

FRP の安定き裂成長機構に関する研究*

本間 寛臣**, 三林 浩二***, 瀧原 和彦****

The Mechanism of Stable Crack Growth in FRP

by Hiroomi HOMMA, Kohji MITSUBAYASHI, and Kazuhiko TAKIHARA

In this paper, stable crack growth is examined in both experimental and analytical ways to establish a test method to evaluate the fracture toughness of FRP. The mechanism of stable crack growth is considered from observations of vicinity of the crack tip. There is always a damage zone in which debonding between the fibers and the matrix occurs ahead of the crack tip. Crack growth occurs by breaking the fibers at the crack tip. Stress analysis is carried out to find out how much stress is applied to the fibers in the damage zone. A line spring model is used to express the mechanical behavior of the fibers in the damage zone, and infinitesimal dislocation distribution theory is used in the numerical stress analysis. It is concluded that stable crack growth in a fracture toughness test of FRP is inherently different from that in metallic materials induced by plastic deformation near the crack tip; that it results from the stress relaxation by debonding between the fibers and the matrix; and that the stress intensity at the point of instability in the fracture toughness test is the material property.

Key Words: FRP, Stable Crack Growth, Stress Intensity Factor, Infinitesimal Dislocation Theory, Fracture Toughness

1. 緒 言

繊維強化プラスチック(FRP)の強度評価の一つとして、破壊力学の概念に基づく破壊じん性試験が行われているが、FRPが非常に多種にわたるため、その試験法はまだ完全に確立されていない。例えば、じん性を評価するに当たって、金属材料と同様に、き裂の発生に注目したのもあれば⁽¹⁾、安定き裂成長後の不安定破壊を対象としたものもある⁽²⁾。著者らは先の報告で⁽³⁾、ガラスチョップドストランドマットを繊維基材とするFRPの破壊じん性試験においては、き裂の発生後、不安定破壊に至るまで、かなり長期間の安定き裂成長過程が存在し、き裂発生時の荷重の2倍以上の荷重のもとで不安定破壊に至ること、また、不安定時の限界応力拡大係数は、初期き裂長さ、荷重形式、試験片板厚によらずほぼ一定であり、この値を破壊じん性として採用したほうが、材料の強度を合理的に評価することを示した。すなわち、FRPの合理的な破壊

じん性評価試験法の確立には安定き裂進展機構について詳細な検討が必要であり、本研究では、マット材についてその力学特性を調べた。まず、FRP中の安定き裂先端を光学顕微鏡で詳細に観察し、これに基づいて安定き裂成長モデルを構築し、簡単な解析を行った。

2. 安定き裂成長の観察

2-1 き裂進展抵抗曲線 本実験ではき裂の観察が容易となるように、厚さ1.2mmの一層のガラスチョップドストランドマットと不飽和ポリエステルからなる400×400mm²のFRP平板を製作し、これよりCT試験片を切り出した。その寸法を図1に示す。また、表1には材料の組成が示されている。図2は破壊試験結果の一例であり、作用荷重とき裂端開口変位の関係が示されている。P- δ 曲線は初期から最大荷重の近傍までほぼ直線的な変化を示すが、その後徐々に直線から逸脱し、最大荷重を経て不安定に荷重が低下する。幅0.3mmのSaw cutされた初期き裂先端を光学顕微鏡を用いて詳細に観察した結果、Saw cut先端のガラス繊維は図中横向き矢印で示された荷重で破断することが認められた。ここでは、これをき裂発生荷重と定義し、それ以降の安定き裂成長量は繊維破断位置までの長さとして測定された。図3には安定き裂進

