研究論文

単繊維純せん断試験に基づく CF/PC 界面引張強度に関する実験的評価

山田 湧太^{*1}, 佐藤 優成^{*2}, 斉藤 博嗣^{*3}, 金 原 勲^{*4}

(2017 年 12 月 6 日受付)

Experimental Evaluation for CF/PC Interfacial Tensile Strength Based on Single Fiber Pure Shear Test

Yuta YAMADA,^{*1} Yusei SATO,^{*2} Hiroshi SAITO^{*3} and Isao KIMPARA^{*4}

(Received December 6, 2017)

Abstract: The interfacial failure, debonding, is considered one of the initial cracks in laminate, and propagates on a larger scale of failure, such as transverse cracks and delamination. Therefore, interfacial tensile strength should be evaluated correctly as an important parameter for application in analytical studies. There are some researches focusing on the evaluation of fiber-reinforced thermosetting composites; however, to the best of our knowledge, there have been few reports on interfacial properties of thermoplastic composites. The aim of this study was to evaluate the interfacial tensile strength at the CF/PC interface by a novel measurement method. Single-fiber pure shear (SFPS) test was performed on single-fiber-embedded specimens. Debonding was observed and the interfacial tensile strength was calculated to be 36.5 ± 2.21 MPa. Therefore, we concluded that the SFPS test would be the most reliable method because its standard deviation was much smaller than that of conventional methods like the cruciform test and the transverse test. However, more experimental research is needed to enhance data reliability.

Key words: Fiber-reinforced thermoplastics composite, Interfacial tensile strength, Debonding, Single-fiber test, Pure shear test

1. 緒 言

複合材料の破壊はメゾ領域の破壊として、樹脂破壊、界面はく離、トランスバースクラック、層間はく離などが材料内部で発生、集積することでマクロスケールの破壊に至ることが知られている¹⁾。特に、界面はく離はメゾ領域における破壊の起点であり、進展することで材料全体へ顕著な影響を及ぼすことから、既往の研究において単繊維と樹脂からなる単繊維モデル試験片を用いた評価法が提案されている。界面特性には界面せん断強度

(interfacial shear strength, IFSS) と界面引張強度 (interfacial tensile strength, IFTS) に分類され、様々な試験法に基づく検討が進められてきた^{2~21)}。IFSS 評価法は microbond 試験^{2,3)}, fragmentation 試験^{4~6)}, pull-out 試験^{7~9)}, push-in 試験⁸⁾ などが挙げられ、繊維方向に負荷を作用させることで繊維-樹脂間の抵抗力を測定し、解析的に IFSS を見積もる評価法が提案されている。また、IFTS 試験法として broutman 試験^{10~12)}, transverse 試験^{13~15)}, cruciform 試験^{16~21)} が提案されている。材料特性および構造強度を予測する上で実験的および解析的な

^{*1,*2} 金沢工業大学大学院工学研究科高信頼ものづくり専攻 大学院生 (921-8501 石川県野々市市扇が丘 7-1)

Graduate School of Engineering, Kanazawa Institute of Technology, 7-1 Ohgigaoka, Nonoichi, Ishikawa 921-8501, Japan

^{*3} 金沢工業大学工学部機械工学科 准教授

Department of Mechanical Engineering, Kanazawa Institute of Technology

^{*4} 金沢工業大学ものづくり研究所 教授

Research Laboratory for Integrated Technological Systems, Kanazawa Institute of Technology

検討が進められる一方、種々の試験法に基づく界面特性評価では熱硬化性樹脂を対象とした検討が多くを占め、近年注目される繊維強化熱可塑性樹脂複合材料 (FRTP) の界面特性評価は十分な検討がおこなわれたとは言いがたい。したがって、本研究では FRTP の IFTS に着目した。

