

 論文

超音波透過特性を用いた炭素繊維強化複合材料積層板の層間界面剛性およびプライ複素弾性率の評価

石井 陽介*, 琵琶 志朗**, 足立 忠晴*

Evaluation of Interlaminar Interfacial Stiffnesses and Ply Complex Moduli of Carbon/Epoxy Composite Laminates by Ultrasonic Transmission Characteristics

Yosuke ISHII, Shiro BIWA and Tadaharu ADACHI

The interlaminar interfacial stiffnesses and the ply complex elastic constants of carbon/epoxy composite laminates were evaluated nondestructively from the ultrasonic wave transmission characteristics. Using the through-transmission immersion technique, the energy transmission coefficient of longitudinal wave was measured for unidirectional, quasi-isotropic, and cross-ply composite laminates made of the same UD prepregs for various frequencies and incident directions. The results were then fitted to the theoretical ones calculated by the stiffness-matrix approach with the thin interlaminar resin-rich regions modeled as interfaces with normal and tangential springs in order to identify the interlaminar interfacial stiffnesses as well as the anisotropic viscoelastic constants of the ply constituting the laminates. The validity of the evaluation method was verified on the basis of the experimental results. The evaluated ply complex moduli were found to have comparable values irrespective of the stacking sequence of the laminate. On the other hand, the interlaminar interfacial stiffnesses were found to be smaller when the neighboring plies had the different fiber orientation angles.

Keywords: Ultrasonic nondestructive evaluation, Composite laminate, Interlaminar interfacial stiffness, Stiffness-matrix method, Spring-type interface model

1. 緒 論

炭素繊維強化複合材料 (Carbon Fiber Reinforced Plastic, 以下 CFRP) は高比強度, 高比剛性, 低熱膨張性といった優れた特性を有するため, 航空宇宙産業や自動車産業をはじめ広範に実用されている。それに伴い, 超音波を用いた非破壊検査の重要性が増している。

CFRP は一般に一方向強化層 (プライ) を積層して実用されることが多く, このような CFRP 積層構造の層間には樹脂のみから成る薄い樹脂リッチ領域が存在する。この領域では炭素繊維が存在しないため層間はく離といった構造健全性の低下を招く欠陥が発生しやすい。そのため, 現行の非破壊検査では主に欠陥部からの反射波測定に基づく層間はく離の検出試験¹⁾²⁾が行われている。このような探傷試験に加えて, はく離等の欠陥が生じる以前の製造段階や運用段階において CFRP 積層構造の層間特性を評価することは非常に重要な課題である。これまでに CFRP 積層板の材料特性評価に関して, 例えば超音波伝搬速度や減衰率から異方性粘弾性率を評価する研究³⁾などが報告されているが, そこでは積層板を単一平板と見なした材料特性が評価されており, 層間特性の直接的な評価は為されていない。

CFRP 積層板の層間樹脂リッチ領域の厚さは数 μm 程度であるが, この領域の力学的特性は層間はく離などの内部損傷の発生に関連して重要である。樹脂リッチ領域を有限な界面剛性 (樹脂リッチ領域の弾性特性と厚さを反映した特性量) を有するスプリングでモデル化⁴⁾⁷⁾したとき, $10^{-1} \sim 10^0 \text{ mm}$ 程度のオーダーの波長を有する超音波の伝搬特性により界面剛性を非破壊的に同定することが可能である。

著者らは超音波を用いた CFRP 積層板の層間界面剛性評価に関する検討を行っており, これまでに, 垂直入射超音波の反射特性を用いて界面垂直剛性を評価し⁸⁾⁹⁾, また, 斜角入射超音波の透過特性から一方向積層板の界面垂直・接線剛性を評価した¹⁰⁾。前報¹¹⁾では異なる積層構成を有する積層板の超音波透過特性を解析し実測結果との比較を行ったが, 個々の積層板に対して層間界面剛性を実験的に同定したわけではなく, 界面剛性に及ぼす積層構成の影響の評価には至っていない。そこで本研究では, CFRP 積層板の層間界面垂直・接線剛性および積層板を構成するプライの異方性複素弾性率の同定手法を提示するとともに, それらの材料特性に及ぼす積層構成の影響について考察する。

2. 層間界面剛性とプライ複素弾性率の評価方法

2. 1 水浸法による透過波測定

Fig. 1 に示す測定系を用いて CFRP 積層板の透過波測定を実施した。本実験で使用した試験片は, 強化材を炭素繊維 (三菱レイヨン TR30), 母材をエポキシ樹脂 (三菱レイ

原稿受付 2017 年 3 月 31 日

* 正会員 豊橋技術科学大学 機械工学系 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町雲雀ヶ丘 1-1)

** 京都大学 大学院工学研究科 航空宇宙工学専攻 (〒615-8540 京都府京都市西京区京都大学桂)

コン#340) とする, 3 種類の異なる積層構成の CFRP 積層板である. 各試験片の積層構成, 積層数 N , 板厚 H および密度 ρ_L を Table 1 に示す. なお, Table 1 に示した 3 種類の試験片のうち一方向積層板[0]₁₁ は, 他の試験片よりプライが厚いため, プライ数は少ないが積層板の厚さは他と同程度の 2.09 mm となっている. 一方向積層板については既報^{10), 11)}で層間界面剛性およびプライ複素弾性率の評価結果を示しているが, 本研究では異なる積層構成の積層板と比較するため, 他の積層板と合わせ, 以下に述べる統一した基準で再評価を行う.

