

© 1989 ISIJ

論 文

ボロン繊維強化アルミニウムのシアラグ法 に基づく強度特性のシミュレーション

福永秀春*・高橋良宏*²

Strength of B/Al Estimated by Computer Simulation Based on Shear-lag Theory

Hideharu FUKUNAGA and Yoshihiro TAKAHASHI

Synopsis:

The computer simulation method based on the shear-lag theory was proposed to predict the tensile strength of the unidirectional ceramic fiber reinforced metal composites, in which the elastic-linear hardening behavior of matrix was taken into consideration. The boron fiber reinforced aluminum composites were prepared by hot-pressing technique, and tested to check the tensile strength. The average strength of the composites ($V_f = 11\%$) showed the good agreement between the predicted value and the experimental value. By using the simulation method, the size effect of the fiber reinforced metal was predicted. There was very small effect of inter-fiber spacing on the average tensile strength, but the average strength of composites decreased slightly with increase in number or reinforced fibers.

Key words: composite materials; fiber reinforced metal; computer simulation; shear-lag method; boron fiber; aluminum; hot-press; tensile strength; Weibull distribution; size effect.

1. 緒 言

現在、無機繊維強化金属（以下 FRM という）は、航空宇宙、自動車、産業機械工業など多くの分野で、比強度、比剛性、耐摩耗性、耐環境性などに優れた性質をもつ構造用材料として期待されている。それを応用して実用製品を設計するには破壊強度に関する基礎的研究が必要である。

FRM の破壊は、一般には繊維の最弱部が切れて、その周辺のマトリックスが塑性変形するという過程が累積され最終破断に至る。このような破壊過程を示す材料に対してその寸法効果を論じた報告は、HARLOW-PHOENIX¹⁾ や SMITH²⁾、BATDORF³⁾ らの FRP を対象とした研究があるのみで、マトリックスが弾塑性体である FRM に対してはほとんど皆無であるのが現状である。FRM はマトリックスが延性に富むので、繊維破断によって生じる内部応力の集中が緩和することによって特徴づけられる。こうした破壊過程の解析には、計算機を用いたモンテカルロシミュレーションが有効な手段⁴⁾ の一つであると考えられる。

本研究では、シアラグ理論に基づく複合材内部の応力解析を差分近似を用いた数値計算によって行い、隣接繊維以外の繊維の応力集中を考慮するとともに、マトリックスのせん断変形挙動に塑性変形を取り入れて FRM の強度を計算機上で模擬することを試みた。一方、ボロン/アルミニウム一方向繊維強化材をホットプレス装置を用いた拡散接合法によって製造し、これをモデル材としてその引張試験結果とシミュレーション結果を比較することにより、シミュレーション手法の妥当性を示した。次に、本シミュレーション手法を用いて、FRM の強度に及ぼす寸法効果を計算機実験によって評価したものである。

2. シミュレーション方法

2.1 シアラグ法の差分近似

本シミュレーションでは、以下のことを仮定した。まず、強化繊維の強度は2母数単一ワイブル分布に従うものとする。次に、各要素内においては応力は一定であり、繊維要素はその中央で破断するものとする。第三に、力の平衡条件は、繊維は軸力だけを伝え、マトリックスは

昭和63年3月日本機械学会にて発表 昭和63年12月16日受付 (Received Dec. 16, 1988)

* 広島大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Hiroshima University, Shitami Saijo-cho Higashihiroshima 724)

*² 広島大学工学部 (現:ヤマハ(株)) (Faculty of Engineering, Hiroshima University, Now Yamaha Corp.)

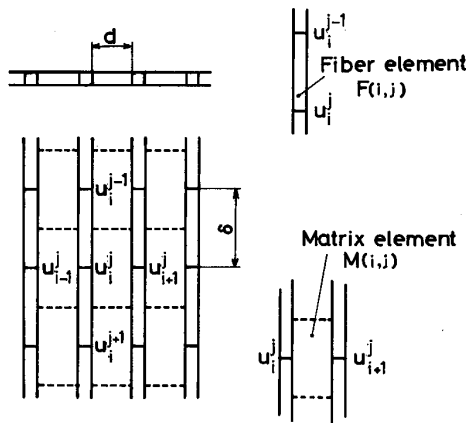


Fig. 1. Simulation model.

