3 点曲げ ENF 試験による木材のモード II のき裂進展開始時の
破壊じん性値の測定におけるき裂長さの影響*吉 原 浩^{*1}Influence of Crack Length on the Measurement of Mode II
Initiation Fracture Toughness of Wood by Three-Point
Bend End-Notched Flexure (3ENF) TestHiroshi YOSHIHARA^{*2}^{*2} Department of Natural Resources Process Engineering, Shimane University,
1060 Nishikawazu-cho, Matsue-shi, Shimane, 690-8504 Japan

The mode II initiation fracture toughness of wood was measured by the three-point bend end-notched flexure (3ENF) test for various crack lengths, and the dependence of toughness on the crack length was analyzed by the four conventional methods of data reduction: elementary beam theory, Williams end correction method, and two compliance calibration methods. In addition to these methods, the compliance combination method was used in which the fracture toughness is determined using the load-longitudinal strain compliance measured at the midspan as well as the loading-line compliance. In the four conventional data reduction methods, the dependence of fracture toughness on the crack length was significant. In contrast, the fracture toughness was appropriately determined by the compliance combination method, and it was independent of the crack length. Therefore, the compliance combination method is advantageous in that the fracture toughness is determined accurately by the 3ENF test alone without requiring separate tests over a wide range of crack length.

Key Words: Mode II Fracture Toughness, Wood, 3ENF Test, Crack Length, Data Reduction

1. 緒 言

材料の破壊特性を評価する上で、線形破壊力学はきわめて有効な手段であり、強度特性を示すパラメータである破壊じん性値の解析は非常に重要である。こうした考え方により、炭素繊維強化プラスチック (CFRP) などの先端複合材料については JIS や ASTM にモード I およびモード II の破壊じん性試験法が標準化されている^{(1), (2)}。木材の強度特性の解析においても、破壊力学的な手法が有効であることがしばしば指摘されている。モード II の破壊じん性試験法については、1970 年代、Barrett と Foschi によって木材を用いて 3 点曲げ ENF 試験 (3ENF 試験) が提案され⁽³⁾、その後 CFRP の破壊じん性試験法として一般的に行われている。

3ENF 試験では、き裂を安定成長させるために必要な初期き裂長さの範囲が制限されるため、き裂進展抵抗曲線 (R 曲線) を測定することには不向きである。しかし、木材や CFRP では繊維橋掛けの影響でき裂の進展とともに破壊じん性値 (G_{IR} 値) が漸増することから、き裂進展開始時の破壊じん性値 (G_{IC} 値) が

もっとも小さくなるため、 G_{IC} 値によって材料設計上安全側の評価を与えることが可能である。また、3ENF 試験は他のモード II の破壊じん性試験法に比べて簡便である。このため、木材に関しても 3ENF 試験によってモード II の G_{IC} 値の測定法を検討した例がいくつか存在し^{(3)~(13)}、試験法の標準化についても部分的に試みられている⁽⁷⁾。しかし、CFRP について検討した事例に比べてその数は多くなく、いまだに標準化には至っていないのが現状である。標準化を妨げる問題として、 G_{IC} 値に試験体形状やき裂長さが大きく影響することや^{(11), (12)}、試験から得られたデータを解析する方法によっても G_{IC} 値が著しく影響を受けることなどが考えられるが⁽¹³⁾、こうした問題点が解決されれば、その簡便さから 3ENF 試験は木材の G_{IC} 値の標準的な測定法として有力な候補となりうる。

既報では、スプルーすを用いてき裂長さが支点と荷重点の距離の 1/2 の条件で 3ENF 試験を行い、初等はり理論、せん断を考慮した Timoshenko のはり理論、Williams の補正法、コンプライアンス較正法および筆者の考案したコンプライアンス結合法によって G_{IC} 値を求め、いずれの解析方法が木材の適切な G_{IC} 値を評価するのに適当であるか検討した⁽¹³⁾。ここで採用した

* 原稿受付 2005 年 6 月 1 日。

^{*1} 正員、島根大学総理工学部 (〒690-8504 松江市西川津町 1060)。

E-mail: yoshihara@riko.shimane-u.ac.jp

支点と荷重点の距離の 1/2 というき裂長さは, CFRP の 3ENF 試験でもっとも一般的に用いられており, JIS K7036 にも標準化されているが¹⁰⁾, 前述したようにき裂長さが G_{IIc} 値に大きな影響を与える可能性が示されていることからより詳細に検討する必要があると考えられる¹¹⁾. したがって, 本研究ではさまざまなき裂長さをもつ木材の 3ENF 試験を行い, G_{IIc} 値におよぼすき裂長さの影響と適切な G_{IIc} 値を得ることができる解析方法について検討した.

