FW 成形時の繊維うねりのモデル化*

木内 貴洋^{*1}, 轟 章^{*2}
松崎 亮介^{*2}, 水谷 義弘^{*2}

Fiber-Waviness Model in Filament Winding Process

Takahiro KIUCHI^{*3}, Akira TODOROKI,
Ryosuke MATSUZAKI and Yoshihiro MIZUTANI^{*3} Tokyo Institute of Technology Department of Mechanical Science and Engineering,
2-12-1 O-okayama, Meguro-ku, Tokyo, 152-8552 Japan

Fiber waviness is one of initial defects during processing such as filament winding. The fiber waviness causes reduction of compressive strength of the composite structure. The mechanism of growing of the fiber waviness is, however, not completely clear. In the present study, a new model of generating fiber waviness is proposed. It is assumed that the local fiber micro buckling causes the fiber waviness. The micro buckling is based on the compression load caused by shrinkage of a metal jig. Three processing faults are considered as causes of this micro buckling: bonding between a metal jig and a composite (poor release), insufficient cure of the resin (non-uniform temperature) and initial deflection of fibers (poor tension during FW process). The model predicts fiber micro buckling during cooling process after cure. In the present study, to simplify the experimental conditions, prepreg sheet is adopted instead of FW process and the fiber micro buckling predicted using the model is compared to the experimental results. As a result, the new model successfully predicts the initiation of the fiber micro buckling during cooling process.

Key Words: Fiber Waviness, Micro-Buckling, Initial Defects, Thermal Stress, Analytical Model, Composite Material

1. 結 言

繊維強化複合材料 (FRP) は優れた比強度・比剛性を有するため、航空宇宙機器構造への適用が進められている。しかし他分野において未適用な例も多い。この理由の一つには、無欠陥 FRP の成形には試行錯誤による成形プロセス調整が必要という、成形の問題があげられる。

繊維のうねり (Fiber Waviness) は Filament Winding (FW) 成形時の重大欠陥である。繊維うねりは FW 成形による製品の圧縮強度を大きく低下させることが既に数多く報告されている^{(1)~(6)}。しかしながら、その発生プロセスは十分に解明されていない^{(9)~(11)}。そのため、繊維うねりを避けるためには成形プロセス調整の試行錯誤が必要不可欠であるのが現状である。FW 成形品の信頼性を向上させるためにも繊維うねり発生プロセスを明らかにすることは重要である。

過去に繊維うねり発生プロセスのモデル化を行った例としては樹脂の硬化収縮を原因と仮定したものが存在する⁽¹²⁾⁽¹³⁾。しかしこの仮定では全複合材料製品に繊維うねりが発生することになり、現実と一致しない。そのため偶発的な成形時の不良による繊維うねりの発生を説明可能な新しいモデルが必要である。

本研究では、繊維うねり発生プロセスについて、硬化後の冷却過程において治具と複合材の収縮差から複合材に圧縮応力が負荷されマイクロバックリングが発生し、その座屈変位が繊維うねりとなるモデルを提案した。このプロセスは以下の3点の成形条件不良を必要とする。すなわち治具と複合材の不完全な離型処理と、樹脂の硬化不良、硬化前の複合材に存在する繊維のたわみの3点である。不完全な離型処理は離型剤の塗布不良により発生し、治具と複合材の接着を引き起こすため、冷却過程で治具の収縮に起因する応力が複合材へ負荷される原因となる。硬化不良は、硬化剤と母剤の混練が不十分であることや成形時の製品に生じる温度差により発生する。これは複合材の母材弾性率を下げるため、圧縮負荷時のマイクロバックリング発生荷重を低下させる。また繊維の初期たわみは繊維の不十分なテンションでの巻付け等により発生し、マイクロバックリ

* 原稿受付 2008年8月19日。

^{*1} 学生員, 東京工業大学大学院理工学研究科(〒152-8552 東京都目黒区大岡山2-12-1)。^{*2} 正員, 東京工業大学大学院理工学研究科。
E-mail: kiuchi.taa@m.titech.ac.jp

ング荷重を低下させ、マイクロバックリング発生起点となる。これら3点の成形条件不良は意図せず発生するものであることから、これらの不良に基づく繊維うねりの発生は偶発的なものとなる。

本稿ではまず上記現象のモデル化の詳細について述べる。さらにモデルによって予測される結果と、成形の観察による結果を比較することにより、提案した繊維うねり発生プロセスモデルが正しくうねりの発生を予測することを確認する。実験的には、条件コントロールの容易なことからFWではなく、プリプレグを用いた。