せん断力だけを伝えるものとする。第四に、マトリックスのせん断応力-せん断ひずみ関係は弾線形硬化則に従い、せん断応力がマトリックスのせん断破壊強度に達した後は、そのマトリックス要素を介してのせん断力の伝達はないとする。

本シミュレーションに用いたモデルを Fig. 1 に示す。これらは金原らが一方方向ハイブリッド繊維強化材の引張破壊に用いたモデル⁵⁾と同じであり、同様にシアラグ理論を用いたが、繊維間間隔を d としたこととマトリックスの塑性変形を考慮したことが異なる。モデルでは単層板を考え、繊維本数を K 本とし、それぞれの繊維は長さ δ のリンク N 個から構成されている。図に示すように、節点 (i, j) 繊維要素 $F(i, j-1)$, $F(i, j)$ およびマトリックス要素 $M(i, j)$ をとる。また、節点の変位を u_i^j とする。

このとき、三番目の仮定より力の平衡条件式は次式のように表される。

$$EA \frac{d^2 U_i}{dx^2} + \frac{Gh}{d} (u_{i+1}^j - 2 \cdot u_i^j + u_{i-1}^j) = 0 \quad \dots (1)$$

ただし、 E : 繊維の弾性率, A : 繊維の断面積, G : マトリックスの剛性率, h : 単層板の板厚, d : 繊維間間距離である。

式(1)の第一項の2階の微分は、次式の差分形で近似できる。

$$\frac{d^2 U_i}{dx^2} = \frac{u_i^{j-1} - 2 \cdot u_i^j + u_i^{j+1}}{\delta^2} \quad \dots (2)$$

式(2)を式(1)に代入することにより、一般に節点変位 u_i^j は次のような関係式によってあらわされる。

$$-\frac{u_i^{j-1}}{2+2P} - \frac{P u_{i+1}^j}{2+2P} - \frac{P u_{i-1}^j}{2+2P} - \frac{u_i^j}{2+2P} = 0 \quad \dots (3)$$

ただし、 $P = G \cdot h \cdot \delta^2 / E \cdot A \cdot d$ である。こうして全節点について一次式ができるからこれらを連立させ境界条件

を入れて解けば、各節点の変位を求めることができる。境界条件は、複合材の上端での変位が零、および下端での変位が強制変位 U に等しいとする。

(1) 繊維の破断

繊維要素には、モンテカルロ手法を利用して、繊維強度がワイブル分布するよう、あらかじめ強度 σ_{ij} を与える。節点変位 u_i^j と u_i^{j-1} の差は繊維要素 $F(i, j)$ に $E \cdot (u_i^j - u_i^{j-1}) / \delta$ の応力を発生させる。その応力と繊維要素の強度 σ_{ij} と比較し、繊維に発生した応力が繊維要素の強度より大きいときは、繊維要素が破壊したとする。節点変位 u_i^j の上の繊維要素 $F(i, j)$ が破断したとき、破断位置の変位は第2番目の仮定により $u_i^{j-1/2}$ で表されるが、繊維要素が破断したので、これを OH の手法にしない u_i^j に等しい⁶⁾と仮定すれば、式(1)の2階の微分の項は次のように書きかえられる。

$$\frac{d^2 U_i}{dx^2} = \frac{4}{3 \cdot \delta^2} (u_i^{j+1} - u_i^j) \quad \dots (4)$$

よって u_i^j は式(4)に(1)を代入することにより次式のように表される。

$$-\frac{3P u_{i+1}^j}{4+6P} + u_i^j - \frac{3P u_{i-1}^j}{4+6P} - \frac{4u_i^{j+1}}{4+6P} = 0 \quad \dots (5)$$

(2) マトリックスのせん断降伏および破壊

マトリックスのせん断応力 τ とせん断ひずみ γ は次式に示す弾線形硬化則に従うと仮定する。またバウシinger 効果はないものとする。

$$\tau = \begin{cases} G \cdot \gamma & (\text{弾性域}) \\ \tau_y \cdot (G - \alpha) / G + \alpha \cdot \gamma & (\text{塑性域}) \end{cases} \quad \dots (6)$$

ただし、 α は加工硬化係数 ($0 \leq \alpha \leq G$) である。

節点変位 u_i^j, u_{i+1}^j により、マトリックス要素 $M(i, j)$ にかかるせん断応力 τ_i^j は次式のように表される。

$$\tau_i^j = \left| G \cdot \frac{u_{i+1}^j - u_i^j}{d} \right| \quad \dots (7)$$