2. おもな記号

G_{II} : エネルギー解放率

G_{IIc} : 破壊じん性値

L : 支点と荷重点の距離

a : き裂長さ

B : 試験体およびき裂の幅

H : 試験体の高さの 1/2

I : き裂のない部分における断面 2 次モーメント

E_x : 長手方向のヤング率

E_y : はりせい方向のヤング率

G_{xy} : せん断弾性係数

P : 荷重

P_c : 限界荷重

v : 荷重点変位

ε_x : 試験体中央下部における長手方向のひずみ

C_L : 荷重点コンプライアンス

χ : Williams の補正係数

ξ_0, ξ_1 : $C_L \cdot a$ 関係を北條らのコンプライアンス較正法に近似して得られた係数

C_0, C_1, C_2, C_3 : $C_L \cdot a$ 関係を Davidson らのコンプライアンス較正法に近似して得られた係数

C_S : 荷重-ひずみコンプライアンス

3. 3ENF 試験によるモード II 破壊じん性値の評価

図 1 に 3ENF 試験の概要を示す. 矩形断面でき裂長さ a の試験体がスパン $2L$ で支持されており, スパン中央に荷重 P が負荷されているとする. 初等はり理論から, 荷重点コンプライアンス C_L は以下の式で表される¹⁴⁾.

$$C_L = \frac{v}{P} = \frac{2L^3 + 3a^3}{12E_x I} \quad (1)$$

ここで v は荷重点変位, E_x は試験体の長手方向のヤング率, I はき裂のない部分の断面 2 次モーメントである. したがって, モード II のエネルギー解放率 G_{II} は以下の式で表される.

$$G_{II} = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{\partial C_L}{\partial a} = \frac{9P^2 C_L a^2}{2B(2L^3 + 3a^3)} \quad (2)$$

ここで B はき裂の幅である. 荷重点コンプライアンス C_L は, き裂先端近傍の特異な変形によってしばしば初等はり理論で予測される挙動から逸脱する. こうした挙動を考慮して, Williams は補正き裂長さ χH を導入し式(1)を以下のように改造している¹⁴⁾.

$$C_L = \frac{2L^3 + 3(a + \chi H)^3}{12E_x I} \quad (3)$$

ここで H は試験体の高さの 1/2 である. したがって, 式(2), (3)から G_{II} は以下のように与えられる.

Fig. 1. Schematic diagram of 3ENF test

$$G_{II} = \frac{9P^2 C_L (a + \chi H)^2}{2B [2L^3 + 3(a + \chi H)^3]} \quad (4)$$

補正係数 χ についてはさまざまな式が提案されているが^{15)~18)}, Wang と Williams が有限要素法解析から以下の式で与えている¹⁹⁾.

$$\chi = \sqrt{\frac{1}{13k} \left(\frac{E_x}{G_{xy}} \right) \left[3 - 2 \left(\frac{\Gamma}{1 + \Gamma} \right)^2 \right]} \quad (5)$$

ここで G_{xy} はせん断弾性係数, $k = 48$ である. また, Γ は以下の式で表される.

$$\Gamma = \frac{\sqrt{E_x E_y}}{k G_{xy}} \quad (6)$$

ここで E_y ははりせい方向のヤング率である.

上述した補正き裂長さを導入する方法の他には理論からの逸脱を補正する方法として、コンプライアンス較正法が挙げられる。北條らは式(1)を変形し、別途実施されたコンプライアンス較正試験によって得られたき裂長さ a と荷重点コンプライアンスの関係を以下の3次式に近似して求めることを提案している^{(19), (20)}。