2. 繊維うねり発生プロセスのモデル化

2.1 モデル化の概要 治具と複合材の接着の仮定から、成形後冷却時の治具熱収縮によって複合材に圧縮応力 σ が負荷される。治具と比較して十分に複合材が薄い場合には、複合材に負荷される治具収縮による圧縮応力は容易に計算できる。また、母材の弾性率は硬化度の上昇に伴って上昇し、さらに冷却過程における温度低下にも伴って上昇する。圧縮負荷時のマイクロバックリング発生応力 σ_b は、この弾性率の温度依存性を考慮に入れ、初期たわみを持つ複合材のマイクロバックリングとして計算する。それぞれ算出された負荷圧縮応力 σ とマイクロバックリング発生応力 σ_b を比較し、 $\sigma \geq \sigma_b$ でマイクロバックリングが発生する。

2.2 マイクロバックリング発生応力 σ_b 複合材のマイクロバックリング発生応力 σ_b を計算するため、図1(a)に示すようなせん断モードマイクロバックリングを考える。仮定した成形条件不良である初期たわみによる初期変位 v_0 と、変位 v は以下のように正弦波近似する。

$$v_0 = f_0 \sin \frac{\pi x}{l} \quad (1)$$

$$v = f \sin \frac{\pi x}{l} \quad (2)$$

ここで f は振幅、 l は半波長である。

図1(b)のような微小要素に着目すると、モーメントのつりあいにより次式が得られる。

$$dM - V \cdot dx + \sigma \cdot A \cdot dv = 0 \quad (3)$$

ここで M は曲げモーメント、 V はせん断力、 dx は微小要素の長さ、 σ は負荷される圧縮応力、 A は微小要素の断面積である。負荷モーメントによる影響はせん断変形による影響に比較して微小であるため、左辺第一項は無視する。

せん断ひずみ γ の定義: $\gamma = d(v - v_0)/dx$ より、 dv/dx は以下ようになる。

$$\frac{dv}{dx} = \gamma + \frac{dv_0}{dx} = \gamma + \frac{\pi}{l} f_0 \cos \frac{\pi x}{l} \quad (4)$$

(a) Shear buckling mode (b) Small free body unit element

Fig. 1 Micro-buckling model

以降場所 x のみの関数である $\pi/l \cdot f_0 \cos \pi x/l$ は L と置きかえる。式(3)に式(4)を代入して以下のように書き換えられる。

$$A \cdot \sigma \cdot (\gamma + L) = V \quad (5)$$

式(5)中 σ , γ について微小増分を考える。

$$A \cdot (\sigma + \Delta\sigma) \cdot (\gamma + \Delta\gamma + L) = V + \Delta V \quad (6)$$

式(6)はせん断力の定義: $\Delta V = A \cdot \Delta\tau$ より以下のように書き換えられる。

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta\gamma \cdot (-\sigma + \Delta\tau/\Delta\gamma)}{\gamma + \Delta\gamma + L} \quad (7)$$

微小増分表示したせん断の応力ひずみ関係式: $\Delta\tau = G \cdot \Delta\gamma$ により式(7)は以下のように書き換えられる。

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta\gamma \cdot (-\sigma + G)}{\gamma + \Delta\gamma + L} \quad (8)$$

式(8)の数値解析により σ - γ 線図を作成し、せん断ひずみ γ が無限大に発散する際の圧縮応力 σ をマイクロバックリング発生応力 σ_b とする。

なお、ここでは初期たわみを(1)、(2)のように周期関数で近似したが、実際の初期たわみは非周期的である。しかし図1(b)のように微小要素に着目して立式したためこの近似による誤差は発生しない。

2.3 せん断弾性率 G 前節で導出した式(8)中に複合材のせん断弾性率 G が存在する。そこで座屈応力 σ_b の計算には温度 T や硬化度 β に依存する G が必要となる。これを実験的に求める。

まずは完全硬化、室温における G をせん断の構成式で定義する。非線形なせん断応力 τ -せん断ひずみ γ 関係を表現するため、以下に示す2つの式を用いることにする。

$$\text{Small strain area } (\gamma < 0.001): \tau = G_l \cdot \gamma \quad (9)$$

$$\text{Large strain area } (0.001 < \gamma): \tau = G_n \cdot \gamma^{0.5} \quad (10)$$