Fig. 1 において、パルサーレーザー（Panametrics, 5072PR）から送信用超音波探触子（インサイト, IS1013R；公称中心周波数 10 MHz，振動子径 1.27 cm，非集束型）にスパイク電圧を印加することで，水中に保持した試験片に超音波を斜角入射させた．ここで，角度 θ は板厚方向を基準とした入射角を表し， φ は積層板の 0°プライの繊維方向を基準とした方位角を表す．これらの角度は 5 相ステップモーター（オリエンタルモーター，PK523HPA-H100S）およびモーターコントローラ（メレック，C-V872）で制御しており，最小回転角は 0.0036°である．試験片を入射角制御用モータの回転軸と同じ高さに設置することで，超音波が入射方向に依らず試験片の同じ位置に入射するようにし

Table 1 CFRP laminate specimens

Stacking sequence	Number of plies N	Thickness H (mm)	Density ρ_L (kg/m ³)
[0] ₁₁	11	2.09	1.5×10^3
[−45/90/+45/0] _{2S}	16	2.16	1.5×10^3
[0/90] _{4S}	16	2.16	1.5×10^3

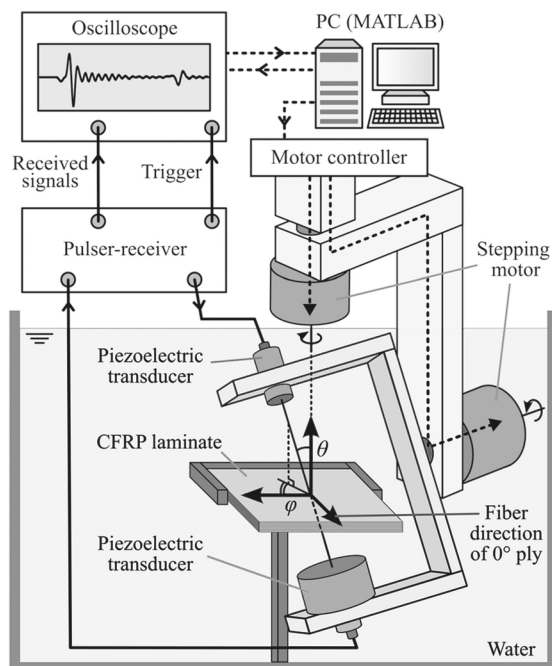


Fig. 1 Schematic of experimental setup

た。試験片を透過した波を試験片下側に設置した受信用探触子（インサイト，IS1025R；公称中心周波数 10 MHz，振動子径 2.54 cm，非集束型）で受信し，デジタルオシロスコープ（Agilent，DSO5034A；サンプリング周波数 100 MHz）で A/D 変換後，PC に波形データを転送した。

Fig. 1 において試験片を取り除いた状態で受信用探触子により測定した時間波形を Fig. 2(a)に示す. Fig. 2(a)の横軸は送信用探触子にスパイク電圧が印加されてからの時間を表す. Fig. 2(a)の波形に高速フーリエ変換を施しさらにそれを2乗することで求めたエネルギースペクトルを Fig. 2(b)に示す. Fig. 2(b)より, 本実験で使用した超音波は約3~14 MHzの周波数帯域を有することがわかる. 試験片を設置した状態で測定した透過波形に関しても同様にエネルギースペクトルを求め Fig. 2(b)のスペクトルで規格化することで CFRP 積層板のエネルギー透過率の周波数特性を求めた.

なお、斜角入射の場合、水-試験片界面での屈折に起因して入射波と透過波の音軸のずれが生じるため、受信用探触子の配置に注意が必要である。しかしながら本測定で用いる試験片は 2 mm 程度と薄いため、音軸のずれは十分小さいと考えられる。そのため本測定では Fig. 1 に示すように、受信用探触子の音軸は送信用探触子のそれと常に一致させ、受信用探触子の口径を送信用探触子の 2 倍にすることで音軸のずれが結果に及ぼす影響を抑制した。また、探触子間の距離（約 50 mm）は試験片の板厚に比べて十分大きい。そのため、Fig. 2(a)の参照波形は試験片を設置した状態で測定した透過波形とほぼ同じビーム拡散の影響を受けているとみなせ、透過波のスペクトルを Fig. 2(b)のスペクトルで除すことで、ビーム拡散による結果への影響をほぼ無視することができる¹²⁾。したがって、測定されたエネルギー透過率と、次節に示す平面波入射に基づいて計算される透過率と比較可能であると考えられる。

2. 2 エネルギー透過率の理論計算

Fig. 3 に示すように、 x_3 軸が積層方向、 x_1 軸が 0° プライの繊維方向となるように直交座標系を設定し、平面縦波が水を介して積層板に斜角入射する状況を考える。積層板の

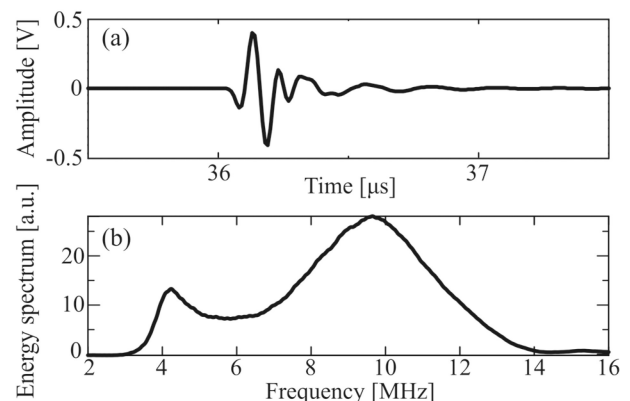


Fig. 2 (a) Reference waveform and (b) its energy spectrum

各プライを繊維方向に関して横等方性を有する均質粘弾性体でモデル化し, 全てのプライは同じ材料特性 (密度 ρ , 厚さ h , 複素弾性率 C_{IJ} ($I, J = 1, 2, \dots, 6$)) を有すると仮定する. ここで, x_1 – x_2 – x_3 座標系と Voigt 表記の対応は, $11 \rightarrow 1$, $22 \rightarrow 2$, $33 \rightarrow 3$, $23 \rightarrow 4$, $13 \rightarrow 5$, $12 \rightarrow 6$ とした.

