

押出成形によるポリプロピレン短繊維補強セメント系複合材料のマルチプルクラック発生条件に関する破壊力学的研究

高島 博之^{*1}・宮外 清貴^{*2}・橋田 俊之^{*3}・Victor C. Li^{*4}

概要 押出成形により作製した短繊維補強セメント系複合材料を対象として、破壊力学に基づき短繊維複合材料の力学的特性を推定するための材料設計モデルの基礎を作成した。押出成形により作製したポリプロピレン短繊維補強セメント系複合材料に対して引張試験および2点荷重の単純曲げ試験を行い、複合材料の力学的特性を評価した。特に、引張試験により決定されたマルチプルクラック発生に必要な繊維混入率をマイクロメカニクスモデルにより予測した理論値と比較し、両者はほぼ一致することを示した。

キーワード 押出成形, ポリプロピレン短繊維, マルチプルクラック, マイクロメカニクスモデル, 繊維混入率

1. はじめに

今日、押出成形により生産されたセメント系材料は、外装材用パネル、型枠、床板などとして広く利用されている。この理由として、押出成形法は、型枠成形法や加圧成形法などに比べて、大量連続生産に適しており、かつ高強度で、緻密な成形体が作製できることなどが挙げられる。セメント系押出材料の開発に関しては、守らは、セメント系押出材料の曲げ強度は水セメント比や骨材の最大寸法によって制御できることを報告している^{1)・2)}。しかし、得られる製品は、高強度であるものの、脆性材料であり、より広範な適用のために靱性を向上させることが求められている。このため、押出成形材料の繊維補強に関する研究が活発に推進されている。

これまで、補強繊維としては、鋼繊維、ガラス繊維、ポリプロピレン繊維、セルロース繊維、炭素繊維、ビニロン繊維などが使用されている^{3)・4)}。一方連続繊維による補強が最も高い補強効果を示すものの、押出成形においては、マトリックスに連続繊維を添加するには特別な装置を必要とするため、連続繊維ではなく、より実用的な短繊維が用いられることが多い。山田らはポリプロピレン短繊維補強セメント系押出材料を試作し、引張軟化特性に基づく繊維補強効果の定量的評価を行っている⁵⁾。

繊維補強により高靱性化を図る上で、最も効果的な方

法の一つとして、マルチプルクラック現象を利用することが考えられる。マルチプルクラックは、繊維複合材料に対して引張応力が作用した場合に、最初のき裂が生じた後も、広範囲に渡る多重き裂が発生する現象である。一般的に、マルチプルクラックが発生する短繊維複合材料では、多重き裂が発生している段階でも連続的に荷重が増加し、大きなひずみに至るまで破壊しないため、高いエネルギー吸収能と高い靱性を示す。一方連続繊維により補強された材料については、マルチプルクラック現象により高靱性化し得ることが古くから知られていた⁶⁾。近年、押出成形体においてもマルチプルクラック現象を発生でき、高靱性化が可能であることが見出されている。S. P. Shah らは、ビニロン短繊維、炭素短繊維、ポリプロピレン短繊維、鋼短繊維、セルロース短繊維を用いて、セメント系繊維複合材料を押出成形により作製しており、ビニロン短繊維、ポリプロピレン短繊維を用いた材料でマルチプルクラックを発生できることを示している^{7)・8)}。H. Stang らは、押出成形によりパイプ状の鋼短繊維補強セメント系複合材料を作製し、パイプ部材の高靱性化を図っている¹⁰⁾。

上述の研究で用いられている補強繊維では、繊維径は数 μm から数百 μm まで、繊維長は数 mm から数十 mm までであるが、補強繊維の選択基準は明確なものがない。繊維の種類、繊維の形状、繊維混入率の設定は、要求される力学的特性に応じて試行錯誤を繰り返して行ってい

*1 倉敷紡績(株)技術研究所 研究員 工修 (正会員) 〒572-0823 大阪府寝屋川市下木田町14-5

*2 倉敷紡績(株)技術研究所 主任研究員 工博 (正会員) 〒572-0823 大阪府寝屋川市下木田町14-5

*3 東北大学大学院工学研究科附属破壊制御システム研究施設 教授 工博 〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉01

*4 ACE-MRL, Dept. of Civil and Envir. Eng., University of Michigan, Prof., Ph.D., Ann Arbor, MI48109, U.S.A.

Table 1 Dimensions and properties of fiber used

Fiber Type	Length L_f (mm)	Diameter d_f (μm)	Density (kg/m^3)	Young's modulus E_f (GPa)	Tensile strength (MPa)
Polypropylene	6	18	0.91	3.7	295

Table 2 Matrix Mix Proportion (weight ratio)

Ordinary Portland Cement	Silica Powder	Pulp	Mineral fiber	Methyl cellulose	Water
1.00	0.64	0.05	0.05	0.06	0.77

るのが現状であり、押出成形材料の材料設計の指針として用いることができるモデルは確立されていない。B. Muらは、押出成形を想定した一方向配向の短繊維複合材料に対して破壊的エネルギー法および介在物法を適用することにより繊維架橋応力を評価し、ピーク時の引張応力やマルチブルクラック発生に必要な条件を推定するためのモデルを提案している。しかしながら、力学的特性やマルチブルクラック条件を確定するためには数値解析を繰り返し実施することが要求され、かつ実験値との比較は未だ十分ではない^{11), 12)}。

そこで、本論文では、押出成形により作製した短繊維補強セメント系複合材料に対して繊維配向を詳細に検討し、さらに破壊力学的結合モデルに基づいてマルチブルクラック発生に必要な繊維混入率を推定するためのモデルを作成し、実験値と比較した結果について報告する。

2. 実験方法

2.1 試験片の作製

構成材料として、普通ポルトランドセメント、珪石粉、広葉樹系パルプ、鉱物繊維（含水マグネシウム珪酸塩）、メチルセルロース、およびポリプロピレン短繊維を用いた。表-1に、ポリプロピレン短繊維の寸法と諸物性を示す。ポリプロピレン短繊維の添加量は、所定の繊維混入率に応じて、粉体重量、マトリックスの比重、繊維の比重から決定した。パルプ、鉱物繊維は成形助剤として添加している。本論文では、ポリプロピレン繊維を除くセメント系材料をマトリックスとしており、パルプおよび鉱物繊維の繊維補強効果を含めて、マトリックスの力学的特性としている。

以下に、押出成形による短繊維複合材料の作製方法

を記す。マトリックスの原料配合（重量比）を表-2に示す。水以外の所定量の原料をミキサーに入れて3分間混合した後、水を投入して2分間混合した。この混合した原料を、可塑性を持たせるために、ニーダーに移し3分間混練した。これをシリンダー式真空押出成形機により吐出口の形状に成形した。押出成形に用いた金型の吐出口の寸法は幅80mm、高さ15mmの長方形である。押出成形体をトレーごとポリフィルムで包み、恒温恒湿器にて蒸気養生を行った。蒸気養生においては、湿度98%の条件下において、30℃で2時間保持し、2時間で70℃まで昇温した後、70℃で5時間保持し、4時間で室温まで降温した。