$$C_L = \xi_0 + \xi_1 a^3 \quad (7)$$

ここで ξ_0 および ξ_1 は近似によって得られたパラメータである。したがって、エネルギー解放率は以下のように表される。

$$G_{II} = \frac{3P^2}{2B} \xi_1 a^2 \quad (8)$$

また、Davidson らは式(3)の変形によりき裂長さ a と荷重点コンプライアンスの関係を以下の3次式に近似している^{(21), (22)}。

$$C_L = C_0 + C_1 a + C_2 a^2 + C_3 a^3 \quad (9)$$

ξ_0 や ξ_1 同様、 C_0, C_1, C_2, C_3 は近似によって得られたパラメータである。したがって、エネルギー解放率は以下のように表される。

$$G_{II} = \frac{P^2}{2B} \left(C_1 + 2C_2 a + 3C_3 a^2 \right) \quad (10)$$

Williams の補正法にもとづいて補正き裂長さを導入する場合、破壊じん性試験の他に χ を決定するための試験が別途必要である。また、コンプライアンス較正法で破壊じん性値を評価する場合も、較正試験を別途実施する必要があるため、破壊じん性試験のみで破壊じん性値を決定することができないという点で不便である。しかし、荷重点のたわみと試験体の特定部位のひずみを同時に測定することによってこうした不便さを解決しつつ初等はり理論と逸脱した挙動も補正できることが示されている^{(13), (23)}。いま、スパン中央外縁部の長手方向のひずみを ϵ_x とし、ひずみコンプライアンス C_S を ϵ_x / P で定義すると、初等はり理論から

$$C_S = \frac{LH}{2E_x I} \quad (11)$$

である。式(3)および(11)から、補正されたき裂長さ $a + \chi H$ は以下のように表される。

$$a + \chi H = \left(2LH \cdot \frac{C_L}{C_S} - \frac{2}{3} L^3 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (12)$$

したがって、 G_{II} は以下の式で表される。

$$G_{II} = \frac{3P^2 C_S}{4BLH} \left(2LH \cdot \frac{C_L}{C_S} - \frac{2}{3} L^3 \right)^{\frac{2}{3}} \quad (13)$$

式(13)はき裂長さが陽な形で含まれていないため、き裂長さの評価に伴う困難さを排除することができる⁽¹³⁾。式(11)から(13)を用いて破壊じん性値を求める方法をコンプライアンス結合法と呼ぶことにする。

4. 実 験

4.1 試験体

本実験では含水率が 12 % の状態で密度が $0.48 \pm 0.01 \text{ g/cm}^3$ のベイツガ(*Tsuga heterophylla* Sarg.)を使用した。すべての試験体は、温湿度が 20°C および 65 % RH の環境で 1 年以上放置した 1 本のフリッチから採取した。ひとつの試験体において年輪の曲率は十分に無視することができ、節や繊維の乱れのない「無欠点小試片」であることを確認した。1 条件につき 5 本の試験体を使用した。

4.2 3ENF 試験

上述したフリッチから 20 mm (半径方向) $\times$ 20 mm (接線方向) $\times$ 500 mm (繊維方向) の棒状試験体を切り出した。あさり幅 1 mm の帯のこを用いて板目面にき裂を切り、さらに片刃のカミソリでき裂を伸長させた。初期裂長さ a は 69 mm から 207 mm まで 23 mm 刻みで変えた。このようにき裂長さを変えることで、等価き裂長さ a/L の値を 0.3 から 0.9 まで 0.1 刻みに変えたことになる。試験体の片持ちばり部分の上面と下面にはたらく摩擦力の影響を減らすために、0.5 mm 厚のテフロンシートを 2 枚片持ちばり部分の支持点に相当する部分 (図 1 の A 点) に挟み込んだ。スパン中央外縁部の長手方向のひずみを測定するためにひずみゲージ (東京測器 FLA-2-11, ゲージ長 2 mm) を貼付した。また、荷重点におけるたわみを測定するために、スパン中央下部に変位計を設置した。試験体をスパン 460 mm で支持したが、こうすることで $H/L = 23$ となり、既報の結果からせん断変形の影響を低減できると考えられた⁽¹²⁾。スパン中央にクロスヘッド速度 2 mm/min で荷重を負荷し、荷重 P 、たわみ v およびひずみ ϵ_x をデータロガーで 1 秒ごとに記録した。 v - P 関係および ϵ_x - P 関係の直線部分からそれぞれ荷重点コンプライアンス C_L およびひずみコンプライアンス C_S を得た。また、初等はり理論によればき裂長さが $0.7 L$ よりも短い場合、き裂の進展が不安定になるため、き裂進展開始直後に荷重が低下するはずであるが、本実験で得られた荷重-たわみ

関係は、いずれのき裂長さにおいても図 2 に示すようにき裂の進展が開始しても低下しなかった。したがって、破壊進展の限界荷重 P_c を荷重-たわみ関係の初期の傾きよりも 5 % 小さい直線と荷重-たわみ曲線との交点で定義した。

Fig. 2. Definition of the critical load P_c .