そこで、 τ_i^j とマトリックスのせん断降伏応力 τ_y とを比較し、 $\tau_i^j > \tau_y$ のときマトリックスが降伏したとみなす。

節点位置 (i, j) の左側のマトリックス要素 $M(i-1, j)$ がせん断降伏したとき、力の平衡条件式は次式のようになる。

$$EA \frac{d^2 U_i}{dx^2} + \frac{Gh}{d} (u_{i+1}^j - u_i^j) + \frac{ah}{d} (u_{i-1}^j - u_i^j) + \tau_y \left(1 - \frac{\alpha}{G}\right) \text{sgn}(u_{i-1}^j - u_i^j) h = 0 \quad \dots (8)$$

ただし、 $\text{sgn}(x)$ は x の符号を与える関数である。

また、 τ_i^j とマトリックスのせん断強度 τ_{max} とを比較し、 $\tau_i^j > \tau_{max}$ のときマトリックス要素がせん断破壊し

たとみなす。節点位置 (i, j) の左側のマトリックス要素 $M(i-1, j)$ がせん断破壊したとき、力の平衡条件式は次式ようになる。この際、せん断破壊後は繊維とマトリックスとの間の摩擦はないものと仮定した。

$$EA \frac{d^2 U_i}{dx^2} + \frac{Gh}{d} (u_{i+1}^j - u_i^j) = 0 \dots\dots\dots (9)$$

以上のように繊維要素の破断やマトリックスのせん断降伏、マトリックス要素の破壊を考えるといく通りにも場合分けが生じる。本研究では、これらの場合分けに対応した、節点変位 u に関する連立一次方程式を立て、これらをガウスの消去法により解いて節点変位を求めた。

なお、本報ではマトリックスの降伏を考慮している点に特徴がある。そこで、(8)式の場合のほかにマトリックスが降伏したときの力の平衡条件式を具体的に記述すると次のとおりである。

節点位置 u_i^j の右側のマトリックス要素 $M(i, j)$ がせん断降伏したとき

$$EA \frac{d^2 U_i}{dx^2} + \frac{Gh}{d} (u_{i-1}^j - u_i^j) + \frac{ah}{d} (u_{i+1}^j - u_i^j) + \tau_y \left(1 - \frac{\alpha}{G}\right) \text{sgn}(u_{i+1}^j - u_i^j) h = 0 \dots (8')$$

節点位置 u_i^j の左右のマトリックス要素 $M(i-1, j)$, $M(i, j)$ 両方が降伏したとき

$$EA \frac{d^2 U_i}{dx^2} + \frac{Gh}{d} (u_{i-1}^j - 2u_i^j + u_{i+1}^j) + \tau_y \left(1 - \frac{\alpha}{G}\right) \left\{ \text{sgn}(u_{i+1}^j - u_i^j) + \text{sgn}(u_{i-1}^j - u_i^j) \right\} h = 0 \dots\dots\dots (8'')$$

これらを一般化して次式を得る。

$$-\frac{u_{i-1}^{j-1}}{2 + P(\mu_i^j + \mu_{i-1}^j)} - \frac{\mu_i^j P u_{i-1}^j}{2 + P(\mu_i^j + \mu_{i-1}^j)} + u_i^j - \frac{\mu_{i-1}^j P u_{i-1}^j}{2 + P(\mu_i^j + \mu_{i-1}^j)} - \frac{u_{i+1}^{j+4}}{2 + P(\mu_i^j + \mu_{i-1}^j)} = \tau_y h \left\{ (1 - \mu_i^j) \text{sgn}(u_{i+1}^j - u_i^j) + (1 - \mu_{i-1}^j) \text{sgn}(u_{i-1}^j - u_i^j) \right\} / EA \dots\dots\dots (10)$$

ただし、

$$\mu_i^j = \begin{cases} 0 & (i < 1 \text{ または } i > K) \\ \alpha / G & (M(i, j) \text{ が降伏している}) \\ 1 & (1 \leq i \leq K \text{ かつ } M(i, j) \text{ が弾性範囲内}) \end{cases}$$

2.2 シミュレーションの手順

まず、試行の都度、繊維要素 $F(i, j)$ の強度分布をワイブル乱数で与える。これらのリンクのうちで、最弱の強度のリンクの破断ひずみに対応する強制変位 U を与えて、前節の方法で各節点変位を計算する。節点変位から各要素にかかる応力が計算されるから、繊維要素、マトリックス要素それぞれのうち最大の応力が作用している未破断要素について、破壊あるいは降伏し得るかど

