

## 論 文

## 繊維補強コンクリートの破壊力学特性に関する研究

村上 聖\*・浦野 登志雄\*\*

三井 宜之\*\*\*

## Study on Fracture Mechanics of Fiber Reinforced Concrete

Kiyoshi MURAKAMI, Toshio URANO and Yoshiyuki MITSUI

## 1. はじめに

コンクリート中に各種素材、例えば金属、ガラス、プラスチック、セラミックス、炭素などを短繊維として分散混入した繊維補強コンクリートは、コンクリートの脆性的性質を顕著に改善することから、建築分野への用途開発や実用化が急速に進められている。しかしながら、コンクリートのような脆性マトリックスに対する繊維強化理論は、1963年の Romualdi らによる線形破壊力学的考察に基づく繊維間隔説<sup>1)</sup>の域を出ないままに、実用化の方が先行している状況にある。例えば、繊維素材の性質、繊維長さ、繊維体積率、コンクリートマトリックスの性質などの選定は、その最適な組み合わせに対する理論的根拠を欠いたまま、試行錯誤的に行われているのが現状である。

金属やプラスチックなどの延性マトリックスに対する繊維強化機構の特徴は、高剛性・高強度の繊維が主に荷重を負担し、マトリックスは繊維への荷重伝達とクラックアレスターの役割を果たすことで、マトリックス単体では得られない高剛性・高強度を可能にしている点にある。一方、コンクリートのようなひびわれ抵抗性の小さい脆性マトリックスに対する繊維強化

機構の特徴は、主として繊維によるマトリックスのクラックアレスター、即ち、微視的には繊維-マトリックス界面の付着応力によるマイクロクラックのアレスター作用、巨視的にはマトリックスひびわれ面に介在する繊維のブリッジングによるひびわれ開口抵抗などであり、強度の飛躍的向上よりもむしろマトリックスひびわれ発生以後の靱性の改善に効果がある点で、前者の繊維強化機構とは大きく異なる。また、そのような微視的・巨視的ひびわれ進展過程の集積する領域(破壊進行域と呼ばれる)は、コンクリートの引張軟化特性により、ひびわれ先端前方の幅の狭い領域に局所化される。従って、コンクリートに対する繊維強化機構の解明には、この破壊進行域内部の引張軟化則を定量化することが重要となる。

最近では、破壊進行域内部で起こっているひびわれ進展過程の可視化技術の発展により、マイクロクラックの発生・成長・合体から主ひびわれの進展に至る過程が詳細に調べられている<sup>2),3)</sup>。しかし、そのような複雑な破壊過程が視覚化されたとしても、破壊進行域内部の引張軟化則を直接実験的に評価することは困難であり、何等かの力学モデルを仮定し、その数値解析により、間接的に引張軟化則を推定する手法が要求される。なぜならば、コンクリートの場合、微視・メゾ・巨視的寸法レベルで記述される構成法則は多様に変化し、局所的な破壊進行域の引張軟化則を、通常の引張試験により求めることができないからである。即ち、引張試験による結果も、曲げ試験などの他の試験と同様に破壊進行域の引張軟化則を介して説明されるマク

平成4年9月30日受付

\* 助教授 工博 建築学科

\*\* 助手 工修 八代工業高等専門学校

\*\*\* 教授 工博 建築学科

的な構造特性と考えられるべきものである。

破壊進行域を記述する力学モデルとして、ひびわれ先端前方で細長く進展する破壊進行域を仮想のひびわれに置き換えて、その開口に抵抗する力（結合応力と呼ばれる）がひびわれ面に作用するモデル（結合力モデルと呼ばれる）が注目されており、これまでにコンクリートのひびわれ進展挙動の数値解析への応用が試みられ、その有効性が数多く報告されている<sup>4)~6)</sup>。また、実験的に求められる荷重-変位関係の測定値と結合力モデルによる計算値の一致から、破壊進行域の引張軟化則を逆推定する手法もいくつか提案されている<sup>7)~9)</sup>。そこで、本研究では、結合力モデルの逆解析による破壊進行域の引張軟化則の推定手法を用いて、繊維補強コンクリートにおける繊維強化機構と繊維補強効果について解析及び実験的に検討を行った。

## 2. 解析方法

結合力モデルを用いて、破壊進行域の引張軟化則を記述する場合、仮想ひびわれの開口変位に依存して結合応力が変化することから、その解析には非線形解析が必要になる。既に、結合力モデルの非線形解析の定式化については前報<sup>10)</sup>に示しているが、結合力モデル解析の要点は次の2点に要約される：1) 仮想ひび

れの開口変位に依存した結合応力が仮想ひびわれ面に作用すること、2) 仮想ひびわれ先端で応力の連続条件が満足されること。要件1)に関して、仮想ひびわれの開口変位によらず一定の結合応力が作用する場合（Dugdaleモデルと呼ばれ、塑性域の構成法則を完全弾塑性と仮定している）、その解析は線形弾性解析で扱える。要件2)に関して、応力の連続条件は、仮想ひびわれ先端の応力拡大係数が0になることにより満足される。Dugdaleモデルの場合には、外力のみが作用するときの仮想ひびわれ先端の応力拡大係数と仮想ひびわれ面に一定の結合応力（降伏強度）のみが作用するときの仮想ひびわれ先端の応力拡大係数を等置することにより、塑性域長さ $s$ と、降伏強度に対する外力の比が一意的に定まる。また、そのときの任意点の変位は、与えられた外力条件の下でそれぞれの場合の対応する変位を線形弾性的に重ね合わせるにより求められる。

結合力モデルの逆解析による破壊進行域の引張軟化則の推定手法として、結合応力-ひびわれ開口変位関係を区分的線形（折れ線）近似し、結合力モデルの非線形解析による荷重-変位関係の計算値と実験的に求められる測定値の一致が最適になるように、折れ点位置を定める手法が提案されている。ここでは、任意の結合応力-ひびわれ開口変位（crack opening dis-