層間に存在する厚さ数 μm の樹脂リッチ領域の力学的特性は, 質量を無視したスプリング界面でモデル化することができる⁹⁾. 層間界面の位置を $x_3 = Z_m$ ($m = 1, 2, \dots, N-1$) とし, さらに全ての界面が同じ特性を有すると仮定すると, $x_3 = Z_m$ における境界条件は次式で与えられる^{10), 11)}.

$$\sigma_{13}|_{x_3=Z_{m+}} = \sigma_{13}|_{x_3=Z_{m-}} = K_T(u_1|_{x_3=Z_{m+}} - u_1|_{x_3=Z_{m-}}), \quad (1)$$

$$\sigma_{23}|_{x_3=Z_{m+}} = \sigma_{23}|_{x_3=Z_{m-}} = K_T(u_2|_{x_3=Z_{m+}} - u_2|_{x_3=Z_{m-}}), \quad (2)$$

$$\sigma_{33}|_{x_3=Z_{m+}} = \sigma_{33}|_{x_3=Z_{m-}} = K_N(u_3|_{x_3=Z_{m+}} - u_3|_{x_3=Z_{m-}}). \quad (3)$$

ここで, σ_{s3} および u_s ($s = 1, 2, 3$) は x_1 – x_2 – x_3 座標系における応力および変位を表し, 下付き添え字“ $m+$ ” (“ $m-$ ”) は $x_3 = Z_m$ に $x_3 > Z_m$ ($x_3 < Z_m$) から近づいたときの極限を表す. また, K_N および K_T は界面垂直および接線剛性である. なお, 樹脂 (等方性材料) から成る領域をスプリングでモデル化するため K_T は x_1 – x_2 面内で等方的であると仮定した.

単位振幅および角周波数 ω ($= 2\pi f$, f : 周波数) の平面調和縦波が積層板に斜角入射するとき, 変位ベクトルを $\mathbf{u} \equiv (u_1, u_2, u_3)$ で定義すると入射波 $\mathbf{u}^{\text{inc}}$ および透過波 $\mathbf{u}^{\text{tra}}$ の変位は次式で表される.

$$\mathbf{u}^{\text{inc}} = \mathbf{p} \exp \left[i\omega \left(\sum_{j=1}^3 x_j p_j / V_f - t \right) \right], \quad x_3 > Z_0, \quad (4)$$

$$\mathbf{u}^{\text{tra}} = A^{\text{tra}} \mathbf{p} \exp \left[i\omega \left(\sum_{j=1}^3 x_j p_j / V_f - t \right) \right], \quad x_3 < Z_N. \quad (5)$$

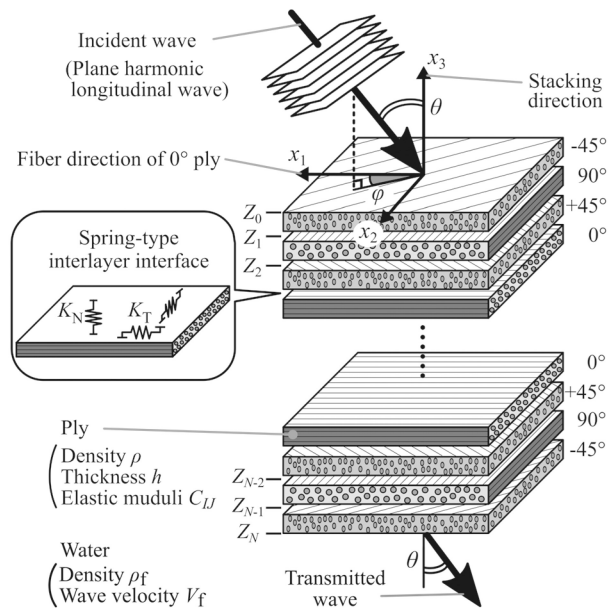


Fig. 3 Computational model for the stiffness-matrix analysis

ここで, $\mathbf{p} \equiv (p_1, p_2, p_3) = (-\sin \theta \cos \varphi, -\sin \theta \sin \varphi, -\cos \theta)$ は入射波および透過波が伝搬する方向を指す単位ベクトル, i は虚数単位, V_f は水中の音速, t は時間, $x_3 = Z_0$ および $x_3 = Z_N$ は水–積層板界面を表す. また, Eq. (5) の A^{tra} は透過波の複素振幅を表し, スティフネスマトリクス法¹³⁾を用いて次式で与えられる.

$$A^{\text{tra}} = \frac{-2\gamma S_{63}}{(\gamma - S_{33})(\gamma + S_{66}) + S_{36}S_{63}} \exp[\omega^2 \rho_f \gamma (Z_0 - Z_N)]. \quad (6)$$

ここで $\gamma = \cos \theta / (i\omega \rho_f V_f)$ であり, ρ_f は水の密度, S_{IJ} は積層構造の 6×6 グローバルコンプライアンス行列^{10), 11)}の成分を表す. Eq. (6)より求めた透過波振幅 A^{tra} を用いて, 入射波のエネルギー透過率 T_{th} は, $T_{\text{th}} = |A^{\text{tra}}|^2$ で与えられる.