2.2 評価方法

短繊維複合材料の強度、破壊エネルギーに及ぼす繊維混入率の影響を調べるため、ねじ駆動サーボ式万能材料試験機により引張試験、2点载荷の単純曲げ試験を行った。前述の成形によって得られた幅80mm、厚さ15mmの押出成形体を切断して、引張試験では幅40mm、長さ230mm、厚さ15mmの試験片を、2点载荷の単純曲げ試験では幅40mm、長さ200mm、厚さ15mmの試験片を作製した。引張試験はクロスヘッド速度0.2mm/minで行い、変位は標点間距離50mmの差動トランス式標点間伸び計を使用して測定した。チャック部は、試験片に幅40mm、長さ60mm、厚さ2mmのアルミ板をエポキシ樹脂で接着し補強した。測定した荷重 P_t を基に、下記の式により引張応力 σ_t を評価した。

$$\sigma_t = \frac{P_t}{bt} \quad (1)$$

ただし、 b は試験片の幅、 t は試験片の厚さである。

2点载荷の単純曲げ試験は、载荷点間距離は50mm、

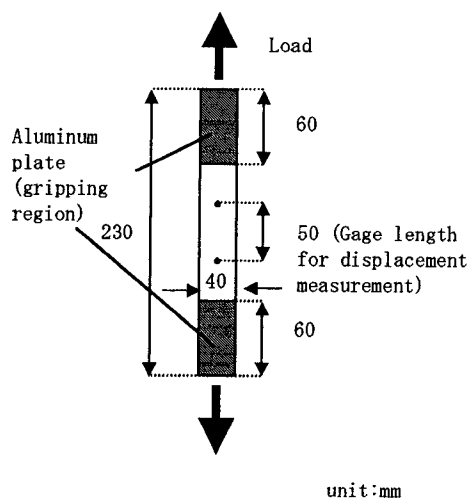


Fig. 1. (a) Specimen configuration of tensile test.

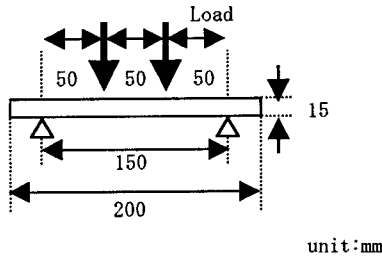


Fig. 1. (b)
Specimen configuration
of 4-point bending test.

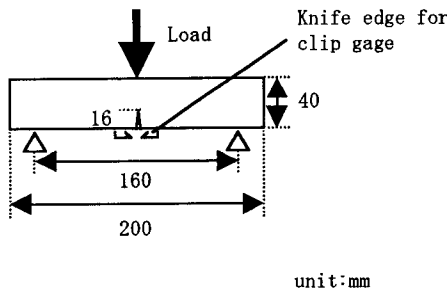


Fig. 1. (c)
Specimen configuration
of fracture toughness test.

支点間距離は 150mm, クロスヘッド速度は 0.2mm/min で行った。測定した荷重 P_b を基に, 下記の式により曲げ応力 σ_b を評価した。

$$\sigma_b = \frac{P_b L}{bt^2} \quad (2)$$

ただし, b は試験片の幅, t は試験片の厚さ, L は支点間距離である。

図-1 (a) に引張試験, 図-1 (b) に 2 点荷重の単純曲げ試験の概略を示す。

マトリックスの破壊靱性値を求めるため, ANSI/ASTM E 399 (Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials) に従い, 破壊靱性試験を行った。図-1 (c) に示すように, あらかじめノッチを入れた試験体に対して 1 点荷重の曲げ試験を行い, き裂の開口変位と荷重を測定した。き裂開口変位は, ノッチの肩部に接着したナイフエッジにクリップゲージを装着することにより測定した。試験片のサイズは, 幅 15mm, 長さ 200mm, 厚さ 40mm であり, 支持点間距離は試験体の高さの 4 倍, クロスヘッド速度は 0.2mm/min で行った。全ての試験結果は, 3 回の試験の平均値を記載した。

2. 3 繊維混入率の測定および繊維配向分布の決定

試験片中の繊維混入率および繊維配向分布を決定するため, 走査電子顕微鏡を用いて, 加速電圧 25kV で試

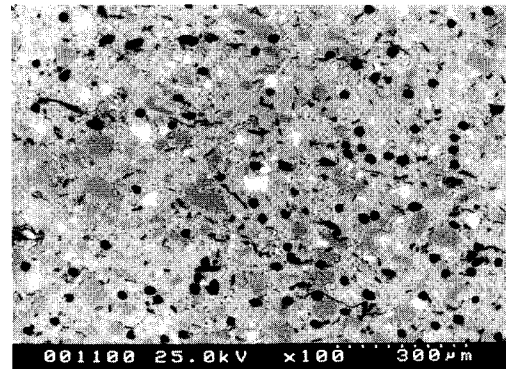


Fig. 2. SEM photograph of cross section in polypropylene fiber reinforced cementitious composite: $V_{f, \text{real}} = 4.49\text{vol.}\%$.

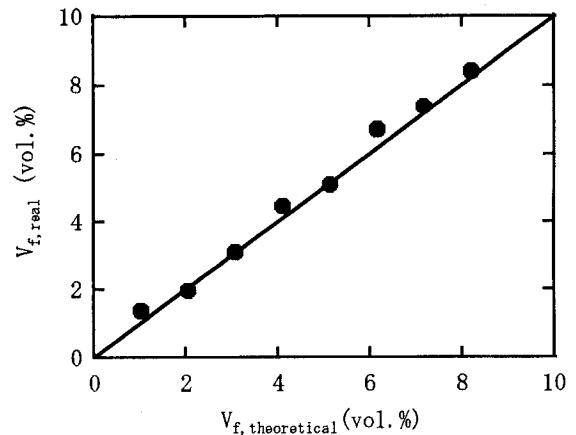


Fig. 3. Comparison of $V_{f, \text{theoretical}}$ and $V_{f, \text{real}}$.