* 昭和61年7月18日 東海支部豊橋地方講演会において講演、原稿受付 昭和61年1月6日。

** 正員、豊橋技術科学大学(〒440 豊橋市天伯町字雀ヶ丘1-1)。

*** 正員、日本電装(株)(〒448 刈谷市昭和町1-1)。

**** 学生員、豊橋技術科学大学。

展量 Δa と応力拡大係数の関係が示されている。応力拡大係数はき裂の進展量も考慮したその時点でのき裂長さを用いて算定されている。図2に示したき裂発生荷重に対応する応力拡大レベル K_i まで、安定き裂成長は生じないことを考慮すれば、き裂抵抗曲線は、

$$\Delta a = 0.0020(K_R^3 - K_i^3) \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 $K_i = 6.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

で表される。図3には式(1)が実線で示され、実験結果はこの直線上にのっていることがわかる。

2.2 損傷域 安定進展中のき裂先端には、マトリックスに無数の微小き裂が存在し、また、繊維とマトリックスの一部の接着が破れた領域が存在する。ここでは、これを損傷域と呼ぶ。この領域は表面から肉眼で見ても白くなっており容易に検出される。損傷域は図4に模式的に示すようにき裂先端で扇形となり、図5、6に示すように作用応力拡大係数に伴ってその寸法が増加する。

き裂先端における垂直方向の寸法 R_p と作用応力拡大係数との関係を示したのが、図5である。両対数線図上で直線となり、

$$R_p = 0.0113K_R^{0.91} \dots\dots\dots(2)$$

で表される。

一方、き裂前方における損傷域の寸法を応力拡大係数に対して整理したのが図6である。実験結果はかなりばらついているが、図5と同様に損傷域の寸法 R も応力拡大係数のべき乗に比例するとみなして、最小二乗法により、その関係式を求めると、

表1 FRPの組成

FRP LAMINATE	Mat
GLASSFIBER	EM 600
MATRIX	UP
GLASS CONTENT	33wt%

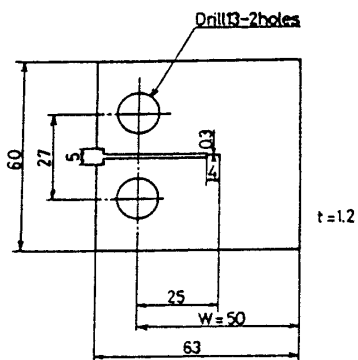


図1 試験片形状および寸法(mm)

$R = 0.013K_R^{1.9} \dots\dots\dots(3)$
となる。

3. 安定き裂進展の解析

3.1 損傷域のモデル 前章の観測結果に基づけば、き裂先端には常に扇形の損傷域が存在し、そこではマトリックスに無数の微小き裂あるいは繊維とマトリックスの一部がはく離している。したがって、この領域では繊維のみが荷重を負担している。

作用荷重の増加に伴って、き裂先端における繊維の負担応力が上昇し、それが限界値を超えて繊維が破断することによりき裂は進展するものと思われる。したがって、安定き裂進展の問題を検討するに当たって、き裂先端における損傷域の繊維負担応力を解析することが重要である。この問題を解析するために、図7に示すモデルを考えた。いま無限平板内に長さ $2a$ のき裂が存在し、遠方で応力 σ の引張りを受けている。