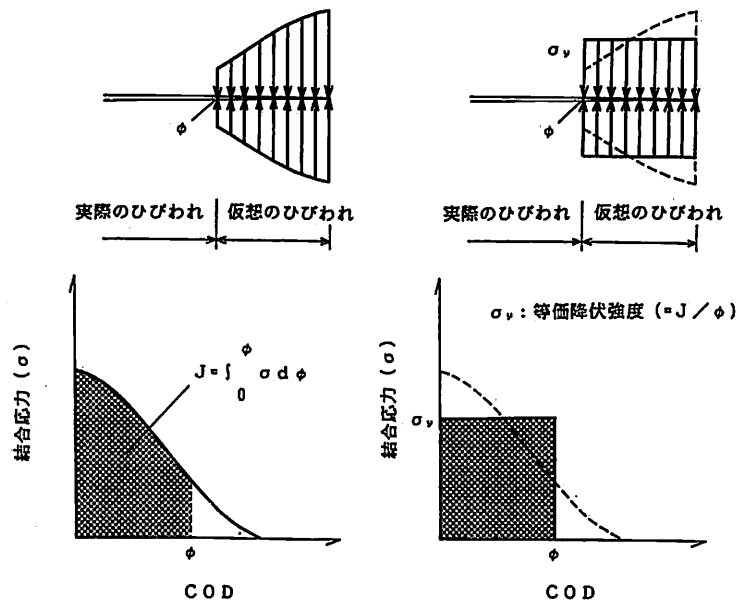
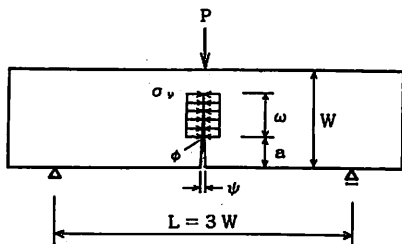


図-1 J等価Dugdaleモデルの基礎概念

表-1 Dugdaleモデルの解析結果

a/w	ω/W	Y	X	Z <sup>1</sup>	Z <sup>2</sup>
0.10	0.05	0.616	0.114	0.387	1.311
	0.10	0.835	0.239	0.602	1.826
	0.15	0.988	0.388	0.810	2.251
	0.20	1.119	0.564	1.043	2.656
	0.25	1.237	0.779	1.316	3.075
	0.30	1.349	1.049	1.649	3.541
	0.35	1.452	1.379	2.049	4.055
	0.40	1.553	1.809	2.561	4.685
	0.45	1.649	2.354	3.203	5.393
	0.50	1.747	3.078	4.047	6.326
	0.55	1.844	4.062	5.180	7.480
	0.60	1.926	5.442	6.755	9.009
	0.65	2.034	7.466	9.056	11.13
	0.70	2.104	10.60	12.63	14.26
	0.75	2.188	16.19	18.93	19.33
0.80	2.272	27.79	31.94	28.41	
0.85	2.368	63.81	72.18	62.07	
0.30	0.05	0.362	0.126	0.805	1.267
	0.10	0.513	0.280	1.253	1.898
	0.15	0.629	0.480	1.700	2.476
	0.20	0.729	0.733	2.206	3.093
	0.25	0.818	1.053	2.802	3.761
	0.30	0.902	1.478	3.549	4.552
	0.35	0.981	2.054	4.523	5.500
	0.40	1.057	2.866	5.851	6.847
	0.45	1.141	4.064	7.743	8.601
	0.50	1.203	5.950	10.68	11.19
	0.55	1.273	9.344	15.82	15.40
0.60	1.342	16.49	26.46	23.20	
0.65	1.419	39.06	59.41	50.30	
0.50	0.05	0.210	0.133	1.330	1.525
	0.10	0.301	0.314	2.130	2.381
	0.15	0.373	0.578	3.008	3.260
	0.20	0.436	0.956	4.107	4.351
	0.25	0.494	1.523	5.612	5.622
	0.30	0.550	2.440	7.880	7.743
	0.35	0.603	4.104	11.74	10.96
	0.40	0.655	7.716	19.72	17.07
	0.45	0.712	19.44	44.44	37.08

\* Z<sup>1</sup>: CMOD, Z<sup>2</sup>: 載荷点変位



P: 荷重, a: ノッチ長さ, ω: 仮想ひびわれ長さ,  
 L: スパン長さ, W: はりせい, φ: COD,  
 ψ: CMOD, σ<sub>v</sub>: 降伏強度

displacement, 以下 COD と略記する) 関係を, 与えられた COD に対して J 積分 (結合応力-COD 曲線下の面積で表される) が等価になるように, 一定の結合応力 (以下, 等価降伏強度と称する) が仮想ひびわれ面にに作用する Dugdale モデルに逐次置換して, 非線形解析を線形化する手法 (以下, J 等価 Dugdale モデルと称する) を利用した. 図-1 に, J 等価 Dugdale モデルの基礎概念を示す.

本実験で利用した, 片側にノッチを有するはりの 3 点曲げ (ただし, スパン・高さ比 = 3) に関する Dugdale モデル解析結果を表-1 に示す. ここで, 解析には間接境界要素法 (線形要素使用) を用い, 応力拡大係数の計算には, Rice による J 積分を数値計算する手法 (J 積分法と呼ばれる) を利用した. なお, J 積分法の定式並びに解析精度については既報<sup>1)</sup>のとおりである. また, Dugdale モデル解析による公称曲げ応力, COD, 実験的に測定される変位としてノッチ肩口開口変位 (crack mouth opening displacement, 以下 CMOD と略記する) 及び載荷点変位は, それぞれ次の無次元パラメータで表示されている.

$$\begin{aligned}
 Y &= \sigma_b / \sigma_y \\
 X &= E\phi / (\sigma_y W) \\
 Z^1 &= E\psi / (\sigma_y W) \\
 Z^2 &= E\delta / (\sigma_y W)
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

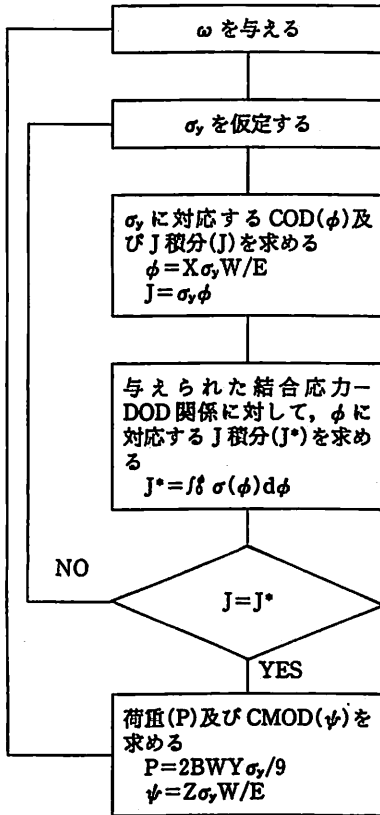
ここに, σ<sub>b</sub>: 公称曲げ応力, σ<sub>y</sub>: (等価) 降伏強度, E: ヤング係数, φ: COD, W: はりせい, ψ: CMOD, δ: 載荷点変位.