小ひずみ領域においては式 (9) のような線形弾性関係式が簡便であり適しているが、大ひずみ領域については τ - γ 関係が非線形なため、式 (10) のような 1/2 次式を適用した。式 (9)、(10) により定義された $G_b G_n$ を T と β の関数として表示するため、複数の T と β の条件下で τ - γ 関係を実測した。

(a) 実験方法 温度および硬化度に依存して変化する τ - γ 関係を求めるため、積層構成 $[(+45/-45)_2]_8$ の試験片を用いて JIS K7079 に準拠した $\pm 45^\circ$ 引張試験を行う。この試験を 8 通りの T ・ β 条件下で行った。測定結果を回帰することで $G_b G_n$ を T と β の関数として表示する。なお、繊維うねりは FW 成形で多く確認されるが、本研究では実験条件の均一化と簡単化のためプリプレグシートを用いた成形を対象とし、ここではプリプレグから成形した試験片を用いる。

試験片は三菱レイヨン製 CFRP プリプレグ PYROFIL #380 から成形した。硬化度の調整は成形時に硬化サイクルを中断することで実施した。ただし、事前に示差走査熱量計 (DSC) によりプリプレグの硬化度と温度履歴の関係を実測し、硬化サイクル中断時にも温度を熱電対で実測して硬化度を算出した。

図 2 に示したような試験片に対し、端部両面に 2.5 mm 厚の GFRP タブを接着し、中央部両面に 2 軸ひずみゲージを貼り付けた。また高温での試験を行うため、図 3 に示すシリコンラバーヒータ (オーエムヒータ, 1-302-02) を試験片両面に貼り付け、断熱材を巻きつけた。K 熱電対 (LABFACILITY, 621-2158) で温度測定をし、温度調節アンプ (NF, HSA4101) で温度を一定に保持した。

引張試験はオートグラフ (島津製作所, AG-I) を用いた。負荷速度は 1 mm/s である。ひずみは多点静ひずみロガー (共和電気, UCAM-65A) で測定した。試験条件は以下の 8 条件とした。(β , $T(^{\circ}\text{C})$) = (1.0, 20), (1.0, 50), (1.0, 130), (0.62, 20), (0.62, 50), (0.62, 80), (0.36, 20), (0.36, 30)。

(b) 実験結果 測定したせん断応力-せん断ひずみ線図の一例として $\beta=0.36$, 20°C の結果を図 4 に示す。図 4 に対し γ が 0.001 以下の範囲では式 (9)、0.001 から破壊までの範囲では式 (10) を用いて回帰した。結果は以下に示す。

$$\tau = 2.14 \times 10^9 \cdot \gamma \quad (11)$$

$$\tau = 9.57 \times 10^7 \cdot \gamma^{0.5} \quad (12)$$

全ての実験条件における結果に対し同様に回帰し、得られた $G_b G_n$ を図 5, 6 に示す。

Fig. 2 Specimen configuration Fig. 3 Test equipment configuration

Fig. 4 Stress-strain diagram ($\beta=0.36$, $T=20^{\circ}\text{C}$)

Fig. 5 Measured relationship between G_l and T

Fig. 6 Measured relationship between G_{nl} and T

(c) 関数 $G_b G_n$ の決定 図 5, 6 中のそれぞれの系列に対し、温度の指数関数として回帰し、得られた回帰係数に対しさらに硬化度の指数関数として回帰を行う。これにより $G_b G_n$ は以下のような温度と硬化度の関数として表される。

$$G_l = \{105 \exp(-2.24\beta)\} \cdot \exp\{-0.408 \exp(-3.05\beta) \cdot T\} \quad (13)$$

$$G_{nl} = \{3.82 \exp(-1.90\beta)\} \cdot \exp\{-0.450 \exp(-3.39\beta) \cdot T\} \quad (14)$$

Fig. 7 Cure model for predicting fiber buckling

Fig. 8 Specimen configuration

Fig. 9 Measured relationship between E and T

2・4 負荷圧縮応力 σ 冷却時の治具熱収縮により複合材に負荷される圧縮応力 σ を計算するため、治具と複合材が完全に接着され、複合材は薄く治具の熱収縮に複合材の影響を受けないと仮定し、図7のような接合体モデルを考える。最高温度から ΔT だけ冷却された治具の熱ひずみは以下のように表される。

$$\varepsilon_j = \alpha_j \cdot \Delta T \quad (15)$$

ここで ε_j は治具の熱ひずみ、 α_j は治具の線膨張係数を表している。完全接着のため、複合材も治具と同じ ε_j だけ収縮する。複合材に負荷応力 σ は以下のように表される。

$$\sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot \alpha_j \cdot \Delta T \quad (16)$$