先述の通り、種々の IFTS 評価法が提案される一方で、既往の研究において次のような課題点が挙げられている。i) Broutman 試験¹⁰⁻¹²⁾ は繊維方向へ高い応力勾配が生じることから定性的な試験結果となる、ii) transverse 試験¹³⁻¹⁵⁾ は繊維自由端に生じる応力集中による界面せん断と引張の混合破壊モードとなることで純粋な IFTS より高い値で見積もられる、iii) cruciform 試験¹⁷⁾ は極小径の繊維 (炭素繊維やガラス繊維) を用いた場合、繊維と樹脂の横弾性率が同程度であることから、試験片中央の繊維近傍での応力集中が試験片幅の全域へ分散するため界面はく離が観察し難くなる。その一方で、荻原ら¹⁹⁾ は cruciform 試験より GF/EP の IFTS を 45.3 MPa と報告している。また、小柳ら²⁰⁾、鹿島ら²¹⁾ も同様に同系の材料および試験に基づく検討よりそれぞれ IFTS を 25.9 MPa, 52.8~69.8 MPa と報告している。加えて、Totten ら¹⁵⁾ の取り組みでは、transverse 試験に基づく GF/EP を用いた IFTS 評価から IFTS を 36.6 MPa と報告している。ここで特筆すべき点は同系の材料を用いた評価であるにもかかわらず、IFTS に大きなばらつきがあることである。つまり、IFTS は試験法に著しく依存し、信頼性の観点からさらなる検討が求められる。

本報では IFTS の測定を狙いとした新評価法として単繊維純せん断 (single fiber pure shear, SFPS) 法を提案し、炭素繊維強化熱可塑性樹脂複合材料の界面強度を実験的に評価した。一般に金属材料等のせん断強度評価法として知られる純せん断試験を参考に、単繊維を埋め込んだモデル試験片を作製し、繊維直角方向に局所的な引張荷荷が作用する試験片形状を提案した。また、有限要素解析を用いて最適試験片形状を検討し、切欠き間に作用する公称せん断応力に対する繊維樹脂界面における局所応力から応力集中係数を確認した。既往の研究を参考に cruciform 試験に基づき IFTS 評価をおこない、従来の評価法との比較および積層板の繊維直交方向強度との比較から新評価法の妥当性を検証した。

2. 単繊維純せん断試験

Davis ら²²⁾ の取り組みにおいて、鉄鋼材料を用いたせん断特性の評価法として純せん断試験が提案され検討が

Fig. 1 Geometry of single fiber pure shear (SFPS) specimen and the stress components in notch root.

進められている^{23,24)}。試験片は Fig. 1(a) に示すように、試験片長手方向に対して中心線から試験片端面まで 45° 方向に切込みを設けた形状である。試験片長手方向に引張荷荷が作用する場合、切欠き標点間における微小領域の応力状態は平面応力状態を仮定して式 (1) および (2) で表される。

$$\sigma_{\theta} = \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (1)$$

$$\tau_{\theta} = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\theta + \tau_{xy} \cos 2\theta \quad (2)$$

式 (1), (2) に対して、 $\sigma_x = \sigma$, $\sigma_y = -\sigma$, $\tau_{xy} = 0$, $\theta = 45^\circ$ (荷荷方向と切欠きのなす角) の場合、 $\sigma_{45} = 0$, $\tau_{45} = \sigma$ となり純せん断応力状態を生じ、Fig. 1 (b-i) に示すように引張荷荷方向に主せん断応力が作用する応力状態である。また、Fig. 1 (b-ii) に示すように主せん断応力に対して 45° 方向に等価な主応力が作用することから、Fig. 1 (b-iii) に示すように主応力に対して直交する方向へ単繊維を埋め込むことで、主せん断応力の作用軸と単繊維の交点において、主応力による界面はく離を想定することができる。本研究では切欠き間に作用する主せん断応力 (公称せん断応力) を測定することで同値の主応力に起因する界面はく離をその場観察から評価する単繊維純せん断 (single fiber pure shear, SFPS) 試験を提案した。特に、主応力が繊維樹脂界面の極めて局所的な点に作用する特徴は、従来の IFTS 評価法と比較して応力集中範囲が限定されることが期待される。

SFPS 試験片の繊維近傍における応力状態を三次元応力状態として検討する場合、切欠き間の微小領域における三次元応力状態は、以下の対称応力テンソル T_{σ} で表すことができる²⁵⁾。

$$T_{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ & \sigma_y & \tau_{yz} \\ Sym & & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ と $\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$ はそれぞれ座標軸 x, y, z に垂直な面における垂直応力とせん断応力である。さらに、単位法線ベクトル $\mathbf{p}$ を持つ任意方向の面上の応力ベクトル $\mathbf{p}$ は、式(4)に示す Cauchy の公式で定められる²⁵⁾。

$$\begin{pmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ & \sigma_y & \tau_{yz} \\ Sym & & \sigma_z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} n_x \\ n_y \\ n_z \end{pmatrix} \quad (4)$$