J 等価 Dugdale モデルによれば, 任意の結合応力-COD 関係に対する荷重-変位関係を線形弾性解析により計算することができる. 図-2 に, J 等価 Dugdale モデル解析のフローチャートを示す. ところで, 前報<sup>1)</sup>の結合力モデルの非線形解析の定式に示すように, 応力拡大係数及び任意点の変位の影響係数を線形弾性解析に基づいて求めることにより, 非線形解析も, 前述の結合力モデル解析の要件 1) 及び 2) から誘導されるマトリックスの解を求める問題に帰着される. その点で, 与えられた結合応力-COD 関係に対して荷重-変位関係を計算することが目的ならば, 非線形解析に比べて J 等価 Dugdale モデル解析が簡便性の点からも特に有利であるとは言えない. しかし, 結合力モデルの逆解析による破壊進行域の引張軟化則の推定では, J 等価 Dugdale モデルを用いることにより, 以下に示すように, 必要な材料定数としてヤング係数のみで,

荷重—変位関係の測定値と計算値の一致から結合応力—COD 関係を一意的に決定することができる。

1) 与えられた仮想ひびわれ長さ ( $\omega$ ) に対して、表

図-2 J等価 Dugdale モデル解析のフローチャート



—1 に示す Dugdale モデル解析結果から対応する無次元パラメータ X, Y, Z の値を求める。ここで、スパン・高さ比=3 の 3 点曲げについ、公称曲げ応力 ( $\sigma_b$ ) は次式で示される。

$$\sigma_b = 9P/(2BW) \tag{2}$$

ここに、P：荷重、B：はり幅。  
 上式に、 $Y = \sigma_b/\sigma_y$  及び  $Z = E\phi/(\sigma_y W)$  を代入して、

$$P = \{2BEY/(9Z)\}\phi \tag{3}$$

上式において B, E, Y, Z は既知だから、与えられた  $\omega$  に対して荷重と変位の間にモデル解析上直線関係が成り立つ。これは、Dugdale モデルが線形弾性解析で扱えることによるものである。

2) 図-3(a)に示すように、荷重—変位関係の測定値と(3)式の直線との交点に対応する解を与え、その交点での荷重値から、次式に示すように等価降伏強度 ( $\sigma_y$ )、COD( $\phi$ )、J 積分(J) が求められる。

$$\begin{aligned} \sigma_y &= 9P/(2BWY) \\ \phi &= X\sigma_y W/E \\ J &= \sigma_y \phi \end{aligned} \tag{4}$$

3) 以上のステップを  $\omega$  について反復すれば、図-3(b)に示すように J—COD 関係が得られるので、その回帰曲線を微分 ( $dJ/d\phi$ ) することにより結合応力 ( $\sigma$ ) が求められ、図-3(c)に示すように  $\sigma$ —COD 関係が推定される。

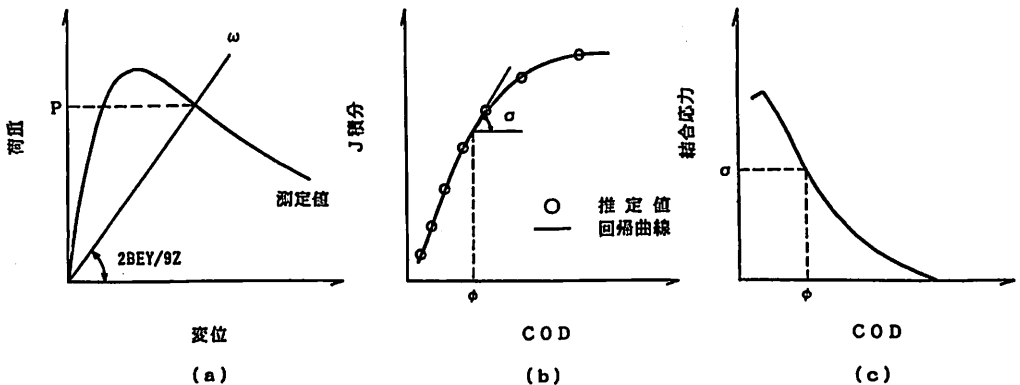


図-3 逆解析による結合応力—COD 関係の推定

### 3. 実験方法

本実験では、以下の3シリーズについて実験を行った。

#### 1) シリーズ①

本シリーズは、繊維素材の違いが繊維補強効果に及ぼす影響を調べるために、繊維素材として鋼繊維、合成繊維、炭素繊維を用いた繊維補強コンクリートに関して実験的検討を行った。

鋼繊維補強コンクリート(SFRC)、合成繊維補強コンクリート(PFRC)、炭素繊維補強コンクリート(CFRC)の使用材料及び調合をそれぞれ表-2, 3に示す。なお、鋼繊維には寸法 $\phi 0.5 \times 30\text{mm}$ の異形カットワイヤーを、合成繊維には寸法 $\phi 1.0 \times 30\text{mm}$ のポリプロピレン繊維を、炭素繊維には寸法 $\phi 14\mu\text{m} \times 18\text{mm}$ のピッチ系炭素繊維をそれぞれ使用した。また、調合は、SFRC, PFRCに関しては、水セメント比(W/C)=50%一定とし、繊維体積率( $V_f$ )=0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0%のそれぞれについてスランプ=18cmを目標に試し練りにより定めた。CFRCに関しては、 $V_f=2.0\%$ を基準に、W/C及び砂セメント比(S/C)を変化させて、フロー値が130mm以上の範囲で曲げ強度が最大となる調合を選定した。ただし、 $V_f=0, 1.0, 3.0\%$ については、 $V_f=2.0\%$ と同一のモルタルマトリックスに繊維を分散混入した。混練は、SFRC, PFRCに関しては容量50ℓの強制攪はん型ミキサーを、CFRCに関しては容量50ℓのオムニミキサーを使用した。

試験は、寸法 $\phi 10 \times 20\text{cm}$ 円柱試験体を用いて圧縮応力-ひずみ関係を、寸法 $10 \times 10 \times 40\text{cm}$ のノッチつきはり試験体を用いて荷重-CMOD関係を測定した。なお、ノッチ深さは、はりせいに対する比で0.3とし、載荷形式は3点曲げ(スパン・高さ比=3)とした。また、CMODは、ノッチ肩口にナイフエッジを介して取り付けたクリップゲージにより測定した。試験体は、それぞれ3個ずつ作製し、SFRC, PFRCに関しては材令28日(水中養生)、CFRCに関しては材令14日(水中養生)とし、その後試験時まで気中に放置した。