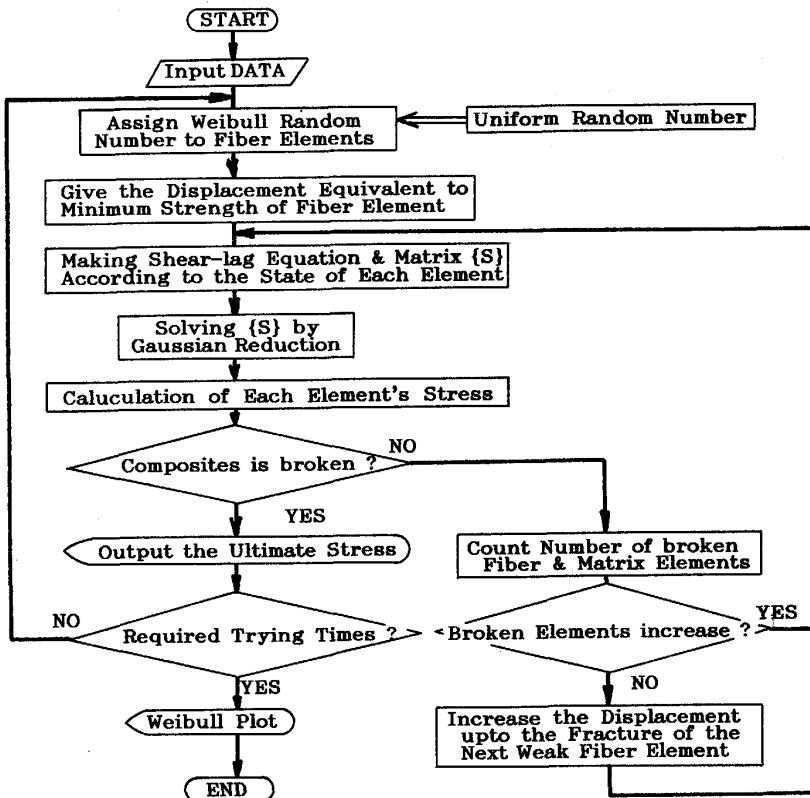


Fig. 2. Flow chart of simulation method.

うかを前述のように従って判定する。破壊ないし降伏している繊維およびマトリックス要素の数が増加した場合は強制変位をそのままにして、同様な計算を繰り返す。破壊要素数が増加しなくなると、各繊維要素に作用する応力とその強度を比較して、次に破壊すると考えられる繊維要素の破壊まで強制変位を増加させ、これを繰り返す。各回の計算ごとに複合材断面に働く応力が計算されるから、複合材の耐荷能力がなくなるまで計算を繰り返し、そのうちの最大応力をもってその複合材の強度とする。以上の手順をフローチャートにして Fig. 2 に示す。またシミュレーションに用いたパラメーターを Table 1 にまとめて示す。

また、マトリックスのせん断変形に關与するパラメーターには、せん断降伏応力 $\tau_y = 24.5$ MPa, せん断強度 $\tau_{max} = 49$ MPa, せん断弾性係数 $G_m = 25.7$ GPa, 加工硬化係数 $\alpha = 0.257$ GPa を用いた。繊維のワイブル母数は、複合材から 10% NaOH により抽出した繊維の、ゲージ長さ 30 mm における引張試験結果をワイブル解析した値、すなわち、形状母数 $m = 16.05$, 尺度母数 $\sigma_0 = 3.51$ GPa を用いた。なお、繊維要素は長さ δ のゲージ長さをもつ繊維と考えられるので、ワイブルの考えにもとづくゲージ長さ効果の一般的な補正を行い、繊維要素の強度とした。

2.3 リンク長さの決定

差分法では δ のきざみをどの程度にすれば適切かが問題となる。そこで、リンク長さとしシミュレーションによって推定される強度の関係を調べた。一般化のために次のような無次元化を行い、ここではマトリックスは弾性体 ($G_m = 25.7$ GPa, $\tau_{max} = 49$ MPa) とした。

$$\xi = \delta / \sqrt{\frac{G \cdot h}{E \cdot A \cdot d}} \dots\dots\dots (11)$$

ゲージ長さおよび繊維本数が一定の複合材を考え、リンク分割数のみを変えてシミュレーションを行った。Table 1 のタイプ C のパラメーターを用い、ゲージ長さ 30 mm に対する繊維一本あたりの分割数を変化させた結果を Fig. 3 に示す。図の横軸は式(11)の方法によ

Table 1. Simulation parameters.