き裂先端には扇形の損傷域 R が存在するが、これを、き裂の上下面に固定された無限小幅のラインスプ

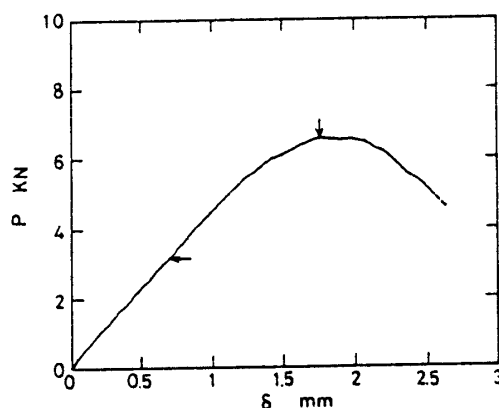


図2 荷重・変位曲線

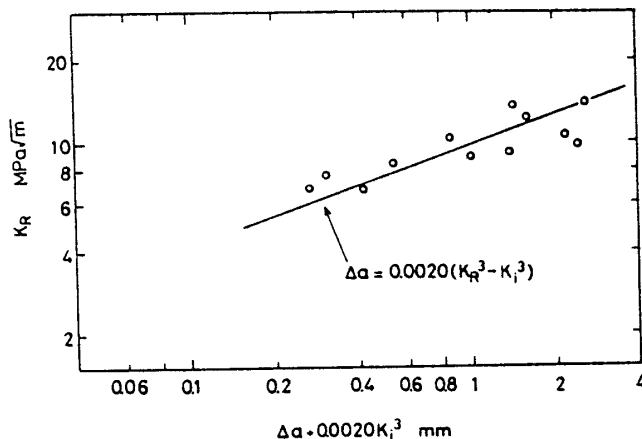


図3 き裂進展抵抗曲線

リングによって表す。ラインスプリングのばね定数は損傷域の寸法 R_p に関係するものとする。例えば、き裂先端に接した損傷域では長さ R_p の繊維が存在し荷重を負担するとすれば、単位断面積当たりの繊維のばね定数 k は縦弾性係数を E_f として、

$$k = E_f / R_p \dots\dots\dots (4)$$

で与えられる。き裂に垂直な方向の損傷域寸法の分布 $r_p(x)$ を

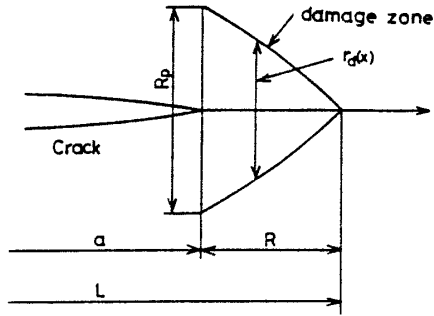


図4 損傷域の形状

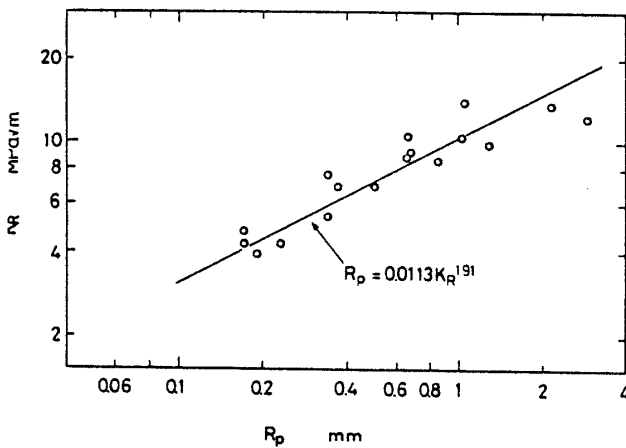


図5 応力拡大係数と損傷域寸法 R_p の関係

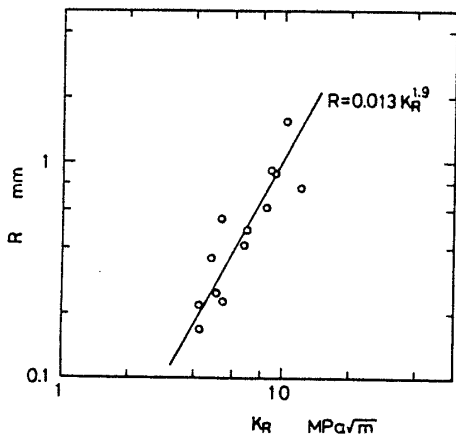


図6 応力拡大係数と損傷域寸法 R の関係

$$r_p(x) = R_p \left(\frac{L-x}{R} \right)^m \dots\dots\dots (5)$$

と仮定すれば、損傷域におけるばね定数の分布 $k(x)$ は、

$$k(x) = \frac{E_f}{R_p} \left(\frac{L-x}{R} \right)^{-m} \dots\dots\dots (6)$$

となる。

3.2 繊維負担応力解析の基礎 前節で示された損傷域モデルを用いて繊維負担応力を求めるためには、ラインスプリングの変位すなわちその点でのき裂開口変位量を求める必要がある。そこで、ここではき裂開口量を無限小転位分布理論⁽⁴⁾を用いて数値的に解析した。それによれば、き裂面および損傷域の境界条件は、