#### 2) シリーズ②

本シリーズは、繊維長さ( $l_f$ )、繊維体積率( $V_f$ )、水セメント比(W/C)が繊維補強効果に及ぼす影響を調べるために、 $l_f=30\text{mm}$ と一定にし $V_f=0, 1.0, 2.0\%$ のそれぞれについてW/Cを40, 50, 60, 70%で変化させたSFRC、また $V_f=1.0\%$ と一定にし $l_f=20, 30,$

50mmのそれぞれについてW/Cを40, 50, 60, 70%で変化させたSFRCに関して実験的検討を行った。前者は繊維体積率とマトリックス強度の相互作用を、後者は繊維長さとのマトリックス強度の相互作用を調べる目的で行ったものである。

SFRCの使用材料及び調合をそれぞれ表-4, 5に示す。なお、鋼繊維には寸法 $\phi 0.5 \times 20\text{mm}$ ,  $\phi 0.6 \times 30\text{mm}$ ,  $\phi 0.7 \times 50\text{mm}$ の異形カットワイヤーを使用した。また、調合は、すべてスランプ18cmを目標に試し練りにより定め、混練には容量50ℓの強制攪はん型ミキサーを使用した。試験方法、試験体の個数及び材令等はシリーズ①と同様である。

#### 3) シリーズ③

表-2 使用材料

#### SFRC, PFRC

セメント	普通ポルトランド
細骨材	川砂 表乾比重=2.57 吸水率=3.34% 最大寸法=5mm 粗粒率=2.78
粗骨材	川砂利 表乾比重=2.66 吸水率=2.00% 最大寸法=20mm 粗粒率=6.65 実積率=65.5%
鋼繊維	異形カットワイヤー $\phi 0.5 \times 30\text{mm}$
合成繊維	ポリプロピレン $\phi 1.0 \times 30\text{mm}$

#### CFRC

セメント	早強ポルトランド
骨材	珪砂5号 シラスバルーン 珪砂:シラスバルーン=3:1 (重量比)
分散剤	メチルセルロース
炭素繊維	ピッチ系 $\phi 14\mu\text{m} \times 18\text{mm}$ 引張強さ:190kgf/mm <sup>2</sup> 弾性率:21tf/mm <sup>2</sup>

表-3 使用調合

## SFRC

$V_f$ (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランブ (cm)	$f_c$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	50	38	197	19.5	400	$2.69 \times 10^5$
0.5	50	49	214	16.2	408	2.57
1.0	50	60	230	15.8	446	2.70
1.5	50	71	247	18.2	460	2.57
2.0	50	82	264	16.3	511	2.51

## PFRC

$V_f$ (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランブ (cm)	$f_c$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	50	38	197	17.6	350	$2.66 \times 10^5$
0.5	50	45	210	16.5	344	2.75
1.0	50	52	223	15.6	343	2.47
1.5	50	60	236	14.7	387	2.56
2.0	50	67	248	20.2	446	2.57

## CFRC

$V_f$ (%)	W/C (%)	S/C (%)	$M_f/C$ (%)	$f_c$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	60	60	0.25	283	$1.21 \times 10^5$
1.0	60	60	0.25	315	1.30
2.0	60	60	0.25	261	1.19
3.0	60	60	0.25	283	1.26

表-4 使用材料

セメント	普通ポルトランド
細骨材	川砂 表乾比重=2.53 吸水率=2.70% 最大寸法=5mm 粗粒率=2.49
粗骨材	川砂利 表乾比重=2.68 吸水率=1.72% 最大寸法=20mm 粗粒率=6.52 実積率=64.3%
鋼繊維	異形カットワイヤー $\phi 0.5 \times 20\text{mm}$ $\phi 0.6 \times 30\text{mm}$ $\phi 0.7 \times 50\text{mm}$

本シリーズは、膨張材混入による繊維へのケミカルプレストレス導入が繊維補強効果に及ぼす影響を調べるために、 $l_f = 30\text{mm}$  &  $V_f = 2.0\%$  の SFRC,  $l_f = 30\text{mm}$  &  $V_f = 2.0\%$  の PFRC, 鋼繊維と合成繊維を繊維体積率でそれぞれ 1% ずつ複合混入した混成繊維補強コンクリート (SPFRC) のそれぞれについて膨張材混入率 (結合材に対する膨張材の重量比) を 0, 10, 20, 30, 40% で変化させて実験的検討を行った。

SFRC, PFRC, SPFRC の使用材料及び調合を表-6, 7 にそれぞれ示す。なお、鋼繊維には寸法  $\phi 0.5 \times 30\text{mm}$  の異形カットワイヤーを、合成繊維には寸法  $\phi 1.0 \times 30\text{mm}$  のポリプロピレン繊維をそれぞれ使用した。また、調合はすべてスランブ 18cm を目標に試し練りにより定め、混練には容量 50 l の強制攪はん型ミキサーを使用した。試験方法、試験体の個数はシリーズ①と同様であるが、材令は 21日 (水中養生) とし、その後試験時まで気中放置した。

表-5 使用調合

$l_f$ (mm)	$V_f$ (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランプ (cm)	$f_c$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
	0	40	31	211	19.1	488	$3.33 \times 10^5$
	0	50	37	196	19.3	400	3.10
	0	60	39	195	18.4	307	2.96
	0	70	42	195	18.4	234	2.70
20	1.0	40	49	224	16.8	541	3.12
20	1.0	50	52	221	17.2	478	2.86
20	1.0	60	54	224	17.4	378	2.51
20	1.0	70	56	228	18.3	288	2.16
30	1.0	40	55	232	16.3	493	3.28
30	1.0	50	59	229	16.0	433	3.15
30	1.0	60	61	232	18.1	365	2.87
30	1.0	70	64	236	18.1	282	2.58
50	1.0	40	73	262	16.5	585	3.03
50	1.0	50	75	251	16.0	485	2.78
50	1.0	60	77	257	17.9	420	2.65
50	1.0	70	79	263	17.9	322	2.42
30	2.0	40	79	261	17.0	521	3.02
30	2.0	50	81	263	18.5	428	2.73
30	2.0	60	83	269	18.3	366	2.62
30	2.0	70	85	277	18.4	273	2.29

4. 実験結果及び考察

1) 繊維素材の違いが繊維補強効果に及ぼす影響

図-4(a), (b), (c)に, SFRC, PFRC, CFRCに関する荷重-CMOD関係の測定値(平均)及び本手法により推定された結合応力-COD関係をそれぞれ示す。マトリックスひびわれ発生後もひびわれ面に介在する繊維のブリッジング作用により結合応力が保持され、その程度は鋼繊維が最大で、ポリプロピレン繊維の場合にはCODが約0.004cmまでほとんどプレーンコンクリートと差がなく、保持される結合応力も他の繊維に比べてかなり小さい。また、炭素繊維の場合にはCODが約0.005cmぐらいで結合応力はピークに達した後、大きな引張軟化特性を示しているのに対して、鋼繊維及びポリプロピレン繊維の場合は、CODが0.05cm以下の範囲ではほとんど引張軟化特性を示しておらず、ほぼ一定の結合応力が保持される。これに関しては、炭素繊維が他の繊維に比べて $l_f$ が18mmと短いことも起因していると考えられる。