2. 3 層間界面剛性とプライ複素弾性率の評価

層間界面剛性 K_N および K_T と 0° プライの複素弾性率 C_{IJ} (横等方性) の独立成分から成る 12 次元の実ベクトル $\mathbf{w}$ を $\mathbf{w} \equiv (K_N, K_T, \text{Re}[C_{11}], \text{Re}[C_{12}], \text{Re}[C_{22}], \text{Re}[C_{44}], \text{Re}[C_{66}], \text{Im}[C_{11}], \text{Im}[C_{12}], \text{Im}[C_{22}], \text{Im}[C_{44}], \text{Im}[C_{66}])$ で定義する. そして, 積層構成, プライ密度 ρ , プライ厚さ h , 水の密度 ρ_f および音速 V_f が既知であると仮定し, 次式で定義される評価関数を最小化する $\mathbf{w}$ を最適解として求める.

$$J(\mathbf{w}) = \frac{1}{N_\theta N_\varphi N_f} \sum_{p=1}^{N_\theta} \sum_{q=1}^{N_\varphi} \sum_{r=1}^{N_f} \left| \log \frac{T_{\text{th}}(\mathbf{w}, f_r, \theta_q, \varphi_p)}{T_{\text{ex}, rqp}} \right|. \quad (7)$$

ここで $T_{\text{ex}, rqp}$ は, 2. 1 節で測定した周波数 f_r ($r = 1, 2, \dots, N_f$), 入射角 θ_q ($q = 1, 2, \dots, N_\theta$), 方位角 φ_p ($p = 1, 2, \dots, N_\varphi$) におけるエネルギー透過率を表す. N_f , N_θ および N_φ は周波数, 入射角および方位角方向のデータ点数である. そして $T_{\text{th}}(\mathbf{w}, f_r, \theta_q, \varphi_p)$ は, 既知のパラメータ (積層構成, ρ , h , ρ_f , V_f) と仮定した $\mathbf{w}, f_r, \theta_q, \varphi_p$ に対して 2. 2 節に従って求めた理論的な透過率である. なお, 入射角が増加すると透過率が小さくなる傾向にあるため, Eq. (7) では実験値と理論値の比の対数を評価関数としている. プライ密度 ρ は積層板の密度 ρ_L と等しいと仮定し Table 1 に示す値を用いた. また, プライ厚さは Table 1 に示す積層板厚さと積層数を用いて $h = H/N$ とした. 水の密度および音速は $\rho_f = 1.0 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ および $V_f = 1.5 \times 10^3 \text{ m/s}$ とした.

Eq. (7) の最小化には改良ネルダー・ミード法¹⁴⁾を用いた. ここで, n 変数のネルダー・ミード法 (滑降シンプレックス法)¹⁵⁾ とは, $n + 1$ 個の n 次元実ベクトルを頂点に持つシンプレックスに対して, 反射, 拡大, 縮小, 収縮の操作により頂点の更新を繰り返すことで関数の最小値を探索する手法である. 本手法は関数の勾配を使用せずに最小化を行える利点を持つ一方で, n が大きい場合に収束性が悪いことが知られている¹⁴⁾. それに対して改良ネルダー・ミード法は, 従来法の反射点を求める過程において, シンプレックスの各頂点を用いて擬似勾配を計算することで反射点の探索方向を改良し, 収束性を向上させたものである.

本研究では, 初期値を $\mathbf{w}_0$ としたとき, $\mathbf{w}_0$ および $\mathbf{w}_k = \mathbf{w}_0 + 0.2\mathbf{w}_0 \cdot \mathbf{e}_k$ ($k = 1, 2, \dots, 12$) を初期シンプレックスの頂点とした. ここで, $\mathbf{e}_k$ は k 番目の成分のみ 1 で他が 0 の 12 次

元ベクトルを表す．また，各頂点を更新するときの反射係数を 1，拡大係数を 2，縮小係数を 0.5，収縮係数を 0.5¹⁵⁾ とした．

3. 結果および考察

3. 1 透過波形

Table 1 の 3 種類の試験片に対して測定した透過波形と入射角 θ の関係を，方位角 $\varphi = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ の場合について Fig. 4 に示す．Fig. 4 より，透過波形は入射方向や積層構成に強く依存していることがわかる．Fig. 4(a) の $\theta = 0^\circ$ を見ると，積層板を最初に透過した波が約 $35.4 \mu\text{s}$ に受信され，その後層間界面で多重散乱した波が遅れて観測されている．この傾向は方位角や積層構成が違う場合 (Figs. 4(b)-4(l)) においても同様に見られる．

また，Fig. 4(d) の $\theta = 30^\circ$ 近傍や Fig. 4(l) の $\theta = 8^\circ$ 近傍などで透過波の到達時刻が急激に変化している．これらはプライ内の波動の支配的な伝搬モードが変化したためである．異方性弾性体中では一般に準縦波，伝搬速度の速い準横波および伝搬速度の遅い準横波の 3 種類の伝搬モードが存在する．例えば Fig. 4(c) の $\theta < 14^\circ$ では波動は積層板内を主に準縦波として伝搬するのに対して， $\theta > 14^\circ$ では準縦波がエバネッセントモードになるため伝搬速度の速い準横波が支

配的となって伝搬する．この波は準縦波より伝搬速度が遅い．そのため，Fig. 4(c) の $\theta < 14^\circ$ では入射角の増加とともに透過波到達時刻が早くなるが $\theta = 14^\circ$ で到達時刻が不連続に変化（後退）する．さらに $\theta > 34^\circ$ では，伝搬速度の速い準横波もエバネッセントモードになり，伝搬速度の遅い準横波として波動が伝搬するため $\theta = 34^\circ$ 近傍においても透過波到達時刻が急激に後退する．なお，一方向積層の $\varphi = 0^\circ$ (Fig. 4(a)) は入射面が異方性対称面に一致するため，伝搬速度の遅い準縦波（面外変位のみを有する波）は発生しない．同様に $\varphi = 90^\circ$ (Fig. 4(d)) の場合では，伝搬速度の速い準縦波は発生しない．そのため Fig. 4(a) では $\theta = 8^\circ$ ，Fig. 4(d) では $\theta = 30^\circ$ の一ヶ所のみで到達時刻が急激に変化する．その他の積層構成に関しても同様であり，例えば Fig. 4(l) の直交積層板の場合， 90° プライ内では $\theta > 8^\circ$ で， 0° プライ内では $\theta > 30^\circ$ で準縦波がエバネッセントモードになる．このように，入射角の増加に伴ってプライ内の伝搬モードが速度の遅いものに遷移するため，透過波到達時刻が急激に後退する．