ここに n_x, n_y, n_z は単位法線ベクトル $\mathbf{n}$ の成分であり、任意の方向余弦 $\cos(n, x), \cos(n, y), \cos(n, z)$ より与えられる。さらに、ベクトル $\mathbf{p}$ を法線方向に投影すれば、式(5)に示す任意の面に作用する垂直応力 σ_n を得る。

$$\sigma_n = \sigma_x n_x^2 + \sigma_y n_y^2 + \sigma_z n_z^2 + 2\tau_{xy} n_x n_y + 2\tau_{yz} n_y n_z + 2\tau_{zx} n_z n_x \quad (5)$$

σ_n は座標軸の取り方によらないため、本研究では Fig. 1(a) に示すように負荷方向に対して z 軸がなす角 45° となる $x'-y'$ 座標となるように方向余弦 $\cos^{-1}(n, x) = 45^\circ$, $\cos^{-1}(n, y) = 45^\circ$, $\cos^{-1}(n, z) = 90^\circ$ を決定し、次章に詳細を示す解析的検討から確認された節点応力より繊維直交方向の主応力を導出した。

3. 有限要素解析

3.1 解析条件

先述の単繊維純せん断試験片の切欠き標点間における応力状態、および繊維近傍へ作用する応力集中係数を確認するために有限要素解析 (finite element analysis, FEA) をおこなった。また、切欠き標点間距離 h 、および切欠き先端径 d を任意に変化させることで、有効な試験片形状を検討した。FEA には汎用有限要素解析ソフト MSC. Marc および Mentat (2013.1.0) を使用して、Fig. 2 に示す 3D モデルを用いた。モデルの対称性を考慮して 1/2 モデルの対称面の拘束を指示し、試験片長手方向の端面に変位 0.2 mm (ひずみ 1%) を与える境界条件とした。モデルの節点数および要素数は d および h によるが、 $d=0.10$ および $h=1.5$ の場合、それぞれおよそ 88,000, 94,000 である。さらに、応力勾配の大きい領域である繊維樹脂界面は相対的に詳細な要素分割をおこなった。想定する材料は繊維が炭素繊維 (CF)、樹脂がポリカーボ

Fig. 2 Illustration of FEM analysis.

Table 1 Elastic properties of fiber and matrix.²⁶⁻²⁸⁾

	Carbon fiber ^{26,28)}	Polycarbonate ²⁷⁾
Elastic constants		
E_{11} [GPa]	235	
E_{22} [GPa]	28	2.25
E_{33} [GPa]	28	
ν_{12}	0.23	
ν_{23}	0.33	0.35
ν_{31}	0.02	
G_{12} [GPa]	24	
G_{23} [GPa]	7.2	0.83
G_{31} [GPa]	24	
Coefficients of thermal expansion		
α_{11}	10×10^{-6}	
α_{22}	10×10^{-6}	6.5×10^{-5}
α_{33}	-0.1×10^{-7}	

ネイト (PC) である。その場観察から界面はく離を観察するために樹脂が透明であることが求められたため、同樹脂を選定した。PC の応力-ひずみ関係は文献値²⁷⁾を参照し、降伏点 (降伏応力: 58 MPa, 降伏ひずみ: 5%) までの弾性域と降伏点から破断点 (破断応力: 63 MPa, 破断ひずみ: 80%) までの塑性域を二直線近似することで樹脂の非線形破壊挙動を考慮した解析モデルとした。材料特性を Table 1 に示す。なお、同表の PC の弾性率は弾性領域の値である。繊維の材料定数に関して、繊維方向を 11 方向と定義し、FEA モデル上では繊維方向 (負荷方向となす角 45° 方向) へ材料主軸を設定した。また、成形温度 240° と室温 25° の差 $\Delta T = -215^\circ$ を与え、繊維直交方向へ作用する熱残留応力を確認する構造-熱連成解析をおこなった。次項に示す解析結果は構造解析による解析解あり、熱残留応力が界面引張強度に及ぼす影響については Appendix A を参照されたい。

Fig. 3 Stress concentration factor (SCF) vs. normalized distance from center (x'/l) in case of validated notches tip diameter d (Constant notches gage length $h=1.50$ mm).