繊維素材の違いが繊維補強効果に及ぼす影響をみる

表-6 使用材料

セメント	普通ポルトランド
細骨材	川砂 表乾比重=2.58 吸水率=3.40% 最大寸法=5mm 粗粒率=3.01
粗骨材	川砂利 表乾比重=2.66 吸水率=2.24% 最大寸法=15mm 粗粒率=6.32 実積率=66.2%
鋼繊維	異形カットワイヤー $\phi 0.5 \times 30\text{mm}$
合成繊維	ポリプロピレン $\phi 1.0 \times 30\text{mm}$
膨張材	CSA系

表-7 使用調査

## プレーンコンクリート

E/(C+E) (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランブ (cm)	f <sub>c</sub> (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	50	37	201	22.0	349	3.00×10 <sup>8</sup>
10	50	37	201	20.5	431	3.24
20	50	37	201	21.2	163	1.19
30	50	37	201	19.7	74	0.49
40	50	37	201	20.5	72	0.51

## SFRC

E/(C+E) (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランブ (cm)	f <sub>c</sub> (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	50	80	268	18.4	458	2.79×10 <sup>8</sup>
10	50	80	268	16.5	462	2.86
20	50	80	268	18.3	243	1.78
30	50	80	268	17.3	246	1.67
40	50	80	268	17.8	242	1.79

## PFRC

E/(C+E) (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランブ (cm)	f <sub>c</sub> (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	50	63	256	18.4	406	2.46×10 <sup>8</sup>
10	50	63	256	18.2	403	2.56
20	50	63	256	19.7	379	2.49
30	50	63	256	18.9	220	1.41
40	50	63	256	21.2	209	1.29

## SPFRC

E/(C+E) (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m <sup>3</sup> )	スランブ (cm)	f <sub>c</sub> (kgf/cm <sup>2</sup> )	E (kgf/cm <sup>2</sup> )
0	50	72	263	19.5	433	2.71×10 <sup>8</sup>
10	50	72	263	19.2	441	2.85
20	50	72	263	19.5	193	1.60
30	50	72	263	21.0	130	0.99
40	50	72	263	20.9	125	0.86

ために、図-5に、V<sub>1</sub>の増加に伴うJ積分の絶対値(実線)及びプレーンコンクリートに対するJ積分の相対比(破線)の変化を示す。ただし、J積分としてCODが0.03cmにおける値を採用した。その根拠は、耐久性の面からひびわれ幅の限界値として0.2~0.3mmが示されているためである。図より、J積分の絶対値に関しては鋼繊維が最大で、一方J積分の相対比に関しては炭素繊維が最大となり、繊維の補強効率の面からは鋼繊維よりも炭素繊維の方が有効であることがわかる。

また、ポリプロピレン繊維の場合にはいずれについても最小であり、その要因として繊維のヤング係数の違いが考えられる。

即ち、鋼繊維及び炭素繊維のヤング係数はともに約2×10<sup>8</sup>kgf/cm<sup>2</sup>であるのに対して、ポリプロピレン繊維の場合は約5×10<sup>7</sup>kgf/cm<sup>2</sup>で二桁他の繊維に比べてヤング係数が小さい。このことから、繊維補強効果の改善には繊維素材のヤング係数を大きくすることが有効であると思われる。