3. 2 エネルギー透過率

Fig. 4 の測定波形から求めたエネルギー透過率を Fig. 5 に示す．Fig. 5 に矢印で示した部分において，狭い周波数

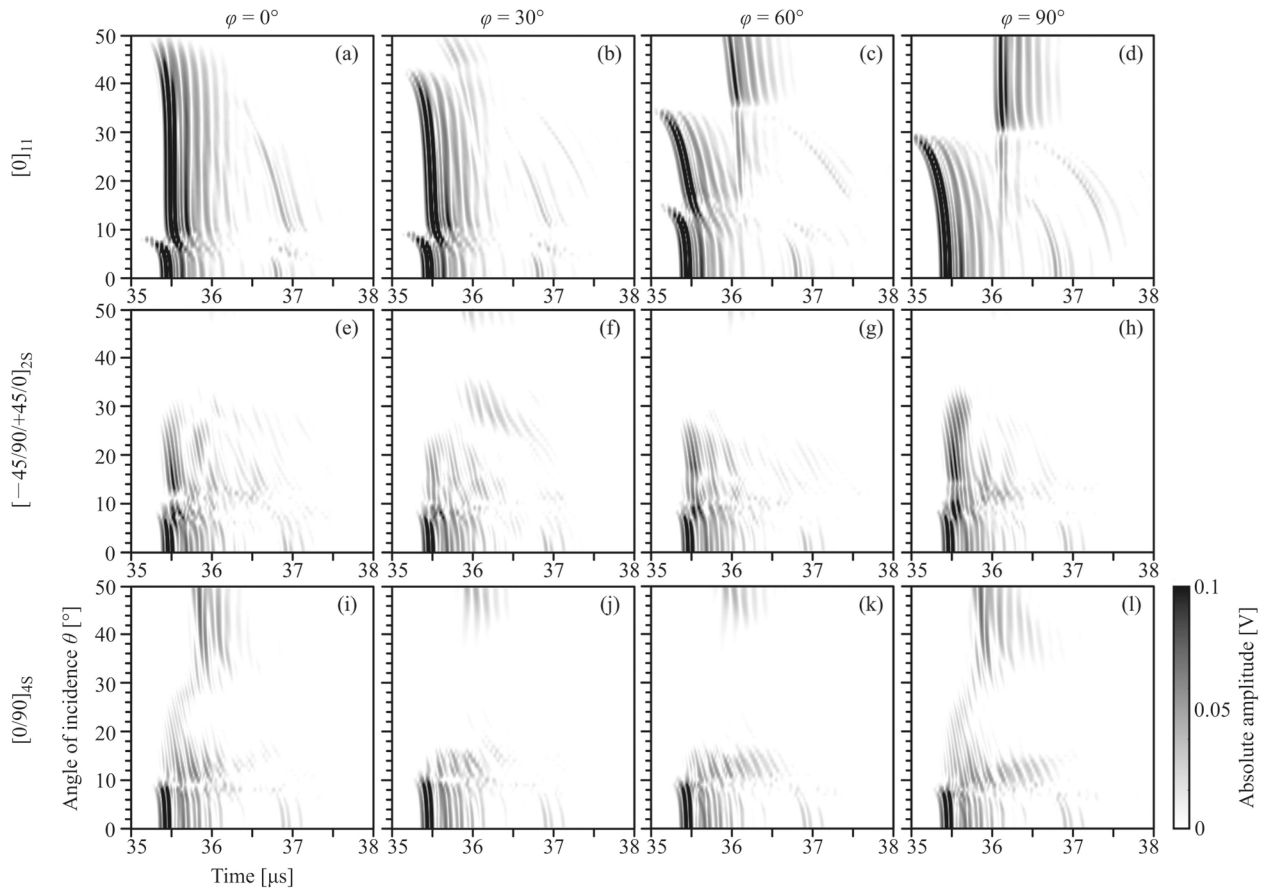


Fig. 4 (a) Variation of transmitted waves measured for (a)-(d) unidirectional $[0]_{11}$, (e)-(h) quasi-isotropic $[-45/90/+45/0]_{2S}$, and (i)-(l) cross-ply $[0/90]_{4S}$ composite laminates with the angle of incidence when $\varphi = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$, and 90°