Fig. 4 Stress concentration factor (SCF) vs. normalized distance from center (x'/l) in case of validated notches gage length h (Constant notches tip diameter $d=0.10$ mm).

3.2 解析結果

試験片の外形は幅 4.00 mm×長さ 20.0 mm として、切欠き先端径 d と切欠き標点間距離 h を変化させることで最適試験片形状を検討した。Fig. 3 に h を一定 ($h=1.50$) として、 d を $d=0.10, 0.30, 0.50$ mm に変更させた結果を示す。また、Fig. 4 には d を一定 ($d=0.10$) として、 h を 1.50, 2.00, 3.00 mm に変更させた結果を示す。解析結果において縦軸は h に作用する主せん断応力

Fig. 5 Geometry of single fiber pure shear specimen.

を基準として界面に作用する主応力 (式 (5) より導出) を正規化した応力集中係数 (stress concentration factor, SCF) である。また、横軸は試験片中心から繊維自由端方向への距離 x' を繊維長 $2l$ で正規化した値である。Fig. 3 および Fig. 4 に示すように、試験片中央において試験片幅方向に高い応力集中を確認した。Fig. 3 に示すように SCF は $d=0.30$ mm を基準に 3.5% の範囲に分布していることから、 d を変更することにより解析的有意差は確認されなかった。また、Fig. 4 に示すように、 $h=1.50$ の場合において繊維中央で相対的に高い応力分布を示した。以上より、試験片作製工程に留意して $d=0.10$ mm, $h=1.50$ mm の試験片形状に決定した。決定した試験片寸法を用いた FEA より SCF=1.84 を確認した。

4. 材料および試験片

前章で決定した形状寸法に基づき、試験片を作製した。本研究では繊維に炭素繊維 (東邦テナックス, HTS40-12 k), 樹脂にポリカーボネイト樹脂フィルム (厚さ 70 μ m, ミツヤ) を使用して単繊維モデル試験片を作製した。ホットプレス (HC300-15, アズワン) を用いてモノフィラメントフィルムを作製し、Fig. 5 に示す試験片を切り出した。成形条件は保持温度 240°C, 保持圧力 0.77 MPa, 保持時間 1 min とし、ホットプレスの圧盤内を流れる冷却水により急冷をおこなった。また、成形時に繊維に 10 mN の張力を負荷させることで繊維のたわみを防止した。

5. 単繊維純せん断 (SFPS) 試験

5.1 試験条件

卓上万能引張試験機 (AGS-X, 島津製作所, 秤量 500 N) を用いて SFPS 試験をおこなった。試験機のクロスヘッド移動速度を 0.3 mm/min に設定し、耐水研磨紙 (# 800, 三井理化学) を用いてつかみ部と試験片の滑りを防止した。また、スポットライト (LA-50USW, HAYASHI) を用いて試験片両端より光源を当てることで界面

Fig. 6 Setup for in-situ observation.

Fig. 7 In-situ observation results in single fiber pure shear specimen.

はく離の観察を容易とし、デジタルマイクロ스코プで試験片中央の応力集中が作用すると考えられる箇所を150倍でその場観察した。実験に用いた装置のセットアップをFig. 6に示す。

5.2 単繊維純せん断試験結果

Fig. 7に単繊維モデル試験片を用いた純せん断試験により得られたその場観察結果を示す。各図の左下に示す値は試験機より求めた試験片切欠き間に生じる公称せん断応力である。繊維モデル試験片における界面はく離は初生後、試験力を増加させても繊維に沿って界面はく離の進展が観察されなかったことから、切欠き標点間の局所的な一点へ応力集中が生じていることが考えられる。この点は前章における応力解析より明らかとなった切欠き間の繊維界面へ作用する応力分布とよい一致を示した。したがって、SFPS法に基づく熱可塑性樹脂複合材料のIFTS評価への適応性が実験的評価より示唆された。以上より、公称せん断応力にSCFを乗算することで、CF/PCのIFTSとして 36.5 ± 2.21 MPaが得られた。

6. SFPS法と従来法の比較に基づく妥当性の検討

SFPS法に基づく熱可塑性樹脂複合材料のIFTSが明

Fig. 8 Relationship of interfacial strength based on meso and macro scale measurement methods by use of CF/PC and GF/EP specimen.^{15,19-21,29)} (Cruciform test result²¹⁾ shows case 3 in numerical evaluation).