破壊じん性値は以下に示す 5 つの方法で評価した。

1) 初等はり理論⁽¹⁴⁾: P_c および C_L を式(2)に代入した。

2) Williams の補正による方法⁽¹⁵⁾: 3ENF 試験とは別途実施した試験で Williams の補正係数 χ を求め、式(4)に代入することで Williams の補正による破壊じん性値を求めた。 χ を求めるために実施した試験については 4.3 に示す。

3) 北條らのコンプライアンス較正法^(19, 20): 3ENF 試験から得られた $C_L \cdot a$ 関係を式(7)に近似し、得られたパラメータ ξ_1 を式(8)に代入した。

4) Davidson らのコンプライアンス較正法^(21, 22): 3ENF 試験から得られた $C_L \cdot a$ 関係を式(9)に近似し、得られたパラメータ C_1, C_2, C_3 を式(10)に代入した。

5) コンプライアンス結合法⁽¹³⁾: P_c, C_L および C_S を式(13)に代入した。

以上に示した 5 つの方法で得られた各き裂長さ a に対応する破壊じん性値 G_{Ic} を比較した。

4.3 Williams の補正係数 χ の決定

式(5)および(6)に示されるように、Williams の補正法で補正係数 χ を求めるには、 E_x, E_y および G_{xy} を決定する必要がある。ここではこれらの値を圧縮試験により測定した。

3ENF 試験に使用した試験体と同一ブリッチから、20 mm × 20 mm × 40 mm の短柱型試験体を切り出

した。ヤング率 E_x および E_y を測定する際、試験体の長手方向をそれぞれ繊維方向および接線方向に一致させた。また、せん断弾性係数 G_{xy} の測定では繊維方向と 45° 傾斜した方向が試験体の長手方向と一致するようにした。 E_x および E_y を測定するための試験体には、3ENF 試験に使用したのと同じひずみゲージを板目面の中央に貼付した。一方、 G_{xy} を測定する試験体には 2 軸のひずみゲージ (東京測器 FCA-2-11, ゲージ長 2 mm) を、ひずみゲージの軸が試験体の長手方向とそれに垂直な方向に一致するように貼付した。試験体の長手方向にクロスヘッド速度 1 mm/min で荷重を負荷し、応力-ひずみ関係から E_x および E_y を求めた。 G_{xy} については以下の式から求めた。

$$G_{xy} = \frac{E_{45}}{2(1 + \nu_{45})} \quad (14)$$

ここで E_{45} および ν_{45} はそれぞれ繊維方向と 45° 傾斜した方向のヤング率およびポアソン比である。

5. 結果と考察

図 3 にき裂長さ a と荷重点コンプライアンス C_L の関係および $C_L \cdot a$ 関係を北條らおよび Davidson らの較正曲線に近似した結果を示す。本質的にはパラメータの数の多い Davidson らの較正法の方がより正確に $C_L \cdot a$ 関係を表現できると考えられるが、いずれの方法も全体的には $C_L \cdot a$ 関係を適切に表現できていると思われる。

Fig. 3 Comparison of the calibrated relations obtained by the calibration methods proposed by Hojo et al. and Davidson et al.

圧縮試験から、この試験体のヤング率 E_x , E_y , せん断弾性係数 G_{xy} の平均値は、それぞれ 12.3, 0.80 および 1.18 GPa となった。したがって、これらの値を式(5), (6)に代入して得られた Williams の補正係数 χ は 0.67 となった。一方、式(12)にき裂長さ a , 荷重点コンプライアンス C_L およびひずみコンプライアンス C_S を代入することで、各き裂長さに対応する χ の値を求めることができる。図 4 に Williams の補正法から求めた χ の値とコンプライアンス結合法で求めた χ の値の比較を示す。コンプライアンス結合法で求めた χ の値は、Williams の補正法で得られた値に比べて著しく大きく、またき裂長さに影響されていないことがわかる。

Fig. 4 Dependence of Williams's correction factor obtained by the Williams's end correction and compliance combination methods on the normalized crack length. Horizontal bars represent the standard deviations.