ここで E は複合材の繊維方向弾性率、 ε は複合材のひずみを表している。

2・5 弾性率 E 前節で導出した式(16)中に複合材の弾性率 E が存在する。複合材の弾性率は温度 T と硬化度 β に依存するため、実験により E を T と β の関数として表示する。

(a) 実験方法 ここでは弾性率 E は引張試験により決定する。 G_b, G_n の導出と同様に9通りの $T \cdot \beta$ 条件下における引張試験を行う。得られた応力-ひずみ線図から回帰を実施し、 E を温度と硬化度の関数として表示する。

Fig. 10 Flowchart of waviness developing process model

引張試験はJIS K 7073に従って行う。試験片はPYROFIL #380から積層構成[0]₃に成形した。試験片寸法を図8に示した。端部両面に1 mm厚のGFRPタブを接着し、中央部両面にひずみゲージを貼り付けた。また、高温試験はせん断と同じ装置を使用した。負荷速度は1 mm/sとした。試験条件は以下の9条件である。 $(\beta, T(^{\circ}\text{C})) = (1.0, 20), (1.0, 50), (1.0, 80), (1.0, 130), (0.72, 20), (0.72, 50), (0.72, 80), (0.48, 20), (0.48, 80)$ 。

(b) 実験結果 全実験条件下の応力-ひずみ線図に対し回帰を行った。得られた E を図9に示す。

(c) 関数 E の決定 図9中の各系列に対し、温度の指数関数として回帰を行う。さらに算出した係数に対し、硬化度の指数関数として回帰する。これにより E は以下のような温度と硬化度の関数として表される。

$$E = \{114 \exp(0.176\beta)\} \cdot \exp\{-1.17 \exp(-9.51\beta) \cdot T\} \quad (17)$$

2・6 提案モデルによる解析手順 前節までで導出した計算式を用い、圧縮負荷応力とマイクロバックリング発生応力の解析を行う手順について図10にまとめた。始めに温度 T の変化履歴から、硬化度 β の変化を計算する。これについては以下の硬化度予測式⁽⁴⁾を用いる。

$$\frac{d\beta}{dt} = (k_1 + k_2 \cdot \beta^m) \cdot (1 - \beta)^n \quad (18)$$

式中の係数 k_1, k_2, m, n については示差走査熱量計(DSC)によりPYROFIL#380の樹脂について発熱量測定を行い決定した。この値は表1に示した。次に、得られた温度 T と硬化度 β から、式(13)、(14)を用いてせん断の構成式が決定される。さらにせん断の構成式から、式(8)によりマイクロバックリング発生応力 σ_b が計算される。また、温度と硬化度から式(17)を用いて弾性係数が決定され、さらに式(16)で圧縮負荷応力 σ が計算される。これらの計算の後に、 σ と σ_b を比較し、 $\sigma \geq \sigma_b$ となる点でマイクロバックリングが発生する。

Table 1 Parameters of Eq. (18) (PYROFIL#380)

$k_1 = A_1 \exp(-E_1 / RT)$	
$k_2 = A_2 \exp(-E_2 / RT)$	
$m = C_1 \exp(-C_2 T)$	
$m + n = \text{Const}$	
$A_1 (\text{min}^{-1})$	1.0×10^{32}
$E_1 (\text{J/mol})$	2.80×10^5
$A_2 (\text{min}^{-1})$	1.0×10^{10}
$E_2 (\text{J/mol})$	9.15×10^4
C_1	5.6
C_2	5.52×10^3
Const	1.78

3. 実験値と解析値の比較

3・1 目的 提案した繊維うねり発生モデルの有効性を確認するために、急冷却時の繊維うねり発生温度について、提案モデルによる解析結果と実験結果を比較して検討する。

繊維うねりが発生する条件でプリプレグ積層の CFRP 成形を行い、冷却過程の表面観察から繊維うねり発生温度を実測する。また冷却過程の温度履歴をモデルに入力することにより繊維うねり発生温度の解析値が求まる。これらの値の比較を行う。単一条件においての比較では不十分であるため、比較はアルミ合金、ポリカーボネード、ステンレスをそれぞれ治具として用いた3条件で行う。