らかとなり、同試験の複合材料モデル試験片を用いた評価への有用性が実験的に示唆された。本項において既往の研究との比較から本研究結果の妥当性を検証する。ここで、著者の知る範囲において本研究と同系の材料を用いたIFTSに関する研究が報告されていないことから、直接的な比較ができないことに留意されたい。そのため、同材料系による比較検証のため、荻原ら¹⁹⁾の取り組みを参考にCF/PCを用いたcruciform試験をおこなった。その結果をFig. 8に示す。また、同図には種々の試験法に基づく単繊維モデル試験片および積層板を用いたIFTSおよび繊維直交方向の引張強度を示す¹⁹⁻²¹⁾。既往の研究において対象とする材料は、繊維がガラス繊維(GF)、および樹脂がエポキシ(EP)樹脂である。Fig. 8において特筆すべき点はSFPS法によるIFTSのばらつきが既往の試験法と比較して相対的に小さいことである。例えば、cruciform試験法は応力が試験片幅に対する繊維界面へ広域的に作用するため、応力集中が分散することが考えられる。この点は前述の通りGundelら¹⁷⁾の取り組みにおいても報告されており、高い剛性の材料を用いた補強が必要であることに言及している。つまり、広域的な試験力が繊維界面へ作用することが試験結果で高いばらつきが生じる要因の一つであることが推測

される。対して、SFPS法に基づく評価では試験片形状により応力集中を極めて局所的な一点とすることで、ばらつきが少ない結果が得られた。したがって、IFPS法は既往の試験法と比較して相対的に標準偏差が小さいことから、信頼度が非常に高いことが示唆された。次に、Fig. 8に示すCF/PC試験片のSFPS法に基づくIFTSと積層板の繊維直交方向引張強度 σ_{TR} の關係に着目すると、本研究の範囲内においてIFTSは σ_{TR} と同程度であることがわかる。積層板の寸法効果を考慮する場合、最弱リンク説より説明される弱い系の界面接着性を持つ繊維の存在確率が単繊維モデル試験と比較して高いことから、 σ_{TR} は単繊維モデル試験に基づくIFTSより低い値で見積もられることが予測される。一方で、両評価でCF/PCの界面引張強度は同程度で見積もられ、また、GF/EP試験片を用いた既往の研究^{15,19~21,29)}におけるIFTSは σ_{TR} と比較して同程度か低い傾向であることがわかる。この原因としてShangら³⁰⁾が言及する積層板内の隣接繊維が界面特性へおよぼす影響や熱残留応力が界面特性へおよぼす影響のため、見かけのIFTSが過大評価されたことが考えられる。以上より、SFPS法より得られたCF/PCのIFTSと σ_{TR} が概ね良い一致を示したことから、妥当性のある値であることが示唆される一方で、IFTSと寸法効果および熱残留応力の關係に関するさらなる検討は今後の研究課題である。

7. 結 言

本研究で提案する単繊維純せん断試験に基づき炭素繊維強化ポリカーボネイト樹脂複合材料の界面引張強度に関する実験的な検討より同評価法の有用性、および界面引張強度の妥当性を検証した。また、最適な試験片形状および応力集中係数を確認する解析的検討をおこなった。

- (1) FEAより純せん断モデル試験片の切欠き標点間における応力集中を確認し、極めて局所的な主応力による界面はく離が発生することが示唆された。また、最適試験片寸法を用いた応力解析より応力集中係数1.84を確認した。
- (2) SFPS法より試験片中央における界面はく離を観察し、複合材料を用いた評価への適応性が実験的に示された。加えて、CF/PC試験片における界面引張強度 36.5 ± 2.21 MPaが得られた。

Appendix A

本章において樹脂の熱残留応力 σ_{ther} が界面特性にお

Fig. A Relationship between thermal stress (σ_{ther}) and distance from interface to farfield matrix.