験片の断面の反射電子像を観察した。試験片は金型の吐出口に対して垂直な方向に押し出され, この方向を押し出方向とし, 電子顕微鏡による観察は, 試験片を押し出方向に対して垂直に切断した断面に対して行った。短繊維複合材料中の繊維混入率 $V_{f, \text{real}}$ は, ポリプロピレン短繊維の断面積を, 電子顕微鏡写真の視野の面積で除して求めた。繊維配向は, 繊維の断面の形状から決定した。使用したポリプロピレン繊維の断面は, 直径 $18\mu\text{m}$ に対して, 最大直径と最小直径の差が 0.91% であり, ほぼ真円であるといえる。断面が円形のポリプロピレン繊維を用いていることから, 押し出方向に配向した繊維の断面は円形になり, これを 90° とした。楕円形の断面を持つ繊維については, 長軸と短軸の長さの比から押し出方向に対する角度を決定した。また, 試験片の切断面中の異なる 3 箇所について観察し, 総計で 100 本の繊維から繊維混入率および繊維配向を求めた。

3. 実験結果および考察

3. 1 短繊維複合材料中におけるポリプロピレン短繊維の繊維配向

図-2 に, 短繊維複合材料の断面の電子顕微鏡写真

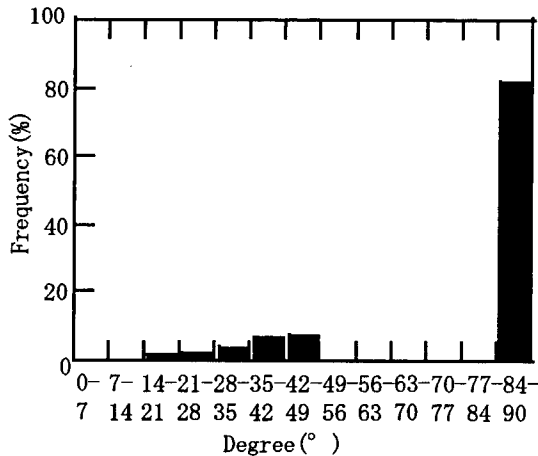


Fig. 4. Distribution of fiber orientation: $V_{f,real} = 4.49\text{vol.}\%$.

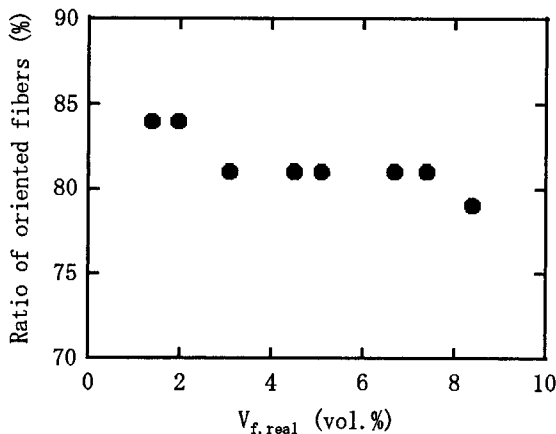


Fig. 5. Ratio of oriented fibers.

を示す。この断面は、押出方向に垂直な断面である。黒い円形および楕円形の領域がポリプロピレン短繊維の断面である。短繊維複合材料全体にはほぼ均一に分散していることがわかる。図-2に示した短繊維複合材料の繊維混入率 $V_{f,real}$ は、4.49vol.%と求められる。図-3に示すように、配合中の繊維量から求めた繊維混入率 $V_{f,theoretical}$ と電子顕微鏡写真から推定した繊維混入率 $V_{f,real}$ はほぼ一致していることがわかり、電子顕微鏡映像からの繊維混入率の推定が可能である。

図-4に、短繊維複合材料中におけるポリプロピレン短繊維の配向分布の測定例を示す。ここでは、4.49vol.%のポリプロピレン短繊維を複合したセメント系押出材料の繊維配向分布を示した。この配向分布は、 0° から 90° まで 7° 毎の頻度分布である。この分布から、 $84^\circ \sim 90^\circ$ の範囲に配向した繊維の割合は約80%であることがわかる。なお、この範囲の繊維はほぼ全てが押出方向である 90° に配向していることが観察されている。この他の約20%の繊維は $14 \sim 49^\circ$ の範囲に幅広く分布している。図-4の例では、 $49 \sim 84^\circ$ までの範囲に

Table 3 Calculation of $V_{f,effect}$

$V_{f,real}$ (%)	Ratio of oriented fibers (%)	$V_{f,effect}$ (%)
1.38	84	1.16
1.97	84	1.65
3.10	81	2.51
4.49	81	3.64
5.09	81	4.12
6.69	81	5.42
7.37	81	5.97
8.39	79	6.63

繊維が観察されない。他のサンプルについても、図-4とほぼ同様の配向分布が観察されており、 $49 \sim 84^\circ$ の範囲に存在する繊維は極めてわずかであった。この理由については明らかではなく、今後の検討課題である。

図-5には、短繊維複合材料中における押出方向に配向したポリプロピレン短繊維の割合の繊維混入率依存性を示す。本論文で用いた繊維混入率の範囲では、添加したポリプロピレン短繊維の約80%が押出方向に配向している。このことは、引張応力を押出方向に対して平行に作用させる場合、少なくとも約80%のポリプロピレン短繊維が繊維補強効果に主に寄与すると考えられる。一般に、繊維の配向方向が押出方向に対して傾くほど、繊維はマトリックス中に発生するき裂面に対してより小さな角度をなして架橋することになるために、架橋効果が小さくなることが知られている¹³⁾。 $14 \sim 49^\circ$ の方向に向いた繊維の補強効果は、角度、繊維の数の観点から小さいと考えられる。このために、マイクロメカニクスモデルを作成する上で、傾いた繊維の寄与を無視し、押出方向に配向した繊維のみを考慮するものとする。そこで、電子顕微鏡写真から求めた繊維混入率 $V_{f,real}$ に押出方向に配向した繊維の割合を乗じて、押出方向に配向した繊維混入率を表す $V_{f,effect}$ に基づいて評価する。表-3に、評価した短繊維複合材料の $V_{f,effect}$ を示す。なお、本論文で作製した短繊維複合材料の力学的特性の実験値には、傾いた繊維の影響が小さいもの含まれることが考えられ、 $V_{f,effect}$ を用いたマイクロメカニクスモデルの推定結果と実際の挙動には、この傾いた繊維の影響に起因した差異が生じると予想される。

本論文では、短繊維複合材料を作製するために特別な繊維の添加装置を用いていない。このことから、押出成形が、短繊維を一方に配向させたセメント系複合材料を連続的に生産する方法として経済的かつ有効な方法であるといえる。

3. 2 短繊維複合材料中のポリプロピレン短繊維の界面特性

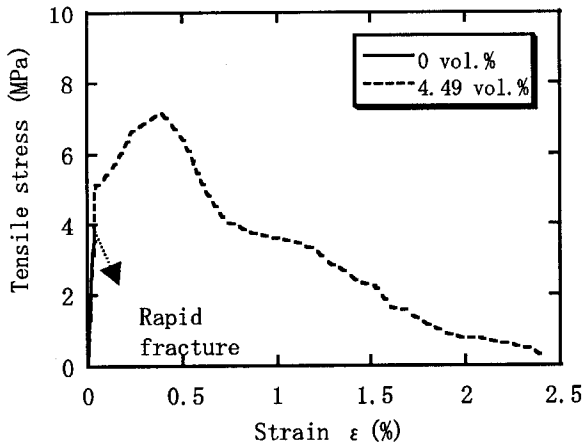


Fig. 6. Tensile stress vs. strain curves.