Parameters	Type of test		
	A	B	C
Elastic modulus of fiber E (GPa)	392		
Sectional area of fiber A (mm ²)	0.0154		
Shear modulus of matrix G (GPa)	25.7		
Thickness of composites h (mm)	0.142		
Inter-fiber distance d (mm)	0.126	0.123	0.202
Number of fibers K	30	30	15
Number of links per fiber N	19	20	15
Gage length (mm)	29.7	30.9	29.9

て無次元化したリンクの長さ ξ で、縦軸は強度である。それぞれのリンク長さについて 50 回の試行を行った結果、得られた強度の平均値を示した。この図からリンクの長さは式(11)により無次元化量にして約 4 以下になるようにとることが、ほぼ一定の強度を推定できる目安となる。マトリックスが前節で与えた弾塑性体のふるまいをするときは、上の場合に比べて同一ひずみでの受け持ち応力が小さいため、臨界長さは小さく考えられるので、弾塑性マトリックスにもこの値を用いることができる。そこで本研究では、同図よりリンク長さを次式で与えることにする。

$$\delta = 3.40 \sqrt{\frac{E \cdot A \cdot d}{G \cdot h}} \dots\dots\dots (12)$$

3. 実験方法

3.1 試験片の作製

実験に用いた FRM の製作には、強化繊維としてボロン繊維を、マトリックスには純アルミニウムを用いた。ボロン繊維は W 芯気相蒸着ボロン繊維 (AVCO 社製) を、マトリックスには工業用純アルミニウム (1050) の 0.4 mm 圧延板を用いた。

まず直径約 90 mm, 一定のピッチ (例えば 0.24 mm) のネジ溝を持ったボビンの溝に沿ってボロン繊維を巻き付け、セロハンテープで固定した。次に、これを繊維方向と直角に数か所で切断して長さ 79 mm の繊維シートを作製した。

アルミニウム板は 25 mm × 79 mm に切断し、表面の電解研磨を行った。研磨の後、繊維シートをアルミニウム板上に二つ平行に置き、瞬間接着剤で繊維シートの両端をアルミニウム板に接着し固定してもう一枚のアルミニウム板を重ね、サンドイッチ構造の予成形体 (プリプレ

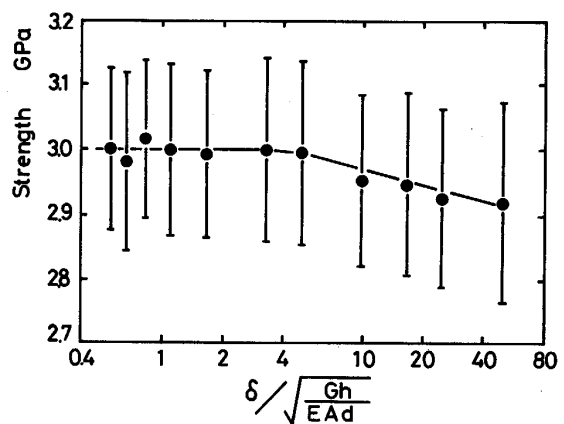


Fig. 3. Effect of link length on the tensile strength and coefficient of variation.

Table 2. Specification of specimens employed in the experiment.

Type of test	Number of specimens	Number of fibers	Thickness (mm)	Width (mm)	Inter-fiber distance (mm)
A	16	30	0.378	9.06	0.126
B	17	30	0.748	8.99	0.123
C	19	15	0.362	8.92	0.202

Table 3. Comparison of tensile strength between experimental value and simulated value.

Type of test	Experiment		Simulation	
	Average strength (GPa)	CV (%)	Average strength (GPa)	CV (%)
A	2.97	4.99	2.98	3.58
B	3.00	4.77	2.96	3.40
C	2.95	6.52	3.01	4.58

レグシート) を作製した。

FRM の製造には、ホットプレスによる拡散接合法を用いた。ホットプレス条件は、600°C, 30 min, 圧力 50 MPa である。

引張試験片は 9 mm × 79 mm 短冊状で、板厚の強度への影響を調べるため、板厚を 0.75 mm および 0.37 mm に研磨仕上げしたものを用いた。引張試験に際し、つかみ部での破壊を防ぐために、試験片はゲージ長さ 30 mm を残して、両端の両面に純アルミニウム板のタブをつけた。