よぼす影響について解析的および理論的に検討した。Broutman¹⁰⁾は樹脂の σ_{ther} が界面特性へ顕著な影響をおよぼすことを報告しており、既往の研究においても同様に σ_{ther} と界面特性の關係に関する検討が報告されている³¹⁾。本研究においてFig. 2およびTable 1に示すモデルを用いて構造-熱連成解析をおこない、繊維直交方向へ作用する応力を熱残留応力として式(5)より導出した。その結果、Fig. Aに示すように繊維近傍の樹脂において、 $\sigma_{ther} = -17.2$ MPaを確認した。

次に解析解について理論値との比較から妥当性を検討する。 σ_{ther} を平面応力状態における焼ばめ応力 p_0 と仮定して理論解を導出した。内筒が中実軸である場合、一般に式(6)に示すように焼ばめしろ δ と p_0 の關係は、内筒の外半径 r_2 、外筒の内半径 r_2 と外半径 r_3 および内筒・外筒のヤング率とポアソン比、それぞれ E_1, E_2 と $1/m_1, 1/m_2$ を用いて表される³²⁾。

$$\delta = 2p_0r_2 \left[\frac{m_1 - 1}{m_1 E_1} + \frac{1}{E_2} \left\{ \frac{(r_3/r_2)^2 + 1}{\{(r_3/r_2)^2 - 1\}} + \frac{1}{m_2} \right\} \right] \quad (6)$$

また、外筒の温度変化が及ぼす内筒と外筒の直径差 δ は式(7)より与えられる。

$$\delta = \alpha_2(2r_2)\Delta T \quad (7)$$

ここで、 α_2 は樹脂の線膨張係数、 ΔT は成形温度 240° と室温 25° の差 -215° である。式(6)と式(7)より σ_{ther} は式(8)で表される。

$$\sigma_{ther} = p_0 = \alpha_2 \Delta T \left[\frac{m_1 - 1}{m_1 E_1} + \frac{1}{E_2} \left\{ \frac{(r_3/r_2)^2 + 1}{\{(r_3/r_2)^2 - 1\}} + \frac{1}{m_2} \right\} \right]^{-1} \quad (8)$$

Table 1 に示す材料定数, $r_2 = d_t/2 = 0.003$, $r_3 = 0.035$ (試験片厚さ t より決定した樹脂の最大半径) および式 (8) より, $\sigma_{\text{ther}} = -22.7$ MPa を確認し, Fig. A に示すように解析値ともよい一致を示した. 解析値と理論値の差異について, 解析値における界面近傍のメッシュ依存性, および解析値が 3D モデルであることに対して理論値は平面応力状態を想定していることが原因と考えられる. 以上より, 解析値と理論値でそれぞれ, -19.9 MPa と -22.7 MPa を確認した. 既往の研究¹⁵⁾ において transverse 試験に基づく GF/EP 単繊維モデル試験片を用いた検討においても残留熱応力が検討されており, 解析値と理論値でそれぞれ -16.9 MPa と -19.9 MPa の σ_{ther} が作用することを報告している. 従って, 先行研究との比較からも同様に, 本解析結果が妥当な値であることが示唆された. 以上より, 樹脂の σ_{ther} は界面特性へ顕著な影響を表し, 先述の SFPS 法に基づく IFTS 評価においても熱残留応力の影響を受ける値であることが考えられる.