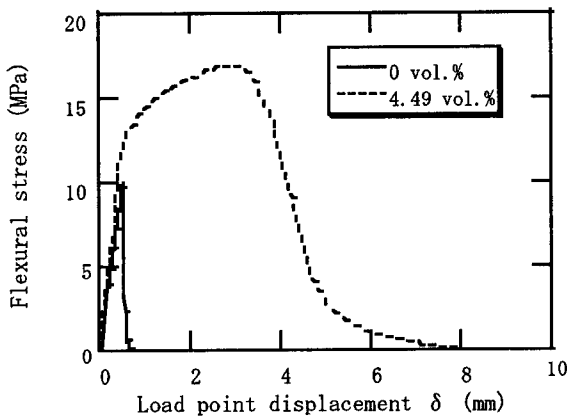


Fig. 7. Flexural stress vs. displacement curves.

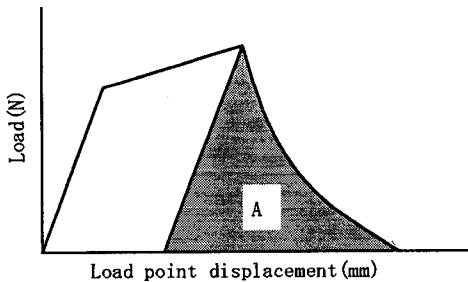


Fig. 8. Load vs. load point displacement curve.

4.49vol.%の短繊維複合材料について、図一6に引張応力-ひずみ曲線、および図一7に曲げ応力-変位曲線を示す。比較のため、マトリックスの実験結果を同時に示している。図一6、7の短繊維複合材料の結果に観察されるように、初期の線形弾性挙動からはずれる応力で評価されるき裂発生応力は、マトリックスのものに対して約30%増大しており、強度特性の改善が明らかである。加えて、引張特性、曲げ特性ともに、4.49vol.%の短繊維複合材料においては、準ひずみ硬化挙動を示しており、最初いき裂が生じた後も応力が上昇し、マトリックスに対して極めて大きいひずみおよび変位を経て、ピーク応力に達した後にゆるやかに応力が低下し

ている。引張試験においては、短繊維複合材料のピーク応力時のひずみは、マトリックスのそれに比較して約10倍、曲げ試験におけるピーク応力時の変位は約5倍の値を示している。

短繊維複合材料の破壊エネルギー G_b は、図一8に示したように、試験片が完全に分離するまでの荷重-変位曲線の面積Aから求められるものと定義する。

$$G_b = \frac{A}{bt} \quad (3)$$

ただし、 b は、試験片の幅、 t は試験片の厚さである。

また、繊維架橋応力の破壊エネルギー G_b は、破壊力学的結合力モデルを用いて、以下の式のように示される。この式の導出の詳細は、AppendixのA.7に記した。

$$G_b = \frac{1}{6} \tau V_f d_f \left(\frac{L_f}{d_f} \right)^2 \quad (4)$$

ただし、 τ は繊維の界面せん断強度、 V_f は繊維の体積混入率、 d_f は繊維径、 L_f は繊維長である。

したがって、所定の繊維のパラメータ ($V_f \cdot d_f \cdot L_f$) に対して実験的に G_b を評価することにより式(3)(4)を用いて間接的に界面せん断強度 τ を推定することが可能である。

図一9に、この方法により推定した繊維の界面せん断強度の繊維混入率依存性を示す。ここで、繊維混入率 V_f には、繊維配向を考慮した繊維混入率 $V_{f, \text{effect}}$ を用いる。引張試験による荷重-ひずみ曲線から求めた G_b に基づく τ を●、2点載荷の単純曲げ試験による荷重-変位曲線から求めた G_b に基づく τ を□で示している。引張試験においては、最終破壊を支配するき裂が発生すると同時に荷重が低下すると考えられる¹³⁾。したがって、き裂開口に伴い、繊維架橋の段階で消費されるエネルギー G_b は原理的には引張試験のピーク応力以降の荷重-変位曲線から評価される。一方、曲げ試験においては、ピーク応力時が必ずしも最終破壊を支配するき裂進展開始時、すなわち、繊維架橋の開始点とは一致しないと考えられる。これは、き裂進展が生じたとしても、き裂進展方向の前方に存在する圧縮応力場の影響に起因して、荷重がさらに増加し得るためである¹⁴⁾。このため、曲げ試験から推定される τ の値には誤差が含まれると考えられる。この点を踏まえ、図一9に示される実験結果の解釈においては、引張試験から得られる τ を主な検討対象とし、曲げ試験における結果については参考データとして考察するものとする。図一9の引張試験から推定したポリプロピレン繊維の τ の値は、1.16 および1.65vol.%のものを除きほぼ一定値を示していることが注目される。 $V_{f, \text{effect}}$ が2.51vol.%以上の範囲では平均

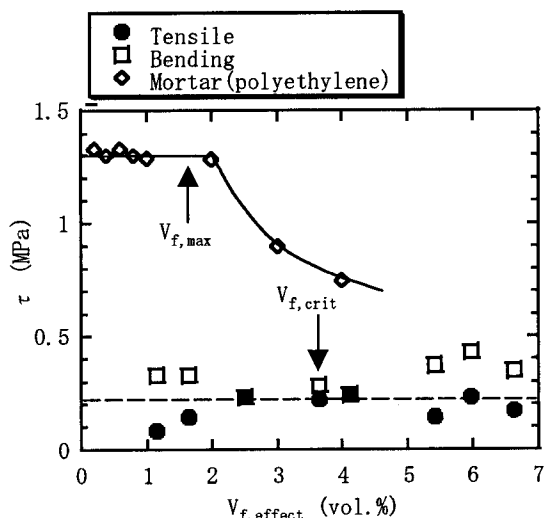


Fig. 9. Dependence of τ on $V_{f,eff}$.