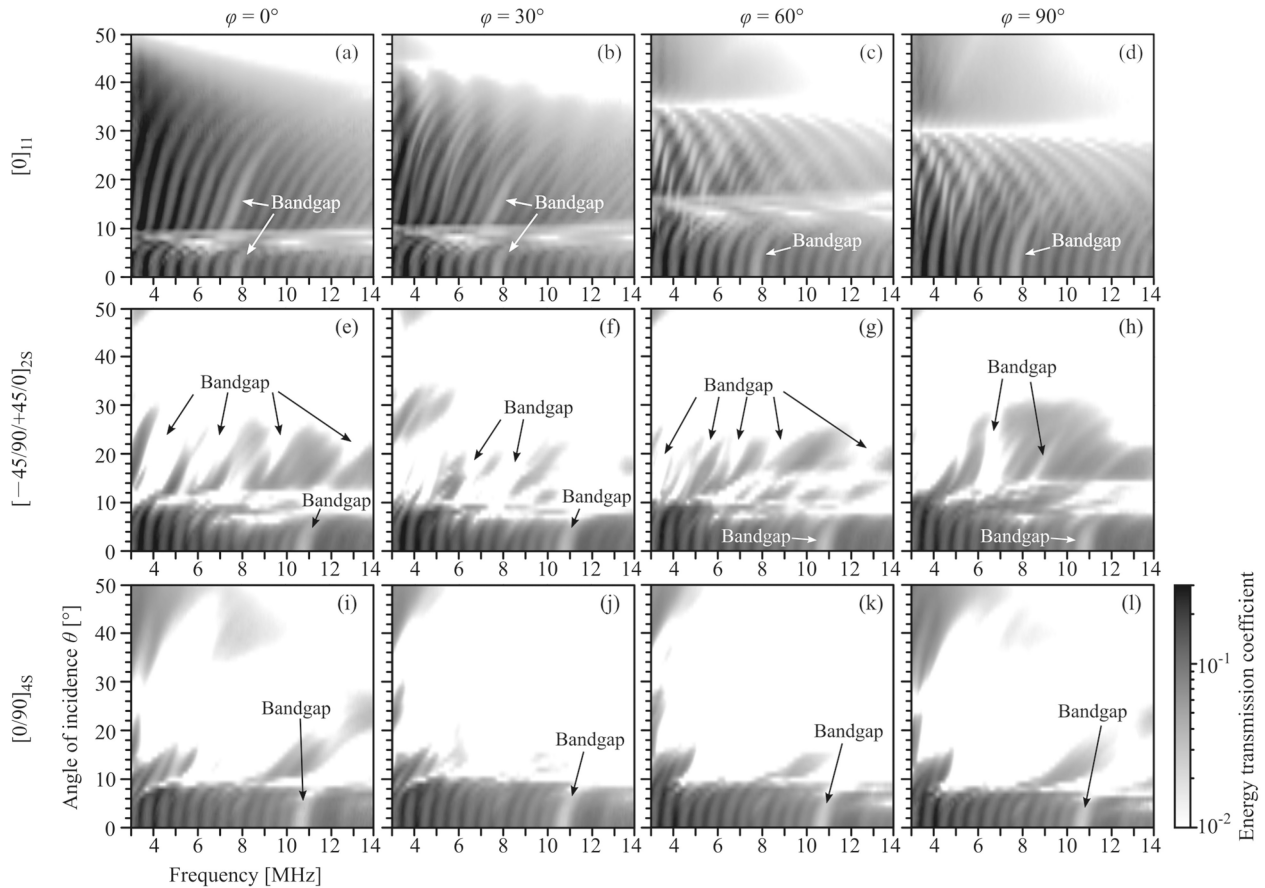


Fig. 5 Experimental energy transmission coefficients

Table 2 Evaluated interlaminar interfacial stiffnesses and ply complex moduli for two sets of initial values

	Interfacial stiffness (GPa/μm)		Ply complex moduli (GPa)				
	K_N	K_T	C_{11}	C_{12}	C_{22}	C_{44}	C_{66}
Initial value w_0	3.0	0.8	$82 - 2.9i$	$5.0 - 0.33i$	$15.2 - 0.29i$	$3.2 - 0.14i$	$6.9 - 0.24i$
[0]11	3.4	1.0	$139 - 2.5i$	$7.6 - 0.28i$	$14.1 - 0.27i$	$3.5 - 0.12i$	$6.0 - 0.27i$
[-45/90/+45/0]2s	2.0	0.8	$127 - 3.4i$	$5.5 - 0.32i$	$14.0 - 0.38i$	$3.2 - 0.23i$	$5.1 - 0.35i$
[0/90]4s	1.9	0.8	$124 - 4.2i$	$5.6 - 0.32i$	$13.8 - 0.47i$	$3.3 - 0.13i$	$4.9 - 0.38i$
Initial value w_0	2.4	0.6	$65 - 2.3i$	$4.0 - 0.27i$	$12.2 - 0.24i$	$2.6 - 0.11i$	$5.5 - 0.19i$
[0]11	3.2	1.0	$139 - 2.1i$	$7.6 - 0.27i$	$14.1 - 0.27i$	$3.5 - 0.12i$	$5.9 - 0.27i$
[-45/90/+45/0]2s	2.3	0.8	$124 - 3.4i$	$5.3 - 0.35i$	$13.9 - 0.40i$	$3.2 - 0.19i$	$5.2 - 0.34i$
[0/90]4s	2.2	0.7	$128 - 2.7i$	$6.2 - 0.20i$	$13.7 - 0.46i$	$3.2 - 0.17i$	$5.1 - 0.31i$

帯で透過率が低下している。これらは各層間界面からの反射波の強め合いにより発生したバンドギャップであり、その帯域幅や発生する位置（入射方向および周波数）は層間界面剛性に強く依存する¹¹⁾。そのため、Eq. (7)においてバンドギャップが含まれるように入射方向や周波数の範囲を設定することで界面剛性を評価できると考えられる。また、Fig. 5を見ると3. 1節で述べた波動伝搬モードの遷移する入射角前後（Fig. 5(c)の $\theta = 14^\circ$ 近傍や $\theta = 34^\circ$ 近傍、Figs. 4(i)–4(l)の $\theta = 8^\circ$ 近傍など）で透過率の周波数依存性も大きく変化している。これらの角度に加えて、透過率の周波数方向への周期的振動におけるピーク位置や高さなどはプライの複素弾性率に依存するため^{16)–19)}、Fig. 5に示すような

透過率の周波数および入射方向依存性を用いればプライ複素弾性率も評価できると考えられる。

3. 3 層間界面剛性とプライ複素弾性率の同定

$3 \leq f \leq 14$ MHz (0.06 MHz 刻み, $N_f = 181$), $0^\circ \leq \theta \leq 50^\circ$ (1° 刻み, $N_\theta = 51$), $0^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ (3° 刻み, $N_\phi = 31$) の計 286,161 点における透過率の測定値を用いて、層間界面剛性とプライ複素弾性率の同定を行った。文献¹⁰⁾を参考に初期値 w_0 を設定した場合の結果を Table 2 の上段に示す。非線形最適化では、初期値の取り方によって局所最適解に収束するおそれがある。そこで初期値の影響を検討するために、上記初期値を 0.8 倍した場合についても最適化を行った。その結果を Table 2 の下段に示す。