$$\int_{-L}^L \frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \cdot \frac{f(t)dt}{x-t} + \sigma = 0 \quad -a < x < a \dots\dots\dots (7)$$

$$\int_{-L}^L \frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \cdot \frac{f(t)dt}{x-t} + \sigma = \sigma_f \quad a < |x| < L \dots\dots\dots (8)$$

で与えられる。ここで、 $f(x)$ は単位のバーガースペクトルを持つ無限小刃状転位の密度であり、上記2式における左辺の積分は $-L < t < L$ に存在する転位全体によって位置 x に生じる y 方向の垂直応力成分を表し、 E はFRPの縦弾性係数、 ν はポアソン比、 σ は無限遠方での作用応力、 σ_f はラインスプリングに生じる引張応力である。式(7)はき裂面で垂直応力が零の条件を表す。式(8)における σ_f は、

$$\sigma_f = k(x) \cdot \int_L^x -f(t)dt \dots\dots\dots (9)$$

で与えられるから、式(8)に式(6)と(9)を代入すれば、

$$\int_{-L}^L \frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \cdot \frac{f(t)dt}{x-t} + \sigma = -\frac{E_f}{R_p} \int_L^x f(t)dt \quad a < |x| < L \dots\dots\dots (10)$$

となる。式(7)と(10)を解いて $f(t)$ を求め、式(9)に

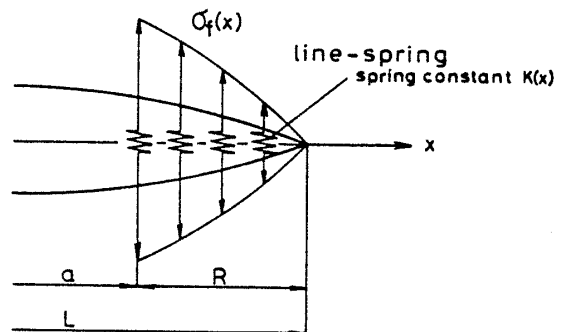


図7 損傷域のラインスプリングモデル

代入すれば、繊維負担応力を求めることができる。

式(7)と(10)を解くに当たり、 $-L < t < L$ を適当な区間に分割し、その区間で転位分布が直線的に変化すると仮定すれば⁽⁹⁾、 $t_i < t < t_{i+1}$ に分布する転位による x 点での垂直応力成分は、

$$\int_{t_i}^{t_{i+1}} \frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \cdot \frac{A_i t + B_i}{x-t} dt$$

$$= -\frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \left[A_i(t_{i+1} - t_i) + (A_i x + B_i) \ln \left| \frac{x-t_{i+1}}{x-t_i} \right| \right] \dots\dots\dots(11)$$

で与えられる。ここで、 A_i, B_i は $t=t_i, t_{i+1}$ における転位密度を b_i, b_{i+1} とすれば、

$$A_i = \frac{b_{i+1} - b_i}{t_{i+1} - t_i}, \quad B_i = \frac{b_i t_{i+1} - b_{i+1} t_i}{t_{i+1} - t_i} \dots\dots\dots(12)$$