的な τ の値としては 0.22MPa である。 $V_{f,eff}$ が 2.51vol.% より小さい場合に、他の条件と比べて小さな τ を与えている理由として、繊維架橋の効果が比較的小さく、ピーク応力以降の負荷段階で十分に安定な荷重-変位曲線を得られなかったことが挙げられる。事実、今回評価した全ての繊維混入率でマルチブルクラックが観察され、ピーク応力以降も安定な荷重-変位曲線が得られた 2 点荷重の単純曲げ試験においては、 τ の値は全ての $V_{f,eff}$ でほぼ一定の値を示している。なお、曲げ試験から推定した τ は引張試験によるものより大きな値を示しているものの、 $V_{f,eff}$ によらずほぼ一定の τ が得られていることを考えると、曲げ試験に基づく推定法は、各種の繊維の界面特性を簡便に比較検討するための方法を提供できるものと期待される。

図-9 中には、比較のため、型枠成形で作製したモルタル中のポリエチレン短繊維の τ を◇で示す。このデータは、M. Maalej らの引張試験結果を用いて、本論文で用いた手法により τ を求めたものである¹⁵⁾。この短繊維複合材料では、ポリエチレン短繊維の分布はランダムな方向である。ポリエチレン繊維の τ が、ポリプロピレン繊維の τ より大きい理由としては、繊維の差に加えてマトリックスの配合がセメント、シリカフェーム、可塑剤から構成されており、マトリックスが異なるためであると考えられる。

ポリプロピレン短繊維で補強した押出成形複合材料においては、本研究で用いた繊維混入率 ($V_{f,eff} \geq 2.51\text{vol.}\%$) の範囲では一定の τ を与えていることに対して、ランダム配向のポリエチレン繊維複合材料では、 $V_{f,eff}$ が 2vol.% 以上で低下していることが観察される。

3次元ランダム配向の短繊維複合材料では、最大充填繊維混入率 $V_{f,max}$ は、K. E. Evans らや J. V. Milewski によって以下のように求められている^{16), 17)}。

$$V_{f,max} = \frac{5.3}{\left(\frac{L_f}{d_f}\right)} \quad (5)$$

これ以上の繊維混入率では、3次元ランダム配向の短繊維複合材料では繊維同士の接触が起こる。使用したポリエチレン短繊維に関しては、繊維径 38.4 μm 、繊維長 12mm であるので、 $V_{f,max}$ は 1.7vol.% となる。この $V_{f,max}$ の値は、図-9 で示される τ が低下し始める 2vol.% に近い値を示している。このことは、 $V_{f,max}$ が 1.7vol.% を越えると繊維が互いに接触し、接触領域が欠陥として作用することにより、繊維混入率を増大したとしても、力学的特性の向上に寄与しなかったためと推察される。したがって、ランダム配向複合材料の力学的特性の向上にあたっては、繊維含有率の制限を著しく受けることが予想される。これに対して、押出成形複合材料においては、前述のようにほぼ押出方向に短繊維を配向させることができ、 $V_{f,max}$ を越えても繊維同士の接触が起こらず、力学的特性を向上できているものと考えられる。

3. 3 マルチブルクラックの発生に必要な繊維混入率 $V_{f,crit}$ の推定

図-10 には、試験片に生じたき裂の数の繊維混入率依存性、図-11 には、ピーク応力時の引張りひずみ ϵ_{cu} および曲げ試験におけるピーク応力時の変位 δ_{cu} の繊維混入率依存性を示す。試験片に生じたき裂は実験終了時に計測しているが、ピーク応力以降の段階で、き裂の数は増えていないため、図-10 に示したき裂の数はピーク時のき裂の数と見なしてよい。引張試験では、2.51vol.% までは単一のき裂で破断しているが、3.64vol.% 以上で複数のき裂の発生が確認された。また、図-11 に示したように、 $V_{f,eff}$ が 2.51vol.% 以下では、引張試験におけるピーク応力時の短繊維複合材料の ϵ_{cu} は、 $V_{f,eff}$ が大きくなるにつれて若干の増大傾向を示すものの、ピーク応力時のマトリックスのものと同程度である。 $V_{f,eff}$ が 3.64vol.% 以上では、ピーク応力時のマトリックスの ϵ_{cu} を越えて大きく増加している。この ϵ_{cu} の増大傾向は、き裂の数の増大とよく対応しており、マルチブルクラック現象による効果であることが明らかである。一方、2点荷重単純曲げ試験では、引張試験よりも小さい 1.16vol.% で既に複数のき裂の発生が確認され、 $V_{f,eff}$ が増加するとともに単調にき裂の数が増加している。ピーク応力時の変位 δ_{cu} もき裂の数の増加にほぼ対応して増加している。したがって、引張試験においてマルチブルクラックが生じた場合には、2点荷重の単純曲げ試験においても必ずマルチブルクラックが発生しているが、2点荷重の単純曲げ試験においてマ

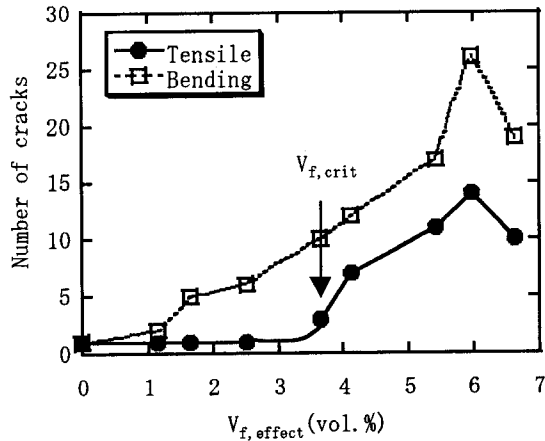


Fig. 10. Plot of number of cracks against $V_{f, \text{effect}}$.

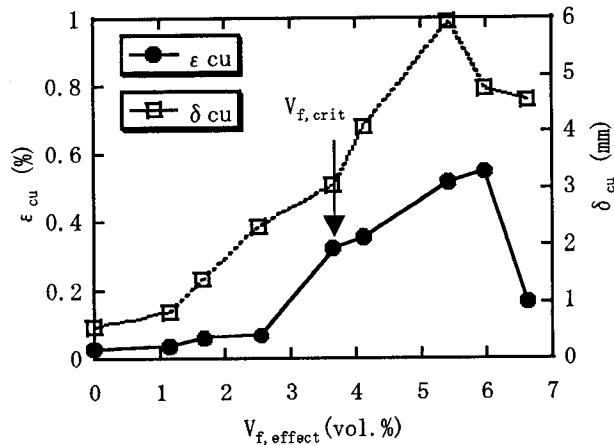


Fig. 11. Plot of ϵ_{cu} and δ_{cu} against $V_{f, \text{effect}}$.