3・2 実験方法 プリプレグからの CFRP 積層板の成形時には通常複合材の上下両面に金属治具が設置されるが、この状態では冷却過程で複合材の表面観察ができない。そこで、ここでは上面の治具に透明ガラス板、下面の治具に金属もしくは樹脂平板を用いて成形を行う。上面にガラス板を用いた場合、上下治具間の熱収縮挙動が異なるため、このままではモデルを用いた解析ができない。そこで上面の治具の影響を分離するため、図 11 のように、複合材とガラス治具との間にポリエチレンテレフタレートフィルム (PET フィルム) を挿入する。このフィルムは複合材と接着し一体となり動くが、ガラス板とは接着しない。またフィルムは複合材よりも、弾性率が大幅に小さく厚さも薄いので、フィルムが複合材の収縮に与える影響は無視できる。

図 12 のように、アルミニウム平板 (A5052)・ポリカーボネード平板 (タキロン社製, PC1600)・ステンレス平板 (SUS504) に、PYROFIL #380 を一層 0° 方向に積層し、樹脂の流出を防ぐためプリプレグの各辺に接するようビニールテープを貼付した。上面の治具

Fig.11 Dimension of specimen

Fig.12 Specimen configuration

に用いるガラス平板 (テンパックス®) には穴を開け熱電対 (K 熱電対) を通しエポキシ樹脂で固定した。積層したプリプレグの上にこの治具を設置し、万力4本により約 0.6 MPa の加圧がされるよう上下面の締め付けを行った。これらを電気炉 (ISUZU Drying Oven KOSUMOSU) に入れ、温度測定を行いながら、硬化度 β がおよそ 0.85 になるまで加熱を行った。これは、予備実験によりこの程度の硬化度でうねりが発生しやすいことを確認したためである。硬化サイクルの調整により硬化不良を再現するためには、冷却中にも硬化が進展し過ぎないように急冷を行う必要があるが、ここでは加熱後炉の外に出し送風機により強制空冷する方法を取る。この空冷中にプリプレグ表面の動画を撮影する。なお撮影範囲は図 12 中に示した、 $2 \times 2 \text{ cm}$ の領域である。

また、式 (8) 中の L が初期たわみの振幅と波長の比 f_0/l に依存するため、 f_0/l の実測値を求める必要がある。撮影範囲と同一な $2 \times 2 \text{ cm}$ に切り出したプリプレグ (PYROFIL#380) 10 試験片について表面の樹脂をアセトンで除去した後、ビデオマイクロスコープ (SCALAR, VMS1000G) により観察した。それぞれの試験片 (Specimen 1~10) について全面を観察し、発見した初期たわみについて f_0 と l を測定した。ここで初期たわみとは、連続した繊維上における、繊維方向から逸脱を始めてから繊維方向に戻るまでの一部分と定義し、観察した。各試験片において f_0/l が最大となるたわみについて、測定値を表 2 にまとめた。また観察したたわみの一例を図 13 に示した。これらの結果より最大の f_0/l の平均値は 6.0% となる。以降の計算にはこの平均値を用いる。

Table 2 f_0/l of initial deflections

Number of initial deflection	f_0/l (%)
1	5.7
2	6.5
3	6.3
4	6.2
5	5.8
6	5.9
7	6.4
8	5.3
9	6.0
10	6.2

Fig. 13 An example of initial deflection

なお、観察領域内に存在する初期たわみの寸法は様々であるため、初期たわみ寸法に依存するうねり発生温度は観察領域内でも場所により異なると考えられる。しかし f_0/l が大きいほど高い温度でうねりが発生することから、 $2 \times 2 \text{ cm}$ のプリプレグ上に存在する最大の初期たわみ寸法 f_0/l を計算に用いることで、 $2 \times 2 \text{ cm}$ の観察領域において始めにうねりが発生する温度の予測値を求めることができる。

また、本実験での試験本数は各条件において1本ずつであり、複数回の試験による検証を行わない。これは試験本数を増やしても、結果に変化が無いことが予想されるためである。解析結果については、温度履歴のみから計算されるので同一条件で試験をする限り変化はない。実験結果については試験片ごとの個体差は初期たわみの寸法差により生じるが、表2のようにばらつきが小さく有意な差とならない。