参 考 文 献

- 1) 三木光範, 福田武人, 元木信弥, 北條正樹: 複合材料, 共立出版, 東京 (1997), pp. 94-95.
- 2) S. Safi, A. Zadhoush & M. Masoomi: *J. Compos. Mater.*, **51**, 11 (2016), 1-9.
- 3) Q. Zhao, C.C. Qian, L.T. Harper & N.A. Warrior: *J. Compos. Mater.*, **52**, 16 (2017), 2163-2177.
- 4) B. Kim & J. Nairn: *J. Compos. Mater.*, **36**, 15 (2002), 1825-1858.
- 5) J. Lee & L. Darzal: *Int. J. Adhes. Adhes.*, **25**, 5 (2005), 398-394.
- 6) P. Gonzalez-Chi & R. Youn: *J. Compos. Mater.*, **41**, 9 (2007), 1087-1099.
- 7) T. Ramanathan, A. Bismarck, E. Shulz & K. Subramanian: *Compos. Sci. Technol.*, **61**, 4 (2001), 599-605.
- 8) C. Medina, J. Molina-Alfarguia, C. Gonzalez, M. Melendrez, P. Flores & J. LLorca: *J. Compos. Mater.*, **50**, 12 (2016), 1651-1659.
- 9) J.J. Sha, J.X. Dai, Z.Q. Wei, J.-M. Hausherr & W. Krenkel: *J. Compos. Mater.*, **48**, 11 (2014), 1303-1311.
- 10) L. Broutman: *Interfaces in Composites*, ASTM STP 452, Pennsylvania, USA (1969), pp. 27-41.
- 11) C. Agrorges, K. Friedrich & B. Lauke: *Composites Part A*, **30** (1999), 1423-1434.
- 12) T. Schuller, W. Beckert, B. Lauke, C. Ageorges & K. Friedrich: *Composites Part A*, **31** (2000), 661-670.
- 13) H. Zhang, M. Ericson, J. Varna & L. Berglund: *Composites Part A*, **28A** (1997), 309-315.
- 14) M. Chan & M. Piggott: *Compos. Interface.*, **6**, 6 (1999), 543-556.
- 15) K. Totten, B. Kutub & L. Carlsson: *J. Compos. Mater.*, **50**, 5 (2015), 589-599.
- 16) G. Tandon & V. Bechel: *J. Compos. Mater.*, **36**, 23 (2002), 2667-2691.
- 17) D.B. Gundel, B. Majumdar & D. Miracle: *Scripta Metall. Mater.*, **33**, 12 (1995), 2057-2065.
- 18) S. Warrior, D. Gundel, B. Majumdar & D. Miracle: *Metall. Mater. Trans. A*, **27A** (1996), 1996-2043.
- 19) 荻原慎二, 坂本頼昭, 小柳 潤: 日本機械学会論文集 A 編, **75**, 749 (2009), 49-55.
- 20) 小柳 潤, 荻原慎二: 実験力学, **10**, 4 (2010), 394-400.
- 21) 鹿島彰浩, 小柳 潤, 荻原慎二: 日本複合材料学会誌, **37**, 6 (2011), 216-225.
- 22) H. Davis, G. Troxell & C. Wiskocil: *The Testing and Inspection of Engineering Materials*, McGraw-Hill, New York (1956), p. 113.
- 23) 宮川松男, 石橋明則, 今井邦典: 日本機械学会誌, **68**, 559 (1965), 1064-1072.
- 24) 吉川高正, 前岡良寿, 稲葉忠司, 徳田正孝: 材料, **59**, 2 (2010), 110-117.
- 25) L. カチャノフ (大橋義夫訳): 塑性理論の基礎 (第一版), 養賢堂, 東京 (1971), pp. 4-7.
- 26) M. Hojo, M. Mizuno, T. Hobbiebrunken, T. Adachi, M. Tanaka & S. Kyu Ha: *Compos. Sci. Technol.*, **69** (2009), 1726-1734.
- 27) タキロンシーアイ株式会社: ポリカーボネートプレート総合技術資料一, https://www.takiron-ci.co.jp/product/product_01/pdf/policarbonate.pdf (2017 年 11 月閲覧).
- 28) D. ハル (宮入裕夫, 池上皓三, 金原 勲訳): 複合材料入門 (改訂版), 培風館, 東京 (2003), p. 11.
- 29) D. ハル, T. クライン (宮入裕夫, 池上皓三, 金原 勲, 山本 格訳): 複合材料入門 (初版), 培風館, 東京 (1984), p. 136.
- 30) Y. Shang & H. Shi: *J. Reinf. Plast. Compos.*, **34**, 2 (2015), 131-141.
- 31) X. Wang, D. Xu, H.Y. Liu, H. Zhou, Y.W. Mai, J. Yang & E. Li: *J. Mater. Sci.*, **51**, 1 (2016), 334-343.
- 32) 大串雅信: 材料力学, 工学図書, 東京 (1966), pp. 264-276.