マルチプルクラックが生じたとしても、必ずしも引張試験においてマルチプルクラックが生じていないことがわかる。これは、前述したように、曲げ試験においては引張試験と異なり、最終破壊を支配するき裂が発生したとしても、試験片の幾何学的形状に起因した荷重の増加のために、さらに、き裂が形成され得るためである。したがって、必要十分なマルチプルクラックの発生条件を検討するためには、引張試験の結果に基づく必要があることがわかる。引張試験の結果から、この短繊維複合材料のマルチプルクラック発生に必要な繊維混入率 $V_{f, \text{crit}}$ は 2.51~3.64vol. % の間にあると考えられる。

マルチプルクラックの発生に必要な繊維混入率 $V_{f, \text{crit}}$ は、破壊力学的結合モデルに基づき、以下のように表される。導出の詳細は、Appendix の A. 8 に示す。

$$V_f \geq V_{f, \text{crit}} = \frac{6d_f^2 E_f (1+\eta)}{\tau^2 L_f^3} J_{tip} \quad (6)$$

ただし、

$$\tau : \text{界面せん断強度} (=0.22\text{MPa})$$

E_f : 繊維のヤング率 ($=3.7\text{GPa}$) ,

E_m : マトリックスのヤング率 ($=21.4\text{GPa}$) ,

$$\eta : E_f V_f / E_m V_m,$$

K_{tip} : 短繊維複合材料におけるき裂先端の破壊靱性値

E_c : 短繊維複合材料のヤング率,

J_{tip} : 短繊維複合材料のき裂先端の限界 J 積分値

$$J_{tip} \approx \frac{K_{tip}^2}{E_c} \approx \frac{K_m^2}{E_m}$$

K_m : マトリックスの破壊靱性値

マトリックスの破壊靱性値 K_m は、破壊靱性試験より $1.07\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ と求められている。本研究で用いた繊維混入率は最大でも 6.63vol. % と比較的小さく、繊維複合材料におけるき裂先端の限界 J 積分値 J_{tip} を評価する上で、繊維補強によるヤング率の変化は無視してよいことが知られている¹⁸⁾。したがって、 J_{tip} はマトリックスの力学的特性である E_m および K_m を用いて算出する。これから、 $V_{f, \text{crit}}$ は、3.70vol. % と求められる。ここで、 τ の値として図-9 で求めた 0.22MPa の数値を用いている。 $V_{f, \text{crit}}$ の実験値は、引張試験の結果から 2.51~3.64vol. % にあると考えられ、 $V_{f, \text{crit}}$ の理論値はこの実験値に近い結果を与えている。この実験結果は、破壊力学的手法から求めたマルチプルクラックの発生に必要な繊維混入率 $V_{f, \text{crit}}$ の推定法に対して妥当性を与えているといえる。図-10 および図-11 に示されるように、き裂の数、 ϵ_{cu} および δ_{cu} で評価した短繊維複合材料の変形性能は、 $V_{f, \text{effect}}$ が 5.97vol. % 以上でさらに向上することなく、むしろ低下している。このことは、押出成形材料においても、高靱性化のために効果的に補強できる繊維混入率に上限値が存在していることを示唆している。この点を他の繊維種への $V_{f, \text{crit}}$ の推定法の適用性と併せて、今後検討する必要がある。

4. 結論

本論文では、押出成形によるポリプロピレン短繊維を補強繊維として用いたセメント系複合材料のマルチプルクラックの発生条件について検討した。その結果を以下にまとめる。

(1) 本論文で用いた押出機で作成した材料では、ポリプロピレン短繊維の約 80% が押出方向に配向していることが観察された。

(2) 繊維架橋の段階で消費される破壊エネルギーに基づく界面せん断強度を推定し、繊維混入率 (6.63vol. % まで) に依存しないほぼ一定の値 ($=0.22\text{MPa}$) を得た。

(3) 引張試験を行い、実験的にマルチプルクラック発生に必要な繊維混入率 $V_{f, \text{crit}}$ を得た。これを破壊力学に基づくマイクロメカニクスモデルにより予測した $V_{f, \text{crit}}$

と比較した。繊維配向分布を考慮することにより、マイクロメカニクスモデルで予測したマルチプルクラックの発生に必要な繊維混入率 $V_{f, crit}$ は、実験値と同様になった。

(4) 引張試験においてマルチプルクラックが生じた場合には、2点载荷の単純曲げ試験においても必ずマルチプルクラックが発生しているが、2点载荷の単純曲げ試験においてマルチプルクラックが生じたとしても、必ずしも引張試験においてマルチプルクラックが生じていないことが示された。この結果から必要十分なマルチプルクラックの発生条件を検討するためには、引張試験の結果に基づく必要があることがわかった。

5. 参考文献

- (1) 守 明子・馬場明生: 押出成形により製造されるセメント系建築材料の曲げ強度決定要因, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 456, pp. 11~19, 1994. 2
- (2) 馬場明生・守 明子: セメント系押出成形材料に及ぼす骨材の最大寸法の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 494 pp. 1~6, 1997. 4
- (3) Shao, Y., Marikunte S., and Shah, S. P.,: Extruded Fiber-Reinforced Composites, Concrete International, Vol. 17, No. 4, pp. 48~52, Apr., 1995
- (4) Marikunte, S. and Shah, S. P.,: Engineering of Cement-Based Composites, Concrete Technology, pp. 83~102, 1995
- (5) 山田寛次・三橋博三: ポリプロピレン短繊維補強セメント系押出成形材料の高靱性化のメカニズムに関する考察, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 520, pp. 1~8, 1999. 6
- (6) Aveston, J. and Kelly, A.,: Theory of multiple fracture of fibrous composites, Journal of Material Science, Vol. 8, pp. 352~362 1973
- (7) Shah, S. P. and Shao, Y.,: Extrusion processing of fiber-reinforced cement-matrix composites, Processing, Design and Performance of Composites Materials, ASME, MD-Vol. 52, pp. 205~216, 1994
- (8) Shao, Y. and Shah, S. P.,: High Performance Fiber-Cement Composites by Extrusion Processing, Materials for The New Millennium, Vol. 1, pp. 251~260, 1996
- (9) Shao, Y. and Shah, S. P.,: Mechanical Properties of PVA Fiber Reinforced Cement Composites Fabricated by Extrusion Processing, ACI Materials J., Vol. 94, No. 6, pp. 555~564, Nov.-Dec. 1997
- (10) Stang, H. and Pedersen, C.,: HPPFRCC - Extruded pipes, Materials for The New Millennium, Vol. 1, pp. 261~270, 1996
- (11) Mu, B. and Li, Z. J.,: Tensile Failure of Short Fiber Reinforced Composites, Key Engineering Materials, Vol. 145~149, pp. 607~612, 1998
- (12) Li, Z., et al.,: Prediction of overall tension behavior of short fiber-reinforced composites, International J. of Solids and Structures, Vol. 36, pp. 4071~4087, 1999
- (13) Li, V. C.: Postcrack Scaling Relations For Fiber Reinforced Cementitious Composites, J. of Materials in Civil Engineering, Vol. 4, No. 1, pp. 41~57, Feb., 1992
- (14) Shah, S. P.: Toughening Mechanisms in Quasi-Brittle Materials, Kluwer Academic Publishers, 1991
- (15) Maalej, M., Hashida, T., and Li, V. C.: Effect of Fiber Fraction on the Off-Crack-Plane Fracture Energy in Strain-Hardening Engineered Cementitious Composites, L. of Am. Ceram. Soc., Vol. 78, No. 12, Dec., 1995
- (16) Evans, K. E. and Gibson, A. G.,: Prediction of the maximum Packing Fraction Achievable in Randomly Oriented Short-fibre Composites, Composites Science and Technology, Vol. 25, pp. 149~162, 1986
- (17) Milewski, J. V.: A Study of the Packing of Milled Fiberglass and Glass Beads, Polymer-Plast. Technol. Eng., Vol. 3, No. 1, pp. 101~120, 1974
- (18) Li, V. C. and Leung, C. K. Y.,: Steady-State and Multiple Cracking of Random Discontinuous Fiber Reinforced Brittle Matrix Composites, J. of Eng. Mech., Vol. 118, No. 11, pp. 2246~2264, Nov., 1992
- (19) Li, V. C. and Wu, H. C.,: Condition for pseudo strain-hardening in fiber reinforced brittle matrix composites, Appl. Mech. Rev., Vol. 45, No. 8, pp. 390~398, 1992
- (20) Li, V. C.: From Micromechanics to Structural Engineering - The Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Application, JSCE J. of Structural Eng. / Earthquake Eng., Vol. 10, No. 2, pp. 37~48, July 1993
- (21) 関田徹志: 高性能繊維補強セメント材料の設計技術の現状, コンクリート工学, Vol. 38, No. 6, pp. 9~16, 2000. 6
- (22) Marshall, D. and Cox, B. N.,: A J-Integral Method for Calculating Steady-State Matrix Cracking Stress in Composites, Mechanics of Materials, Vol. 7, pp. 127~133, 1988