3・3 比較結果 アルミ合金平板・ポリカーボネート平板・ステンレス平板でそれぞれ成形した際に測定した温度変化と、温度変化から予測式により計算した硬化度変化を図14に示した。この温度・硬化度と治具の線膨張係数 (A5052: $2.48 \times 10^{-5} \text{ 1/}^\circ\text{C}$, ポリカーボネード: $6.50 \times 10^{-5} \text{ 1/}^\circ\text{C}$, SUS304: $1.78 \times 10^{-5} \text{ 1/}^\circ\text{C}$) から、発生モデルにより座屈応力 σ , 負荷応力 σ_b の解析を行った。それぞれの条件における解析結果を図15に示した。図15(a)では 98.1°C , 図15(b)では 114.4°C において σ が σ_b を上回っている。このことからアルミ治具で成形した際には 98.1°C , ポリカーボネート治具では 114.4°C においてうねりが発生することが予測さ

(a) Aluminum jig

(b) Polycarbonate jig

(c) Stainless steel jig

Fig. 14 Transition of T and β

れる。また図15(c)では σ が σ_b を上回ることではなく、うねりは発生しないことが予想される。

各条件において冷却過程で撮影を行った試験片表面の画像を図16に示した。うねりの発生点を図中白丸で表している。図16(a)よりアルミ治具で成形を行った際のうねり発生温度実験値は 96°C 程度である。予測値であった 98.1°C とは 2.1°C の差であり良い一致が見られた。また、図16(b)よりポリカーボネート治具で成形を行った際のうねり発生温度実験値は 113°C 程度であり、予測値であった 114.4°C とは 1.4°C の差であり良い一致が見られる。図16(c)においてはうねりが発生していないことが確認できる。これは解析により予想された通りである。

以上のように三通りの治具を用いたいずれの条件下においても実験値と解析値は良く一致し、提案モデルの有効性が確認された。

(a) Aluminum jig

(b) Polycarbonate jig

(c) Stainless steel jig

Fig. 15 σ_b, σ vs. T

(a) Aluminum jig

(b) Polycarbonate jig

(c) Stainless steel jig

Fig. 16 Observation results of waviness

4. 結言

本研究ではFW成形過程において発生する欠陥である繊維うねりの発生プロセスについて、新たなモデルを提案した。本モデルはFW成形過程で発生する成形条件不良、治具と複合材の不完全な離型処理、樹脂の硬化不良、繊維初期たわみの3点を仮定している。

提案したモデルによる解析結果と、成形後複合材表面を観察することにより得た実験結果との比較を行った。治具材質をアルミ合金、ポリカーボネート、ステンレスとした3通りの条件で比較を行った。その結果、いずれも実験値と解析値には良い一致が見られた。これにより、提案したモデルの有効性が確認された。

文 献

- (1) Chaudhuri, R.A., *J. of Compos. Mat.*, 25 (1991), 1244-1276.
- (2) Garala, H.J., Chaudhuri, R.A., *Mechanics of Thick Composites; 6-9 June 1993*, (1993), 227-236.
- (3) Chaudhuri, R.A., Garala, H.J., *J. of Compos. Mat.*, 29(1995), 1695-1718.
- (4) Chaudhuri, R.A., Garala, H.J., *J. of Compos. Mat.*, 30(1996), 672-691.
- (5) Chaudhuri, R.A., Kim, D., *Int. J. Solids Struct.*, 34(1997), 3455-3486.
- (6) Chaudhuri, R.A., Kim, D., *Int. J. Solids Struct.*, 40(2003), 7063-7092.
- (7) Chan, W.S., Wang, J.S., *J. of Compos. Mat.*, 7 (1994), 243-260.
- (8) Mrse, A., Pigott, M.R., *35th International SAMP symposium*, (1990), 2236-2243.
- (9) Kugler, D., Moon, T.J., *Composites Part A*, 36(2002), 1451-1479.
- (10) Kugler, D., Moon, T.J., *J. of Compos. Mat.*, 36 (2002), 1451-1479.
- (11) Highsmith, A.L., Davis, J.J., Helms, K.L.E., *ASTM STP 1120*, 20-36.
- (12) Jochum, Ch., Grandidier, J.C., *Compos. Sci. Tech.*, 64(2004), 2441-2449.
- (13) Jochum, Ch., Grandidier, J.C., Smaali, M., *Composites Part A*, 39(2008), 19-28.
- (14) Kim, J.S., Lee, D. G., *J. of Compos. Mat.*, 30(1996), 1436-1457.