3.2 抽出繊維および複合材の引張試験

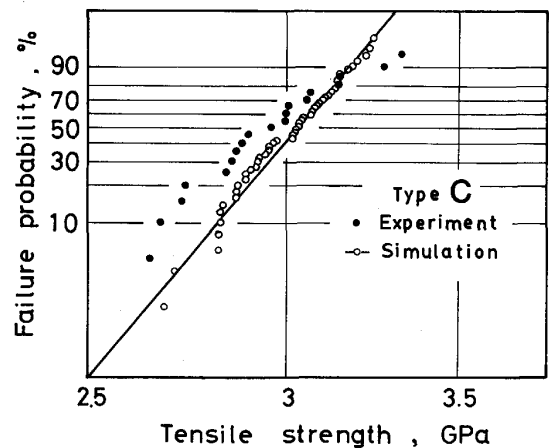
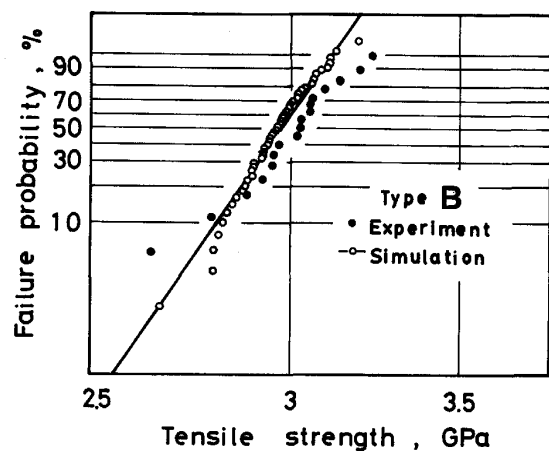
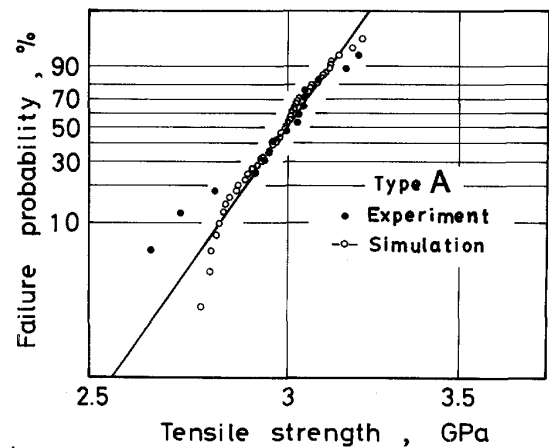
複合材のいくつかから 10% NaOH 水溶液により繊維を抽出し、引張試験を行った。この際、引張速度は複合材の引張試験と同様に 1 mm/min とした。試験本数は 104 本である。直径はレーザー直径測定器を用いて測定したところ、ばらつきが非常に小さく、その平均値は 141.9 μm であった。

また、複合材試験片の繊維間距離を求めるため、各タイプの試験片のグループから一個の引張試験後の試験片を繊維方向に直角に切断して、表面を研磨して断面を観察し、繊維間距離を光学顕微鏡下において測定した。以上の実験により得られた試験片の諸値を試験のタイプ別 A~C にまとめて Table 2 に示す。

4. 実験結果および考察

4.1 複合材強度の実験結果とシミュレーション結果の比較

複合材の強度は、複合材が破断したときに繊維が受け持っていた平均応力 σ_c を複合則より求め、複合材強度の基準とした。これを用いることにより、シミュレーシ



Top figure: Type A Middle figure: Type B Bottom: Type C
Fig. 4. Weibull distribution of tensile strength obtained by the experiment and simulation.

ン結果と直接比較することができる。Table 3 にはすでに述べた方法で作製した B/Al 複合材の引張試験結果によると弾線形硬化型シアラグシミュレーションの 50 回試行から得られた結果を引張強さ σ_c に整理して示した。なお、Fig. 4 は実験およびシミュレーションによって得られた引張強さ σ_c の確率強度をそれぞれの試験タ

タイプ A~C について、ワイブル確率紙上にプロットして示したものである。

Table 3 によると、引張強さの平均値は、実験値とシミュレーション結果がよく一致していることが認められる。また、同表より板厚の効果はほとんどないとみなされる。CV 値はシミュレーション結果に比べて実験値がやや高めにあらわれている。このばらつきの挙動は Fig. 4 のタイプ A~C をみることによって詳しく調べることができる。すなわち、いずれのタイプにおいても、実験点はワイブル確率紙上でシミュレーション点とわずかな傾きをもって交差していることである。これから考えると、実験値をさらに良く計算機上で再現するようにシミュレーション手法の改善の余地は残されているが、全体としてみれば、強度の平均値がよく一致するので、このマトリックスの材料特性の下で、FRM の寸法効果を本シミュレーションによって論じることができる。