APPENDIX

本 APPENDIX では、押出成形で作製された短繊維複合材料を対象にして、破壊力学的結合モデルに基づき、力学的特性およびマルチプルクラック発生に必要な条件を推定するための基礎式を誘導する。マルチプルクラックを発生する条件は V. C. Li らによって、3次元ランダム配向の短繊維複合材料に対して解析され報告されている¹⁸⁾⁻²¹⁾。本モデルは、セメント系材料に限らず、ポリマー、ガラス等のセラミックスなどの脆性材料にも適用可能であり、さらに、押出成形以外の製造方法によって作製した短繊維が一方向に配向した複合材料にも適用可能である。

A. 1 繊維架橋応力の確率関数

V.C.Li によって、マトリックス中の一本の繊維に掛かる繊維架橋応力の確率関数は、き裂開口変位 δ の関数で示されている¹⁸⁾⁻²⁰⁾。押出成形において、補強繊維は押出方向に配向するため、応力方向と繊維との角度 $\phi=0$ とすると、押出材料に対応した繊維架橋応力の確率関数は以下ようになる。プレピーク段階である $\delta \leq \delta_0$ では、

$$P(\delta) = \frac{\pi}{2} \sqrt{(1+\eta)E_f d_f^3 \tau \delta} e^{-f\phi} \\ = \frac{\pi}{2} \sqrt{(1+\eta)E_f d_f^3 \tau \delta} \quad (7)$$

が成り立ち、ポストピーク段階である $\delta_0 \leq \delta \leq \ell/2$ では、

$$P(\delta) = \pi \ell d_f \left(1 - \frac{\delta}{\ell}\right) e^{-f\phi} \\ = \pi \ell d_f \left(1 - \frac{\delta}{\ell}\right) \quad (8)$$

が成り立つ。ただし、 L_f : 繊維長、 d_f : 繊維径、 V_f : 繊維の体積混入率、 E_f : 繊維の縦弾性係数、 ℓ : 繊維の埋込長さ、 τ : 界面せん断強度、 f : スナッピング係数、 V_m : マトリックスの体積混入率、 E_m : マトリックスの縦弾性係数、 σ_m : マトリックスの破壊強度、 K_m (G_m) : マトリックスの破壊靱性値

$$\delta_0 = \frac{4\ell^2 \tau}{(1+\eta)E_f d_f} \quad (9)$$

$$\eta = \frac{V_f E_f}{V_m E_m} \quad (10)$$

A. 2 繊維架橋応力

繊維の埋込み長さ ℓ は、マトリックスき裂面から繊維の中点までの距離 z に対して、押出成形の場合には以下のように表される。 $\phi \leq \cos^{-1}(2z/L_f)$ において

$$\ell = \frac{L_f}{2} - \frac{z}{\cos \phi} = \frac{L_f}{2} - z \quad (11)$$

また、 z の確率密度関数 $P(z)$ は z によらず、一定でなければならぬため、繊維長に対して以下のように表される。 $0 \leq z \leq L_f/2$ において

$$P(z) = \frac{2}{L_f} \quad (12)$$

繊維中点からマトリックスき裂面までの距離 $z+dz$ に存在する繊維の数 dN は、 $0 \leq z \leq L_f/2$ において

$$dN = N_f P(z) dz \quad (13)$$

ただし、 N_f はマトリックスの体積 $A_c L_f$ に含まれる全繊維数、 A_c : 短繊維複合材料の断面積、 A_f : 繊維の断面積

$$N_f = \frac{V_f A_c L_f}{A_f L_f} = \frac{A_c}{A_f} V_f \quad (14)$$

$$A_f = \frac{\pi}{4} d_f^2 \quad (15)$$

以上の式(12)(13)(14)(15)から、繊維の架橋応力は、以下のように示される。

$$\sigma_B = \frac{1}{A_c} \int_0^{N_f} P(\delta) dN = \frac{8V_f}{\pi d_f^3 \left(\frac{L_f}{d_f}\right)} \int_0^{\frac{L_f}{2}} P(\delta) dz \quad (16)$$

この式(16)を

$$\sigma_0 = \frac{1}{2} V_f \tau \left(\frac{L_f}{d_f}\right) \quad (17)$$

で規格化して、

$$\tilde{\sigma}_B = \frac{\sigma_B}{\sigma_0} = \frac{8}{\pi d_f^2 \left(\frac{L_f}{d_f}\right)} \int_0^1 P(\delta) dz' \quad (18)$$

となる。

A. 3 き裂開口変位

き裂開口変位 δ に対して、

$$\delta < \delta_0 \quad (19)$$

では繊維界面での debonding (剥離) が起こり、

$$\delta_0 < \delta < \ell \quad (20)$$

では繊維の pull-out (引き抜け) が起こる。ここで、

$$z' \equiv \frac{z}{L_f/2}, 0 \leq z' \leq 1, dz = \frac{L_f}{2} dz' \quad (21)$$

とおくと、式(11)より

$$\ell = \frac{L_f}{2} - \frac{L_f}{2} z' = \frac{L_f}{2} (1 - z') \quad (22)$$

となる。したがって、式(19)(20)は以下のように表される。

$$z' < z_0 \quad (23)$$

$$z_0 < z' < 1 - \tilde{\delta} \quad (24)$$

となる。ただし、

$$z_0 = 1 - \left[\frac{(1+\eta)E_f d_f}{2\tau L_f} \delta \right]^{\frac{1}{2}} = 1 - \left(\frac{\tilde{\delta}}{\tilde{\delta}^*} \right)^{\frac{1}{2}}$$

$$\tilde{\delta}^* = \frac{2\tau}{(1+\eta)E_f} \left(\frac{L_f}{d_f} \right) = \frac{\delta_0}{\left(\frac{L_f}{d_f} \right)}$$