図 5 に各解析法で得られた破壊じん性値の平均値とき裂長さの関係を示す。まず、初等はり理論で得られた破壊じん性値はき裂近傍の特異な変形の影響が補正されていないため、き裂長さがはりせいに比べて短いと破壊じん性値が小さく評価されている。この傾向は Williams の補正法で得られた破壊じん性値にも現れており、上述したように χ の値が小さく評価されたことによってき裂長さの補正の効果が十分ではなく、初等はり理論と同様な結果となっている。前述したように、JIS に規格化された CFRP の破壊じん性試験法ではき裂長さ／支点と荷重点の距離 (a/L) の値をおよそ 0.3 から 0.5 として試験するように決められているが¹⁰⁾、初等はり理論や Williams の補正法で破壊じん性値を評価する場合、き裂近傍の特異な変形の影響が小さくなるように a/L を大きくして試験する必要があると思われる。

Fig. 5 Dependence of the initiation fracture toughnesses obtained by the different data reduction methods on the normalized crack length.

既報では $a/L = 0.5$ における北條らおよび Davidson らのコンプライアンス較正法で得られた破壊じん性値に大差がないことが示されており¹³⁾、ここでもき裂長さが長ければこの2つのコンプライアンス較正法で得られた破壊じん性値に顕著な差は見られない。一方、き裂長さが短いと ($a/L = 0.3$ および 0.4 のとき)、北條らのコンプライアンス較正法によって得られた破壊じん性値は小さくなる傾向を示しているが、Davidson らの較正法で得られた破壊じん性値は大きくなる傾向を示している。このことは、き裂長さが短くなると荷重点コンプライアンスとき裂長さの関係の定式化に使用した式によって破壊じん性値の評価が変わることを意味しており、初等はり理論や Williams の補正法と同様、き裂長さが短い試験体で破壊じん性値を測定する場合に注意が必要であることを示している。また、このことは同時にき裂長さが十分に長ければ定式化の影響が少ないことを意味している。したがって、これまで多く実施されている 3ENF 試験のように R 曲線の測定をせずにき裂進展開始時の破壊じん性値のみを評価する場合には、あらかじめき裂長さの長い試験体を準備することによって定式化の影響を少なくすることができるとと思われる。

前述した 4 つの方法で得られた破壊じん性値の傾向と異なり、コンプライアンス結合法で得られた破壊じん性値にはき裂長さの影響はあまりなく、比較的一定した値となっている。コンプライアンス結合法は他の方法と異なりひずみゲージを貼付する手

間を必要とするが、Williams の補正法における補正係数 χ を決定のための弾性定数の測定や、コンプライアンス較正法における荷重点コンプライアンスとき裂長さの関係を較正するための複数の試験を必要とせず、破壊じん性試験のみで破壊じん性値が決定できるという点で実用的な方法であるといえる。さらに、上述したように他の方法よりもき裂の長さが広い範囲で安定した破壊じん性値が得られるという点で、コンプライアンス結合法の長所が示されている。

図6に破壊じん性値の変動係数とき裂長さの関係を示す。同じき裂長さで変動係数を比較すると互いに比較的近い値が得られており、解析方法が異なっても同じき裂長さから得られた破壊じん性値の変動の程度には顕著な差がないことがわかる。このことから、コンプライアンス結合法では他の解析法と同程度の精度で破壊じん性値が評価できるため、木材の破壊じん性値の評価法として有望であることが示されている。また、この図から $a/H = 0.8$ と 0.9 では変動係数が小さくなる傾向があり、前述したようにき裂が長ければ解析法の影響も小さくなるため、き裂長さが長くなると精度よく破壊じん性値が得られる可能性があると思われる。ただし、き裂長さが長くなることによってき裂先端が荷重点に近くなり、荷重点近傍の圧縮応力の影響を受ける可能性が指摘されている⁽²⁴⁾。したがって、き裂長さと破壊じん性値の測定精度の関係についても今後より多くの検討が必要であると思われる。

Fig. 6 Coefficients of variation of initiation fracture toughness obtained by the different data reduction methods corresponding to the normalized crack length.