なお、抽出繊維 104 本の引張試験の結果、この強化繊維がワイブル分布に従い、形状母数 $m = 16.05$ 、尺度

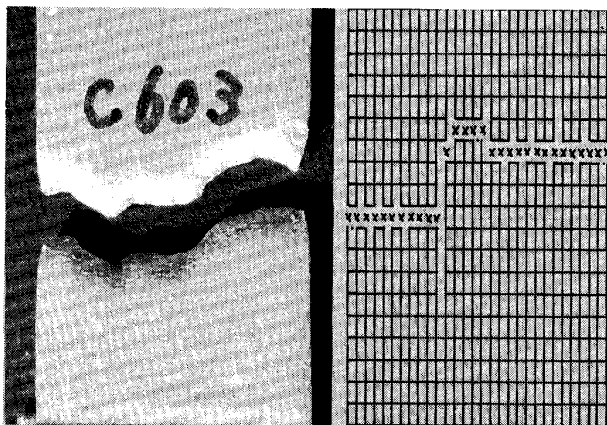
母数 $\sigma_0 = 3.51$ GPa を得たので、シミュレーション値としてこれらの値を用いた（前出）。しかしながら、この繊維が複合材内部に埋めこまれているときは、その周囲がマトリックスならびに若干の反応層にとり囲まれているために、上のワイブル形状母数より小さい値をとっているものと考えられる。このことが、実験値とシミュレーション値の CV 値が若干異なる主な要因の一つであると思われる。

Fig. 5 の左は、複合材試験片（C タイプ）の実体顕微鏡による破断面形状の観察結果の一例を示す。いずれの試験片も破面形状は写真のように不規則であったが、繊維の引き抜けは観察されなかった。一方同図右は、シミュレーションで得られた破面形状（C タイプ）の一例を示す。破面形状は不規則であり、累積破壊型の破面形状が見られ、実験で得られる破面の特性をよく再現しているとみなされる。

4.2 シミュレーションによる FRM の寸法効果

FRM の寸法効果をあらわす代表的な因子として、繊維本数、繊維間距離および繊維体積率をとりあげた。これらの因子を変数とする以外のシミュレーションに必要な諸値は Table 1 の B タイプと同等である。繊維のワイブル母数としては、 $m = 10$ 、 $\sigma_0 = 400$ MPa を用いた。得られた結果および考察を次に述べる。

Fig. 6 は FRM の引張強度に及ぼす繊維本数の影響について調べた結果である。このとき、繊維間距離は一定 ($d = 0.1$ mm) とし、前節と同様に複合材が破断したときに繊維が受け持っていた平均応力 σ_c を引張強度の表示とした。これから、繊維本数の増加に従って、繊維強度が徐々に低下していることがわかる。これは一般に、繊維本数が増大すると最弱繊維強度が低下するため、複合材強度が低下したものと考えられる。また、Table 4 に各繊維本数における強度のワイブル解析結果を示す。繊維本数の増加につれ形状母数 m は徐々に増加し、また尺度母数 σ_0 は徐々に低下する傾向にあることがわかる。これは HARLOW-PHOENIX¹⁾ による再帰法で予測される結果と類似した傾向を示すものであり、本シミュレーションの定性的正当性を再び実証している。一



Experiment Simulation
Fig. 5. A fracture aspect of type C specimen.

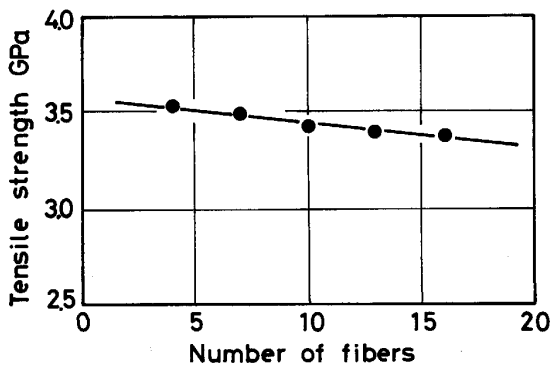


Fig. 6. Effect of the fiber number on the tensile strength.

Table 4. Effect of number of fibers on the weibull parameters.