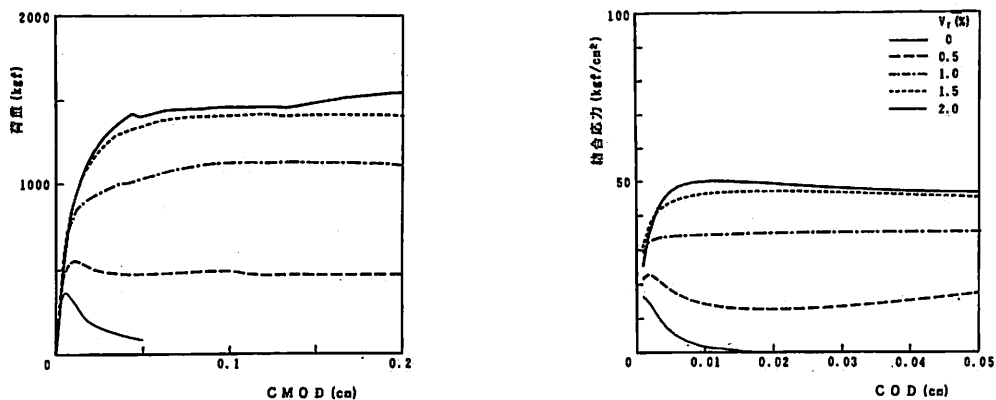


図-4(a) SFRCの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

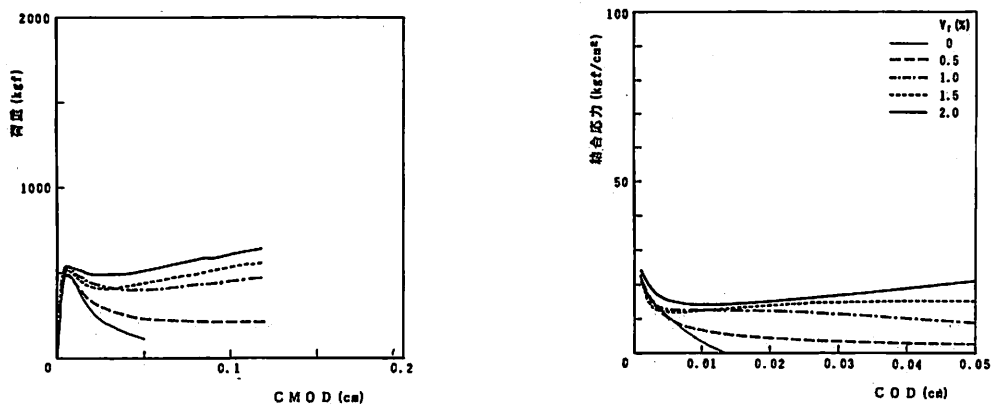


図-4(b) PFRCの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

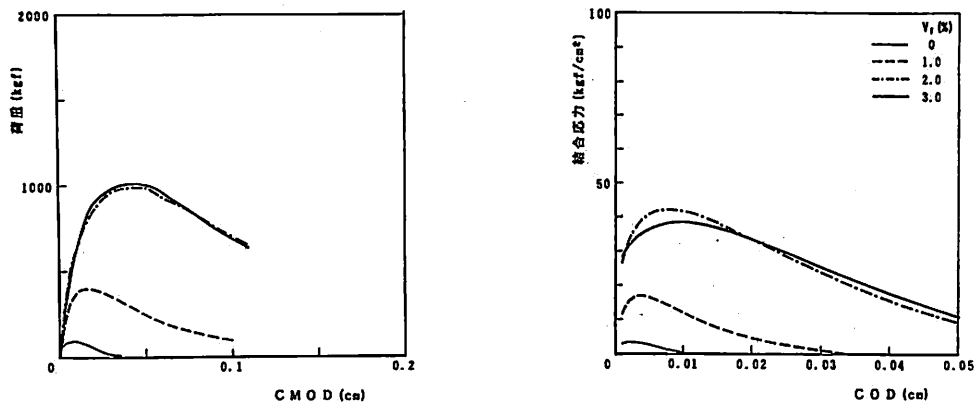


図-4(c) CFRCの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

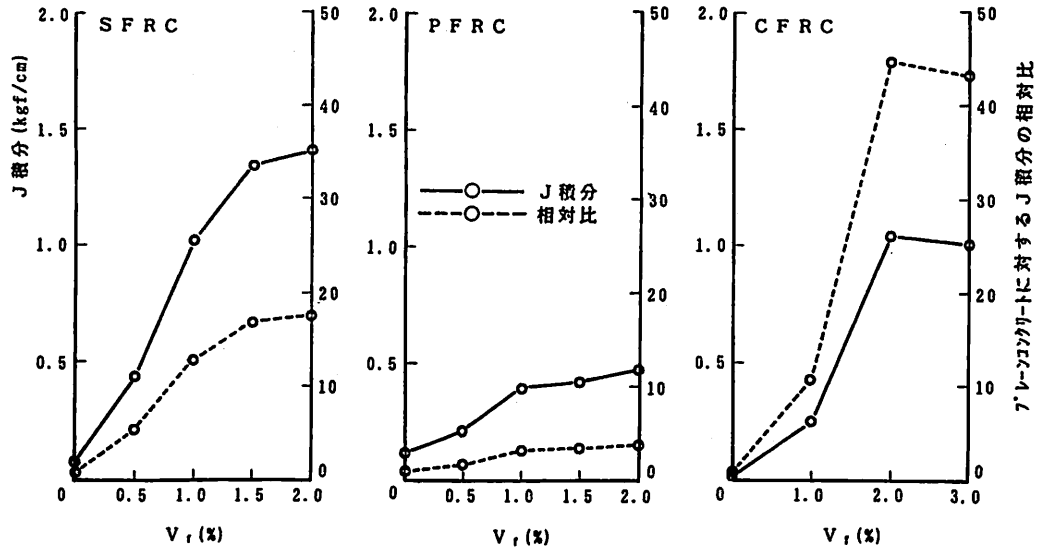


図-5 繊維素材の違いが繊維補強効果に及ぼす影響

2) 繊維長さ, 繊維体積率, マトリックス強度が繊維補強効果に及ぼす影響

図-6(a), (b), (c), (d), (e)に, それぞれプレーンコンクリート及び  $V_f = 1.0\%$  &  $l_f = 20, 30, 50\text{mm}$ ,  $V_f = 2.0\%$  &  $l_f = 30\text{mm}$  の SFRC に関する荷重-CMOD 及び結合応力-COD 関係を示す。プレーンコンクリートの場合には大きな引張軟化特性を示しているが, SFRC の場合には, COD が大きい範囲でも高い結合応力を保持し, また,  $V_f$  あるいは  $l_f$  が大きくなるほど, 保持される結合応力もほぼ比例的に増大する。 $l_f$  の違いでみると,  $l_f = 20\text{mm}$  の場合, COD が約  $0.01\text{cm}$  まで比較的大きな引張軟化特性を示すが, それ以上ではほぼ一定の結合応力が保持される,  $l_f = 30\text{mm}$  の場合, ほぼ一定の結合応力が保持される, また  $l_f = 50\text{mm}$  の場合には COD が約  $0.02\sim 0.03\text{cm}$  までひずみ硬化に類似の挙動を示し, 同一の  $V_f (= 1.0\%)$  では最大の結合応力が保持される。

繊維補強効果に及ぼす繊維体積率あるいは繊維長さとマトリックス強度の相互作用をみるために, 図-7に, セメント水比 (C/W) の増加に伴う J 積分の変化を  $V_f$  及び  $l_f$  別に示す。ここで, J 積分には前述のように COD が  $0.03\text{cm}$  における値を採用した。図より, C/W の増加, 即ちマトリックス強度の増加に伴い, J 積分はほぼ比例的に増大し, その程度は  $V_f$  あるいは  $l_f$  が大きくなるほど顕著になることがわかる。ただし, 本実験の場合,  $V_f$  が  $2.0\%$  と大きくなると, C/W が

2.0と2.5 (W/C で50%と40%) で J 積分に差がなく, マトリックス強度の増加に伴う J 積分の増大に頭打ちの傾向がみられる。このことは, コンクリートマトリックス強度に応じて  $V_f$  と  $l_f$  の最適な組み合わせが存在することを示唆しているように思われる。

3) 膨張材混入によるケミカルプレストレス導入が繊維補強効果に及ぼす影響

図-8(a), (b), (c), (d)に, 膨張プレーンコンクリート, 膨張 SFRC, 膨張 PFRC, 膨張 SPFRC に関する荷重-CMOD 及び結合応力-COD 関係をそれぞれ示す。プレーンコンクリートの場合, 膨張材の混入により保持される結合応力は低下し, その程度は膨張材混入率が大きくなるほど顕著となり, 大きな膨張劣化を示す。ただし, 膨張材混入率が10%のときには無混入の場合に比べて, COD が小さい範囲で結合応力が若干高くなっており, これは乾燥収縮の低減によるものと考えられる。一方, SFRC, PFRC, SPFRC に関してもプレーンコンクリートの場合と同様に膨張材混入により保持される結合応力は低下するが, プレーンコンクリートに比べると, 繊維の混入により結合応力の低下はかなり抑制される。