6. 結 論

さまざまなき裂長さをもつ試験体の3点曲げ ENF 試験 (3ENF 試験) し、得られた結果を初等はり理論、Williams の補正法、北條らおよび Davidson らのコンプライアンス較正法および荷重点コンプライアンスとスパン中央部におけるひずみコンプライアンスを用いたコンプライアンス結合法の5つの方法によりき裂進展開始時の破壊じん性値 G_{IIc} を測定した。結果を示すと

(1) 初等はり理論や Williams の補正法で破壊じん性値を評価した場合、き裂長さがはりせいに比べて十分に長くなければき裂近傍の特異な変形の影響が適切に補正されないために破壊じん性値が小さく評価された。したがって、これらの方法で破壊じん性値を評価する場合、き裂長さを十分に長くする必要があると考えられる。

(2) 北條らのコンプライアンス較正法によって得られた破壊じん性値は、初等はり理論や Williams の補正法によって得られた破壊じん性値同様、き裂が短いと小さくなる傾向があったが、反対に Davidson らの較正法で得られた破壊じん性値は、き裂が短いと大きくなる傾向があった。したがって、定式化の影響を少なくするためには、上記の方法同様にき裂長さを十分に長くする必要があると思われる。

(3) 荷重点コンプライアンスおよびひずみコンプライアンスを複合した方法 (コンプライアンス結合法) で得られた破壊じん性値にはき裂長さの影響はあまりなかった。したがって、ここで検討した方法の中ではもっともき裂の長さが広い範囲で適切な破壊じん性値が得られる可能性がある。

(4) ここで検討した解析方法の違いによる破壊じん性値の測定精度におよぼす影響はあまり顕著ではなかった。

文 献

- (1) 炭素繊維強化プラスチックの層間破壊靱性試験方法, 日本工業規格, JIS K7086 (1993), 日本規格協会
- (2) Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, ASTM D5528-94a (1994)
- (3) Barrett J. D., Foschi, R. O., *Engrg. Fract. Mech.*, 9 (1977), 371-378
- (4) 大草克己, 鹿大農学報, 33 (1983), 193-202

- (5) Murphy, J. F., *J. Test. Eval.*, 16 (1988), 364-368
- (6) Krechmann, D. E., *Wood Sci. Technol.*, 29 (1995), 287-293
- (7) Aicher, S., Boström, L., Gierl, M., Kretschmann, D., Valentin, G., Determination of fracture energy of wood in mode II, RILEM TC 133 (1997)
- (8) Qiao, P. Wang, J., Davalos, J. F., *Int. J. Solids Struct.*, 40 (2003), 1865-1884
- (9) Qiao, P. Wang, J., Davalos, J. F., *Engng. Fract. Mech.*, 70 (2003), 339-353
- (10) Yoshihara, H., Ohta, M., *J. Wood Sci.*, 46 (2000), 273-278
- (11) Yoshihara, H., *J. Wood Sci.*, 47 (2001), 8-12
- (12) Yoshihara, H., *J. Wood Sci.*, 49 (2003), 210-215
- (13) Yoshihara, H., *Compos. Sci. Technol.*, 65 (2005), 2198-2207
- (14) Russell, A. J., Street, K. N., *ASTM STP* 876, (1985), 349-370
- (15) Wang, Y., Williams, J. G., *Compos. Sci. Technol.*, 43 (1992), 251-256
- (16) Chatterjee, S. N., *J. Compos. Mater.*, 25-3 (1991), 470-493
- (17) Corleto, C. R., Hogan, H. A., *J. Compos. Mater.*, 29-11 (1995), 1420-1436
- (18) Wang, J., Qiao, P., *Engng. Fract. Mech.*, 71 (2004), 219-231
- (19) 北條正樹, 松田 聡, 樋口太郎, 落合庄治郎, *材料*, 46 (1997), 366-373
- (20) Pereira, A. B., de Morais, A. B., Marques, A. T., de Castro, P. T., *Compos. Sci. Technol.*, 64 (2004), 1653-1659
- (21) Davidson, B. D., Altonen, C. S., Polaha, J. J., *ASTM STP* 1274, (1996), 393-423
- (22) Polaha, J. J., Davidson, B. D., Hudson, R. C., Pieracci, A., *J. Reinforced Plast. Compos.*, 15 (1996), 141-173
- (23) Yoshihara, H., *Engng. Fract. Mech.*, 71 (2004), 2065-2077
- (24) Schuecker, C., Davidson, B. D., *Compos. Sci. Technol.*, 60 (2000), 2136-2146