Table 2 で初期値が異なる場合の結果を比較すると、界面剛性 K_N および K_T の相対誤差は、Table 2 上段の値を基準としたとき最大で 16 % (絶対誤差で最大 $0.3 \text{ GPa}/\mu\text{m}$) である。また、プライ複素弾性率に関して、絶対値 C_{ij} に対する誤差は実部が最大で 11 %、虚部が最大で 2 % である。最適解近傍での収束性が高くないため初期値によって評価値に若干の差が見受けられるものの、どちらの初期値でも局所解ではなく大域最適解へ収束していると考えられる。

Table 2 上段のプライ複素弾性率に関して見ると、積層構成の違いによる実部 (虚部) の最大差は、 C_{11} が 15 GPa (1.7 GPa)、 C_{12} が 2.1 GPa (0.04 GPa)、 C_{22} が 0.3 GPa (0.2 GPa)、 C_{44} が 0.3 GPa (0.1 GPa)、 C_{66} が 1.1 GPa (0.1 GPa) となり、積層構成の影響は顕著に表れておらず、どの試験片に対しても先行研究で報告されている CFRP の複素弾性率¹⁶⁾と同程度の値となった。繊維-母材界面のはく離といった内部損傷が無い状態でのプライ複素弾性率は強化材と母材の材料特性によって支配されること、そして本実験で使用了 3 種類の試験片は全て同じ炭素繊維と樹脂から作製していることから、この結果は妥当であると考えられる。

層間の樹脂リッチ領域を厚さ h_r の弾性層と見なすとき層間界面剛性は樹脂の弾性特性 (ラメ定数 λ_r および μ_r) を用いて $K_N = (\lambda_r + 2\mu_r)/h_r$, $K_T = \mu_r/h_r$ と見積もることができる⁶⁾。

既報⁹⁾で示したように、直交積層板 $[0/90]_{4s}$ に対して行った試験片の断面観察および試験片と同種の樹脂平板に対して測定した弾性率により推定した界面剛性は $K_N = 1.1 \sim 2.9 \text{ GPa}/\mu\text{m}$ および $K_T = 0.2 \sim 0.6 \text{ GPa}/\mu\text{m}$ 程度である。これらと比較して Table 2 の直交積層板の値は、接線剛性が少し高めにしているもののある程度妥当な値が得られていると考えられる。界面剛性に及ぼす積層構成の影響に関して見ると、Table 2 の一方向積層板に比べて擬似等方積層板や直交積層板の界面剛性は相対的に低い値となっていることがわかる。3 種類の試験片は同じ樹脂から作製していることから、樹脂の弾性特性はどの試験片においても同程度であると考えられる。一方で、隣接するプライが異なる繊維方向を有する場合は層間樹脂リッチ領域が一方方向積層に比較して厚くなる傾向にあることから、上記関係式における h_r が増加したことで界面剛性が低い値となったと予想される。

Table 2 の上段に示した界面剛性およびプライ複素弾性率に対して、式(6)により求めた理論的なエネルギー透過率を Fig. 6 に示す。Fig. 5 と Fig. 6 を比較すると、実験 (Fig. 5) で見られた透過率の周波数、入射方向および積層構成依存性が計算結果 (Fig. 6) により良好に再現されており、この点からも本研究で同定したパラメータは妥当な値であると考えられる。

