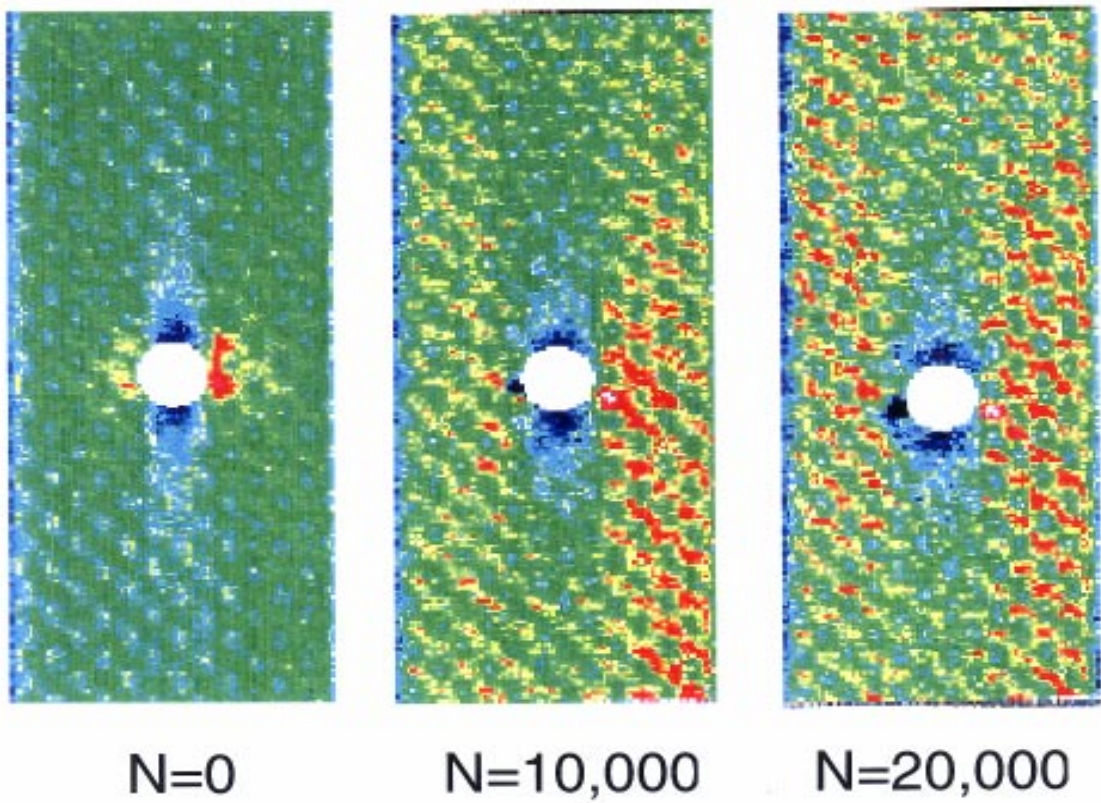


図 26 円孔を有する直交平織 CFRP 試験片の引張-引張疲労試験における赤外線応力測定結果

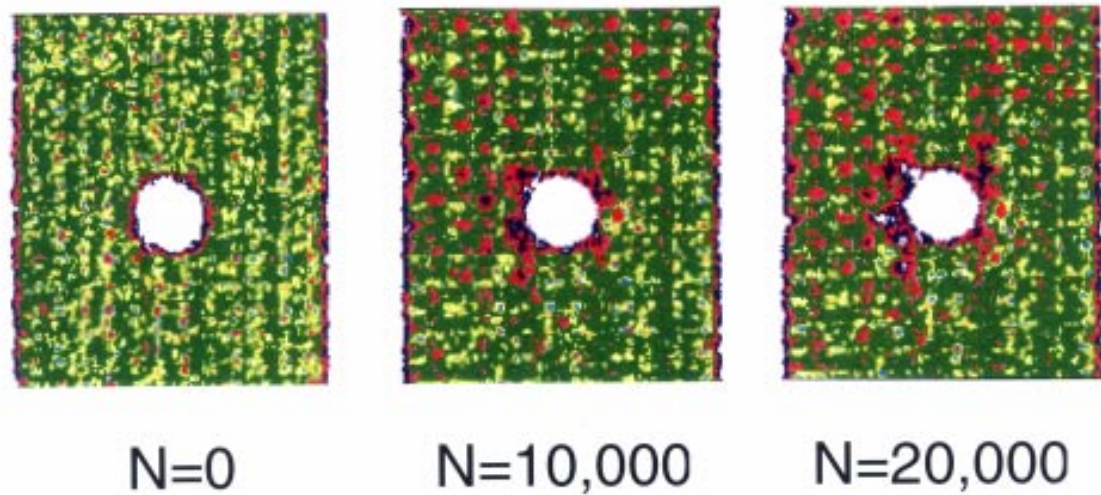


図 27 前図に対応する円孔を有する直交平織 CFRP 試験片の超音波探傷結果



## 6. 結論

赤外線応力測定技術をCFRP積層板の定量的応力測定及び非破壊評価に適用するための基礎的知識を確立する目的で行ったいくつかの検討に関して次のような結果を得た。

赤外線応力測定システムを用いてCFRP積層板の定量的応力測定を行う場合に必要となる熱弾性係数の信頼性を、本システムで測定した熱弾性係数と、熱膨張係数、比熱、密度から算出した熱弾性係数との比較により行った。この結果、両者間に数%の違いはあるものの、赤外線応力測定によって得られた熱弾性係数の信頼性が実証され、本システムを用いたCFRP材の定量的応力測定が可能であることがわかった。熱膨張係数の温度依存性と比熱の温度依存性は打ち消し合うように作用し、熱弾性係数の温度依存性は少なくなるため、環境温度に影響を受けにくく、CFRPの赤外線応力測定に有利な状況となっていることも判明した。また、定量性を問題にする場合には本測定装置に必要な設定値であるLINE積算を1回に設定して測定する必要があることが明らかとなった。逆に定性的な応力パターンのみを取得する場合には、LINE積算を増加させて測定時間を短縮することが出来る。また、不確定要因であった、負荷周波数や吸湿の効果は、本実験の範囲では、無視できることが確認された。

構造に使用される形態である多方向に積層されたCFRP積層板について、積層板の各層の荷重方向の熱弾性係数の違いから生じる板厚方向の熱伝導がどのように赤外線応力測定に影響を与えるかを明らかにした。表面層の発熱が小さい場合には、測定結果に対して熱伝導を考慮に入れた評価が必要であるが、表面層の発熱が大きい場合には、熱伝導を考慮しない評価が可能であると考えられる。また、この熱伝導は赤外線応力測定において測定している表面での温度波形と負荷波形の位相差の一因となっていることが明らかとなった。これらの判明した事実により、今後CFRP積層板の定量的応力測定を行う上での基礎知識が確立されたものと考えられる。

赤外線応力測定をCFRP材の疲労試験片やCAI試験片