A. 4 ピーク応力に達する前の繊維架橋応力

ピーク応力に達する前の段階では、繊維の剥離と引き抜けが起こる。ピーク応力に達する前に、繊維が引き抜ける場合は、繊維架橋応力は、式(7) (18) (23)より以下ようになる。

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_B|_{\text{debond}} &= \frac{8}{\pi\tau d_f^2 \left(\frac{L_f}{d_f} \right)} \int_0^{z_0} P(\delta) dz' \\ &= 4 \left\{ \left(\frac{\tilde{\delta}}{\tilde{\delta}^*} \right)^{\frac{1}{2}} - \left(\frac{\tilde{\delta}}{\tilde{\delta}^*} \right) \right\} \end{aligned} \quad (25)$$

また、ピーク応力に達する前に、繊維が剥離する場合は、繊維架橋応力は、式(8) (18) (24)より以下ようになる。

$$\begin{aligned} \tilde{\delta}_B|_{\text{slipping}} &= \frac{8}{\pi\tau d_f^2 \left(\frac{L_f}{d_f} \right)} \int_{z_0}^{1-\tilde{\delta}} P(\delta) dz' \\ &= 2 \left[\left(\frac{\tilde{\delta}}{\tilde{\delta}^*} \right)^{\frac{1}{2}} - \tilde{\delta} \right] \end{aligned} \quad (26)$$

以上の式から、ピーク応力前の繊維架橋応力は以下のようになる。

$$\begin{aligned} \tilde{\delta}_B|_{\text{pre-peak}} &= \tilde{\delta}_B|_{\text{debond}} + \tilde{\delta}_B|_{\text{slipping}} \\ &= 4 \left(\frac{\tilde{\delta}}{\tilde{\delta}^*} \right)^{\frac{1}{2}} - 2 \left(\frac{\tilde{\delta}}{\tilde{\delta}^*} \right) \end{aligned} \quad (27)$$

A. 5 ピーク応力後の繊維架橋応力

ピーク応力後は、繊維の引き抜けが起こり、その繊維

架橋応力は式(8) (18) (24)より以下のようになる。

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_B|_{\text{post-peak}} &= \frac{8}{\pi\tau d_f^2 \left(\frac{L_f}{d_f} \right)} \int_0^{1-\tilde{\delta}} P(\delta) dz' \\ &= 2(1-\tilde{\delta})^2 \end{aligned} \quad (28)$$

A. 6 最大繊維架橋応力

これらの式から、繊維架橋応力の最大値は、式(27)にピーク応力時のき裂開口変位 δ^* を代入して以下の式で与えられる。

$$\sigma_{B,\text{max}} = 2\sigma_0 = \tau V_f \left(\frac{L_f}{d_f} \right) \quad (29)$$

準ひずみ硬化挙動を示す短繊維補強押出材料では、この式で短繊維複合材料の最大応力が与えられる。

A. 7 短繊維複合材料の破壊エネルギー

短繊維複合材料の破壊エネルギー G は、応力変位曲線の面積から与えられる。ピーク応力に達する間での面積 G_r は、式(27)より、以下のように表される。

$$G_r = \int_0^{\delta^*} \sigma_B d\delta = \frac{5}{3} \sigma_0 \delta^* \quad (30)$$

式(29)を用いて、 $L_f/2 \gg \delta^*$ であるから、ピーク応力後の面積 G_b は、以下のように表される。

$$G_b = \int_{\delta^*}^{\frac{L_f}{2}} \sigma_B d\delta = 2\sigma_0 \left[\frac{1}{3} \left(\frac{L_f}{2} \right) - \delta^* \right] \quad (31)$$

したがって、短繊維複合材料の破壊エネルギー G は、 G_r と G_b の和であるから、式(30) (31)より以下のようになる。

$$G = G_r + G_b = \frac{1}{6} \tau V_f d_f \left(\frac{L_f}{d_f} \right)^2 \quad (32)$$

A. 8 マルチブルクラックを発生するのに必要な繊維混入率

マルチブルクラックを発生するのに必要な繊維混入率 $V_{f,\text{crit}}$ を求める。マルチブルクラックを発生するのに必要な条件は二つあり、定常き裂進展状態を実現することと準ひずみ硬化挙動を示すことである。Marshall, Cox によると、最初のき裂が生じる応力を σ_a 、そのときのひずみを δ_a とすれば、定常き裂進展状態は、次式で与えられる²²⁾。

$$J_{tip} = \sigma_a \delta_a - \int_0^{\delta_a} \sigma_B d\delta \quad (33)$$

ゆえに、マルチプルクラックを発生するのに必要な繊維混入率は以下の式で与えられる。

また、準ひずみ硬化挙動を起こす条件は以下のよう
に示される。

$$V_f \geq V_{f,crit} = \frac{6d_f^2 E_f (1+\eta)}{\tau^2 L_f^3} J_{tip} \quad (36)$$

$$\sigma_a \leq \sigma_{cu} \quad (34)$$

(原稿受理年月日：2000年8月21日)

したがって、式(33) (34) より以下の式が与えられる。

$$J_{tip} \leq \sigma_{cu} \delta^* - \int_0^{\delta^*} \sigma_B d\delta \quad (35)$$

よって、式(29) (30) (35) より以下の式が得られる。

$$J_{tip} \leq \sigma_{B,max} \delta^* - \frac{5}{3} \sigma_0 \delta^* = \frac{V_f \tau^2 L_f^3}{6d_f^2 E_f (1+\eta)}$$

Conditions of Multiple Cracking for Polypropylene Discontinuous Fiber Reinforced Cementitious Composites Manufactured by Extrusion Molding.

By Hiroyuki Takashima, Kiyotaka Miyagai, Toshiyuki Hashida and Victor C. Li

Concrete Research and Technology, Vol.13, No.1, Jan. 2002

Synopsis In this paper, we present a fracture mechanics based micromechanics model for predicting the mechanical properties of polypropylene discontinuous fiber reinforced cementitious composites manufactured by extrusion molding. The mechanical properties of the polypropylene fiber composite were measured by conducting tensile tests and four-point flexural tests. SEM observation has shown that approximately 80% of incorporated fibers in the composite was aligned with respect to the extrusion direction. It has been demonstrated that the critical fiber volume fraction for multiple cracking, $V_{f,crit}$ predicted by our micromechanics model was close to the experimentally determined value.

Keywords: Extrusion molding, Polypropylene Discontinuous Fiber, Multiple Cracking, Micromechanics models, Fiber Orientation