膨張材混入が繊維補強効果に及ぼす影響をみるために, 図-9に, 膨張材混入率の増加に伴う J 積分及び膨張材無混入に対する J 積分の相対比の変化を示す。ここで, J 積分には前述のように COD が  $0.03\text{cm}$  における値を採用した。図より, いずれの場合も, 膨張材

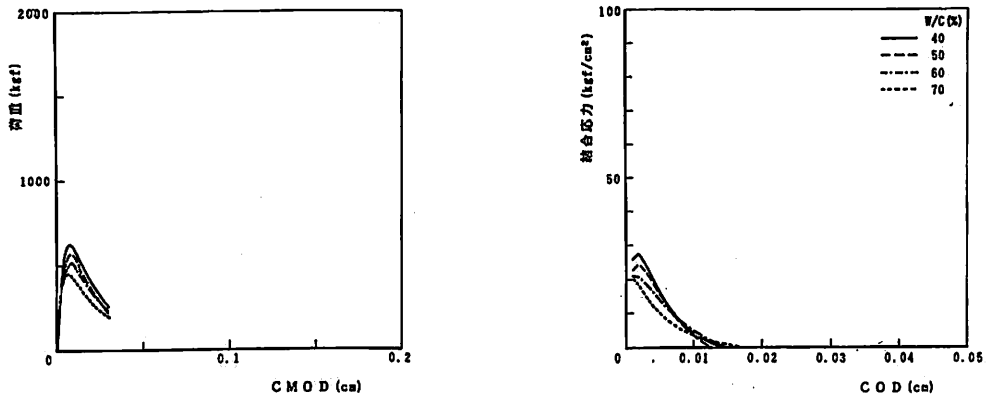


図-6(a) プレーンコンクリートの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

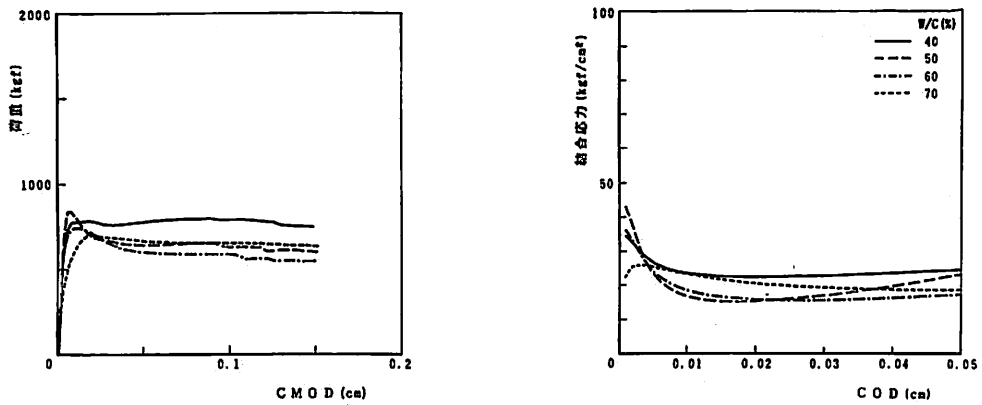


図-6(b) SFRC ( $V_f=1.0\%$  &  $l_f=20\text{mm}$ ) の荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

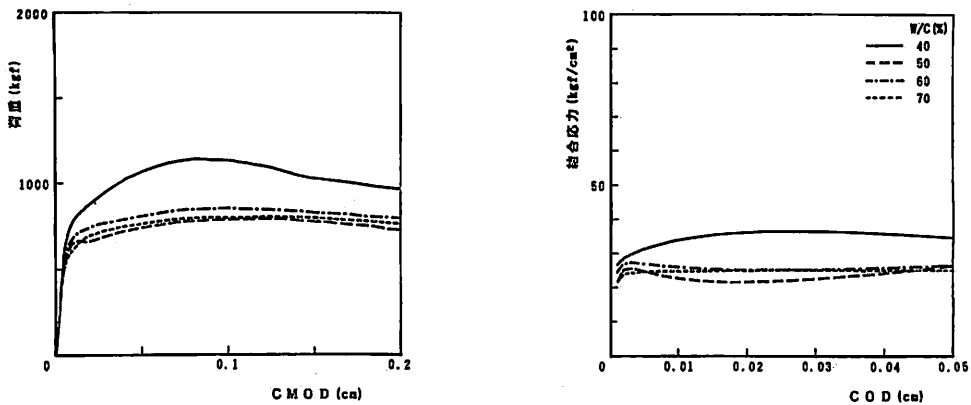


図-6(c) SFRC ( $V_f=1.0\%$  &  $l_f=30\text{mm}$ ) の荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