となる。式(11)を用いて式(7)、(10)に書き換えれば、

$$-\frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \sum_{i=1}^N \left[A_i(t_{i+1} - t_i) + (A_i x + B_i) \ln \left| \frac{x-t_i}{x-t_{i+1}} \right| + (A_i x + B_i) \ln \left| \frac{x-t_{i+1}}{x-t_i} \right| \right] + \sigma = 0,$$

$$-a < x < a \dots\dots\dots(13)$$

$$-\frac{E}{4\pi(1-\nu^2)} \sum_{i=1}^N \left[A_i(t_{i+1} - t_i) + (A_i x + B_i) \ln \left| \frac{x-t_i}{x-t_{i+1}} \right| + (A_i x + B_i) \ln \left| \frac{x-t_{i+1}}{x-t_i} \right| \right] + \sigma$$

$$= -\frac{E}{R_p} \left(\frac{L-x}{R} \right)^{-m} \sum_{i=1}^N \int_{t_{i+1}}^t f(t) dt$$

$$a < |x| < L \dots\dots\dots(14)$$

となる。ここで、 N は分割区間の総数であり、 i_x は x が存在する区間の番号であり、この区間では式(14)右辺の積分区間の下限を t_{i+1} ではなく x にとる。式(13)、(14)は未知数 b_i に関する一次方程式であり、 $N+1$ 個の未知数を含んでいる。 x は区間 $(-L, L)$ 内の任意の点であるから、 x として、 N 個に分割された小区間の中点を考えれば、式(13)、(14)は N 個の方程式を与える。また、この問題は y 軸に関して対称であるから、転位分布はバーガースベクトルの符号を考えれば逆対称となり、 $t=0$ で $f(t)$ は零となるので、 b_i を決定するための $N+1$ 個の方程式が得られ、式(13)、(14)を解くことができる。なお、式(11)、(12)において、 x が積分区間内の中点であるときには、 $t=x$ におけるコーシーの主値積分をとるものとする。

3.3 解析結果 ここでは実験で観察された安定成長中のき裂先端に存在する損傷域内の繊維の負担応力を解析し、安定き裂の力学的挙動を検討する。したがって、式(14)における R_p, R に式(2)、(3)を代入し、作用応力拡大係数 $K_R(\sigma\sqrt{\pi a})$ を増加したときのき裂長さは、初期き裂長さに式(1)で与えられるき裂進展量を加えたものとした。解析に当たり使用した材料定数および初期き裂長さは、

- FRPの縦弾性係数 E : 11 400 MPa
- 繊維の縦弾性係数 E_f : 75 800 MPa
- 初期き裂長さ a_0 : 20, 25, 30 mm

なお、ポアソン比は不明であるので零とした。たとえ、その値が0.3程度でも式(13)、(14)において $1-\nu^2$ はほぼ0.9となり近似的に1とみなしても得られた結果に重要な影響はないものと思われる。

図8は初期長さ $a_0=25$ mmのき裂に $K_R=6.0$ MPa \sqrt{m} の応力拡大係数となる外力が作用したときの転位の密度分布であり、図9はそのときの繊維負担応力を示す。本問題においては分割数を50とすれば十分に収束した解が得られた。転位分布はき裂中央で零

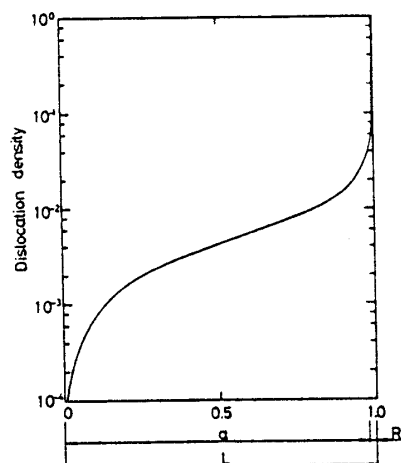


図8 転位密度分布

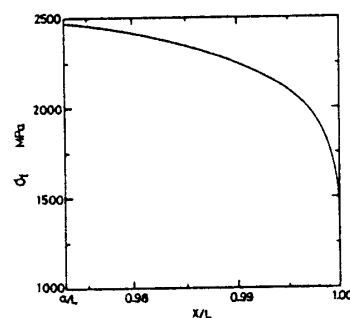


図9 損傷域繊維負担応力の分布
(a/L :き裂先端, 1.0:損傷域先端)