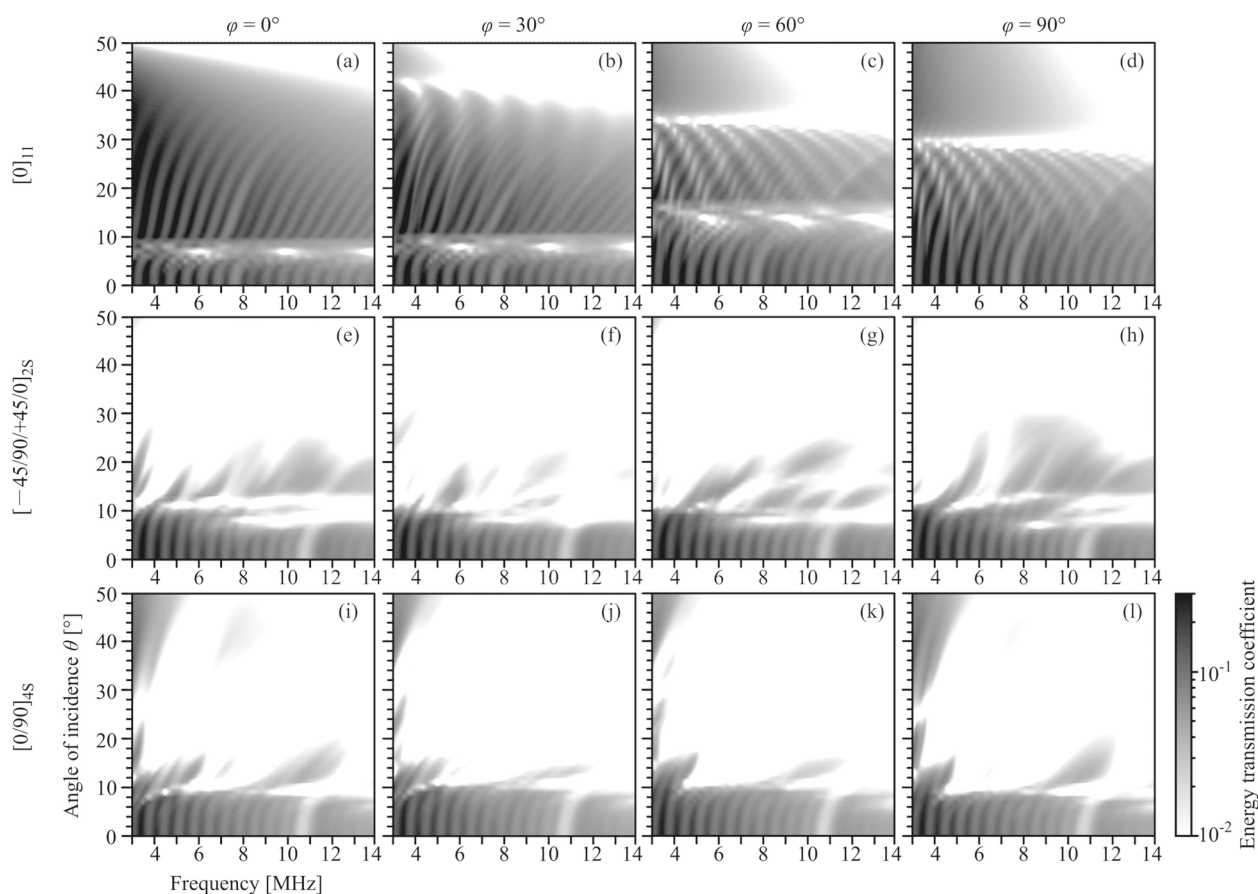


Fig. 6 Theoretical energy transmission coefficients calculated with the evaluated interface and ply parameters

4. 結 言

本研究では, 斜角入射超音波のエネルギー透過率を測定しスティフネスマトリクス法により求めた理論値との誤差が最小になるように最適化することで CFRP 積層板の層間界面剛性およびプライ複素弾性率を同定する手法を示し, 一方向積層板, 擬似等方積層板, 直交積層板について測定を行った. その結果, プライ複素弾性率に関しては積層構成に関わらずほぼ同等の値が得られた一方で, 繊維配向角が変化する層間では界面剛性が小さくなることが明らかとなった. これは, プライ複素弾性率が炭素繊維と樹脂の材料特性によって支配されるのに対して, 界面剛性は主に樹脂の材料特性と層間樹脂リッチ領域厚さによって支配され, 繊維配向角が変化する層間では樹脂リッチ領域が厚くなるためであると考えられる.

謝 辞

本研究は, 科学研究費補助金 特別研究員奨励費 (JP25・1754) および挑戦的萌芽研究 (JP15K13833) の助成を受けて実施したものである.

参 考 文 献

- 1) Summerscales, J. ed.: *Non-destructive testing of fiber-reinforced plastics composites Volume 1*, Elsevier Applied Science (1987).
- 2) Smith, R.A.: Composite defects and their detection, *Mat. Sci. Eng.*, **III** (2009), 103-143.
- 3) Rokhlin, S.I., Chimenti, D.E. and Nagy, P.B.: *Physical Ultrasonics of Composites*, Oxford University Press (2011).
- 4) Jones, J.P. and Whittier, Y.S.: Waves at flexibly bonded interface, *J. Appl. Mech.*, **34** (1967), 905-909.
- 5) Schoenberg, M.: Elastic wave behavior across elastic linear slip interfaces, *J. Acoust. Soc. Am.*, **68**-5 (1980), 1516-1521.
- 6) Rokhlin, S.I. and Wang, R.J.: Analysis of boundary conditions for elastic wave interaction with an interface between two solids, *J. Acoust. Soc. Am.*, **89**-2 (1991), 503-515.
- 7) Fraisse, P., Schmit, F. and Zarembowitch, A.: Ultrasonic inspection of very thin adhesive layers, *J. Appl. Phys.*, **72**-8 (1992), 3264-3271.
- 8) Ishii, Y. and Biwa, S.: Ultrasonic evaluation of interlayer interfacial stiffness of multilayered structures, *J. Appl. Phys.*, **111** (2012), 084907.
- 9) Ishii, Y. and Biwa, S.: Evaluation of interlayer interfacial stiffness and layer wave velocity of multilayered structures by ultrasonic spectroscopy, *J. Acoust. Soc. Am.*, **136**-1 (2014), 183-191.
- 10) Ishii, Y. and Biwa, S.: Transmission of ultrasonic waves at oblique incidence to composite laminates with spring-type interlayer interfaces, *J. Acoust. Soc. Am.*, **138**-5 (2015), 2800-2810.
- 11) Ishii, Y. and Biwa, S.: Ultrasonic wave transmission and bandgap in multidirectional composite laminates with spring-type interlayer interfaces, *J. Acoust. Soc. Am.*, **141**-2 (2017), 1099-1100.
- 12) Jeong, H.: Effects of voids on the mechanical strength and ultrasonic attenuation of laminated composites, *J. Compos. Mater.*, **31**-3 (1997), 276-292.
- 13) Wang, L. and Rokhlin, S.I.: Stable reformulation of transfer matrix method for wave propagation in layered anisotropic media, *Ultrasonics*, **39** (2001), 413-424.
- 14) Pham, N., Malinowski, A. and Bartczak, T.: Comparative study of derivative free optimization algorithms, *IEEE Trans. Indust. Inform.*, **7**-4 (2011), 592-600.
- 15) Nelder, J.A. and Mead, R.: A simplex method for function minimization, *Comput. J.*, **7** (1965), 308-313.
- 16) Hosten, B. and Castaings, M.: Transfer matrix of multilayered absorbing and anisotropic media. Measurements and simulations of ultrasonic wave propagation through composite materials, *J. Acoust. Soc. Am.*, **94**-3 (1993), 1488-1495.
- 17) Hosten, B. and Castaings, M.: Identification of viscoelastic moduli of composite materials from the plate transmission coefficients, *Rev. Prog. Quant. Nondest. Eval.*, **17** (1998), 1117-1124.
- 18) Castaings, M., Hosten, B. and Kundu, T.: Inversion of ultrasonic plane-wave transmission data in composite plates to infer viscoelastic material properties, *NDT&E Int.*, **33** (2000), 377-392.
- 19) Kersemans, M. et al.: Identification of the elastic properties of isotropic and orthotropic thin-plate materials with the pulsed ultrasonic polar scan, *Exp. Mech.*, **54** (2014), 1121-1132.