に対して、非破壊評価手段として適用した例を示した。内部の損傷進展が表面応力に影響のあることが期待される場合には、本測定装置は損傷による応力分布変化を捕らえることができる。従って、赤外線応力測定は、「その場」/「リアルタイム」という2要件が強く期待されるような状況では、非破壊評価手法として有用であることが示された。

## 参考文献

- 1) 影山和郎:材料科学, 26, 1(1989), 16-21.
- 2) Takashi Ishikawa, Sunao Sugimoto, Masamichi Matsushima and Yoichi Hayashi: Composite Science and Technology, 55(1996), 349-363.
- 3) Sunao Sugimoto and Takashi Ishikawa: Proceedings of the 7th J-US Conference on Composite Materials, (1995.6), 327-334.
- 4) 杉本 直, 石川隆司: 第39回構造強度に関する講演会講演集, 1997.7, pp. 13-16.
- 5) 杉本 直, 石川隆司: 第22回複合材料シンポジウム講演要旨集, 1997.11., pp. 92-93.
- 6) 石川隆司, 松嶋正道, 林洋一: 日本複合材料学会誌, 12, 1(1986), 8-15.
- 7) 石川隆司, 小山一夫, 小林繁夫: 日本航空宇宙学会誌, 23, 263(1975), 678-684.
- 8) Takashi ISHIKAWA, Kazuo Koyama and Shigeo Kobayashi: J. Composite Materials, 12, 2(1978), 153-168.
- 9) 東レ(株)社内資料, (1995).
- 10) DUNN, S. A. : Transaction of the ASME; Series E (Journal of Applied Mechanics), Vol. 59, No. 9, 1992, pp. 552-558.
- 11) 日本電子(株)編: 赤外線温度画像解析装置”サーモビューア”の原理.
- 12) 杉本 直, 石川隆司: 第35回構造強度に関する講演会講演集, 1993, pp.74-77.
- 13) 杉本 直, 石川隆司: 第18回複合材料シンポジウム講演要旨集, 1993, pp.135-138.