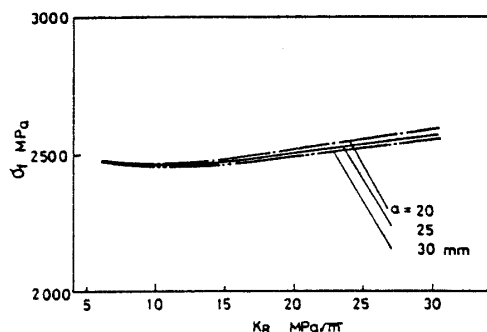


図 10 安定き裂進展中のき裂先端繊維負担応力

であり、損傷域の先端に向かって徐々に増加し、先端近傍で急激に上昇する。このような転位分布より、き裂は損傷域の先端から上に凸状の開口をすることになる。繊維負担応力はき裂先端で最大となり、き裂前方に向かって徐々に減少する。

3種類の初期き裂長さについて、図3に示したき裂進展抵抗曲線に従ってき裂の進展を考え、その先端に生じる損傷域を式(2)、(3)、(5)で与えたときのき裂先端の繊維負担応力を計算した結果が図10である。

初期き裂長さによらず、実験で得られた不安定破壊開始時の応力拡大レベルまで、繊維負担応力はほぼ一定となり、 K_R^{\max} 以降、 K_R の増加に伴って急激に増加する。

4. 考察およびまとめ

損傷域寸法を実験結果に基づいて決定し、安定進展中のき裂先端部における繊維の負担応力を無限小転位分布理論を用いて解析すれば、繊維負担応力は図9に示したように、き裂先端で最大となり、安定き裂進展が、損傷域のき裂先端に存在する繊維が順次破断して生じるという推論を裏付けている。また、図10に示したように、安定き裂進展中においては、き裂先端部の

繊維負担応力がほぼ一定となっており、この値がガラス繊維の破断強度に対応することになる。これまで得られているEガラス繊維の破断強度は2000~4000 MPaであり⁽⁶⁾、図9の結果はこの間に入っている。

この解析結果からわかるように、FRPに存在する安定き裂進展過程は金属材料におけるように、き裂先端における塑性変形に起因するものではなく、その過程は、初期き裂長さに独立である。本解析では荷重形式の影響について検討していないが、FRPの破壊じん性値として、最終的不安定破壊時における K_R^{\max} 値を採用しても、初期き裂、荷重形式にも独立であることが十分に推察され、金属材料の破壊じん性値にならって、き裂発生時の破壊じん性値を採用することよりも十分合理的であると判断される。

しかしながら、本研究で用いられたFRPはチップドストランドマット材を強化繊維とするものであり、FRPの種類の中からは比較的均質材料とみなし得るものであった。今後は、より不均質で異方性のあるFRP中の安定き裂成長について、その力学的挙動の検討が必要である。なぜなら、FRPにおける安定き裂進展過程は、金属材料の場合とは本質的に相違し、FRPの破壊じん性評価法の確立にあたって重要であるからである。

文 献

- (1) 例えば、座古・ほか2名、機論、45-395(昭54)、726。
- (2) 例えば、Garg, A. C. and Trotman, C. K., *Eng. Fract. Mech.*, 13 (1980), 357。
- (3) Yanada, H. and Homma, H., *J. Mater. Sci.*, 18 (1983), 133。
- (4) Bilby, B. A., ほか3名, *Proc. R. Soc. London, A*, 272 (1963), 304。
- (5) Homma, H., ほか2名, *J. Mech. Phys. Solids*, 31-3 (1983), 261。
- (6) 強化プラスチック技術協会編, 強化プラスチックハンドブック, (昭50), 76, 日刊工業新聞。