Number of fibers	Shape parameter m	Scale parameter σ_0 (GPa)
4	12.189	3.687
7	16.491	3.610
10	18.004	3.530
13	16.611	3.507
16	24.449	3.463

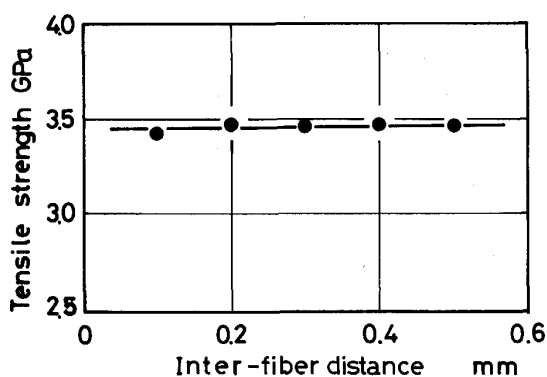


Fig. 7. Effect of the inter-fiber distance on the tensile strength.

方, Fig. 7 に FRM の引張強度に及ぼす繊維間距離の影響について調べた結果を示す。このとき, 繊維本数はすべて一定 (10 本) とした。これから, 繊維間距離が変わっても繊維の受け持つ強度にさほど変化がないことがわかる。以上のことから, FRM の寸法効果は HARLOW-PHOENIX が FRP の分野ですでに指摘した¹⁾ ように, 繊維本数による効果が大きな支配因子であるものと考えられる。

次に, 複合材の体積を一定とし, 繊維本数と繊維間距離を変えることによって繊維体積率 V_f に伴う FRM の強度を予測した。その結果を Fig. 8 に示す。 V_f が増加すると繊維の受け持つ強度が低下するため, 複合材の強度は複合則で予測した値から徐々にはずれることがわかる。この V_f の増加による強度の低下は, 上述したように, 繊維本数の増大による強度の最小値分布の低下による影響があらわれていると判断される。

5. 結 言

シアラゲ理論を用い, 隣接繊維以外の繊維の応力集中を考慮し, 弾線形硬化するマトリックスをもつ FRM の強度を差分法によって計算する手法を示し, シミュレーション結果と, 別に調製した B/AI 複合材の引張試験結果とを比較した。また, シミュレーションによる FRM の寸法効果を調査した。これらの結果をまとめると次のとおりである。

1) 本シミュレーション手法と複合材から抽出した繊維の強度分布を用いることにより, FRM 強度の平均値

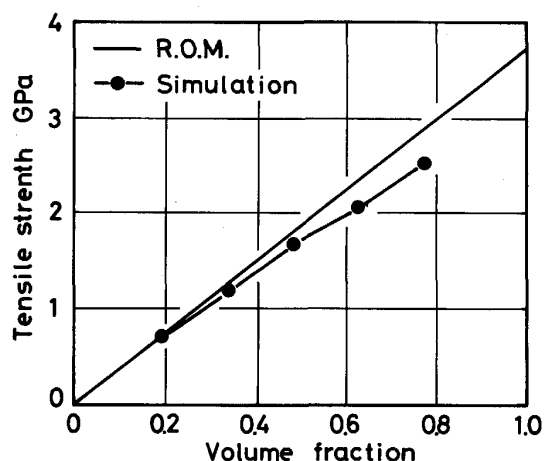


Fig. 8. Effect of the volume fraction of fiber on the tensile strength.

ならびに巨視的破面形状の特性を再現することができる。

2) 実験によれば, 今回の実験範囲内で FRM 強度に及ぼす板厚および繊維間隔の影響は少ない。

3) シミュレーションによれば繊維間距離を一定とし, 繊維本数を増加したところ, FRM の引張強度の予測値は徐々に減少した。また, 繊維本数を固定し繊維間距離を増加させた場合, その引張強度はほとんど変化がなかった。これから FRM の寸法効果は繊維本数の増加による効果が支配因子であると判断される。

4) 繊維体積率の増加に伴う FRM の引張強度を予測した結果, その推移は複合則から徐々にはずれる傾向にあった。これは寸法効果の支配因子とみなされた繊維本数による効果とその低下原因と考えられる。

本研究遂行にあたり, 一部昭和 61 年度文部省科学研究費一般研究 (B) の援助を受けた。記して謝意を表す。

文 献

- 1) D. G. HARLOW and S. L. PHOENIX: *Int. J. Frac.*, 17 (1981) 4, p. 601
- 2) R. L. SMITH: *Proc. R. Soc. Lond.*, A 372 (1980), p. 539
- 3) S. B. BATDORF: *J. Rein. Plas. Comp.*, 1 (1982)4, p. 153
- 4) 落合庄治郎, 阿部研吾, 長村光造: *日本金属学会誌*, 48 (1984), p. 1028
- 5) 金原 勲, 尾崎毅志, 高田志郎: *材料*, 34 (1985), p. 280
- 6) K. P. OH: *J. Comp. Mater.*, 13 (1979), p. 311