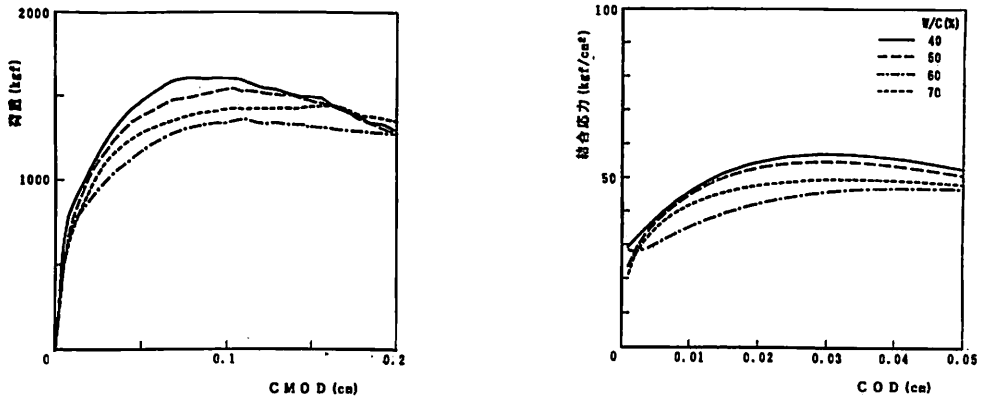


図-6(d) SFRC ( $V_f=1.0\%$  &  $l_f=50\text{mm}$ ) の荷重-CMOD 及び結合応力-COD 関係

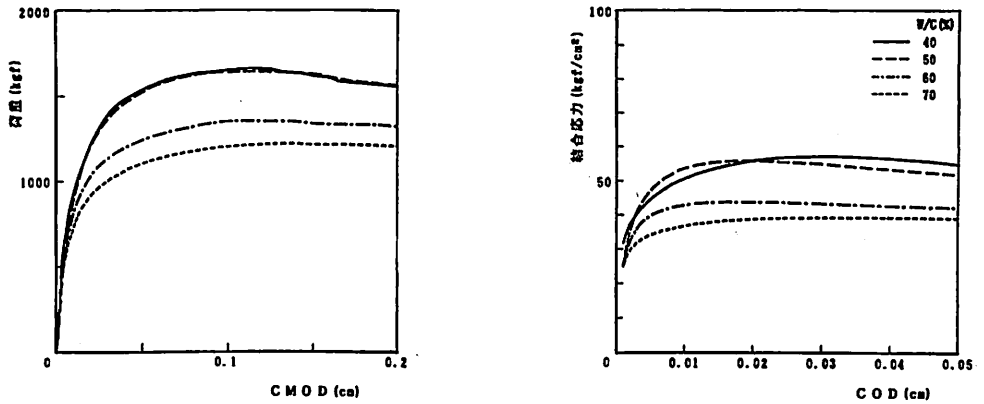


図-6(e) SFRC ( $V_f=2.0\%$  &  $l_f=30\text{mm}$ ) の荷重-CMOD 及び結合応力-COD 関係

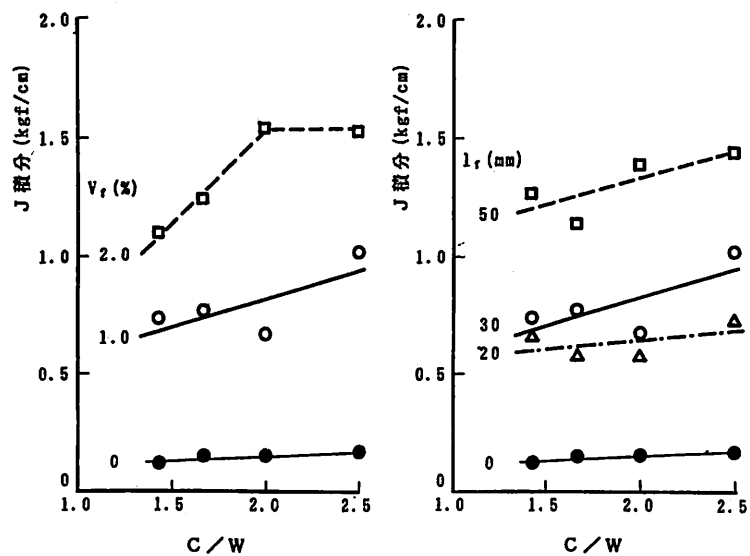


図-7  $V_f$ ,  $l_f$  とマトリックス強度が繊維補強効果に及ぼす相互作用

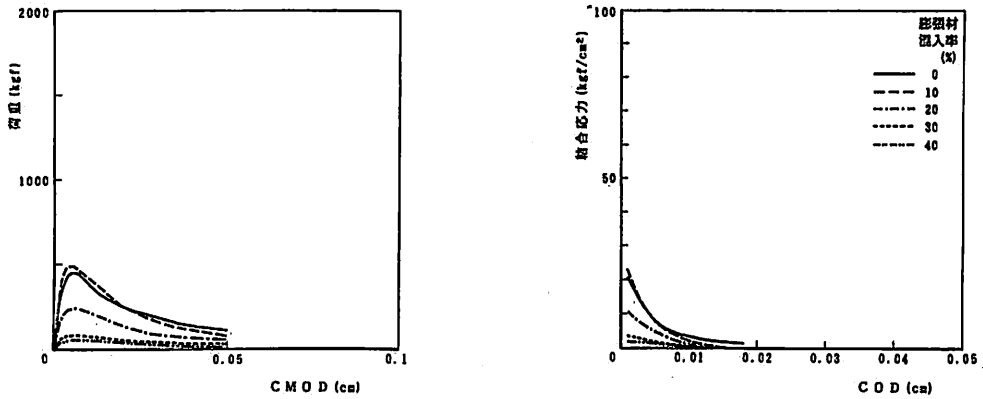


図-8(a) 膨張プレーンコンクリートの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

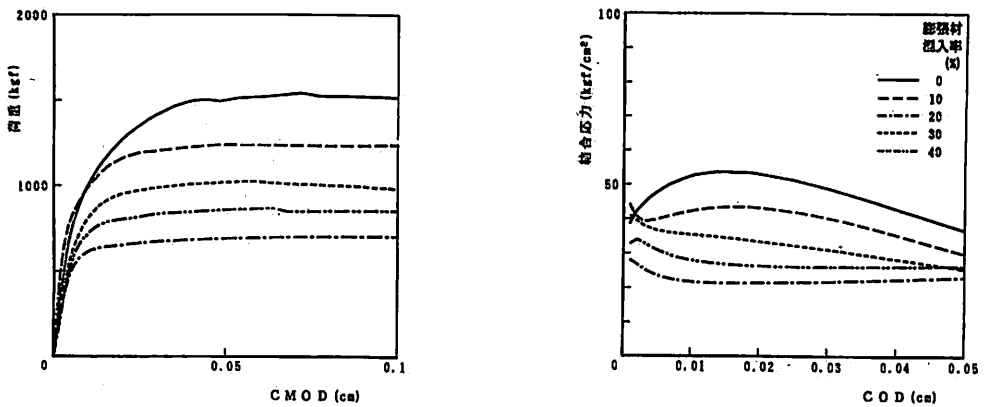


図-8(b) 膨張SFRCの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

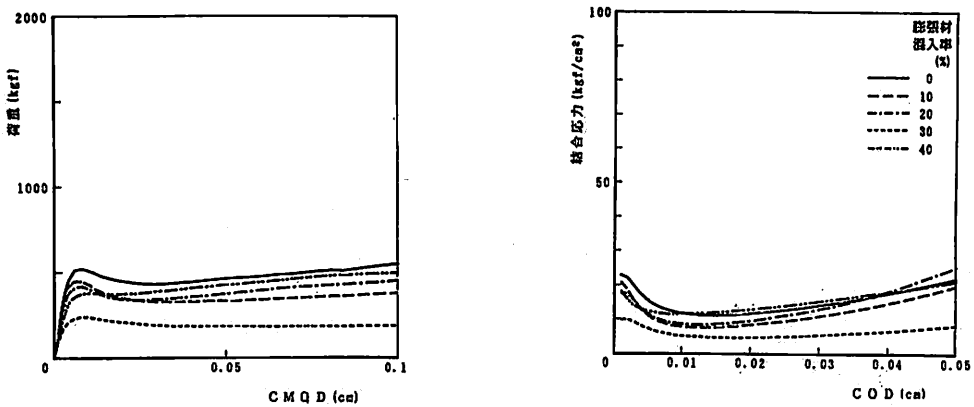


図-8(c) 膨張PFRCの荷重-CMOD及び結合応力-COD関係

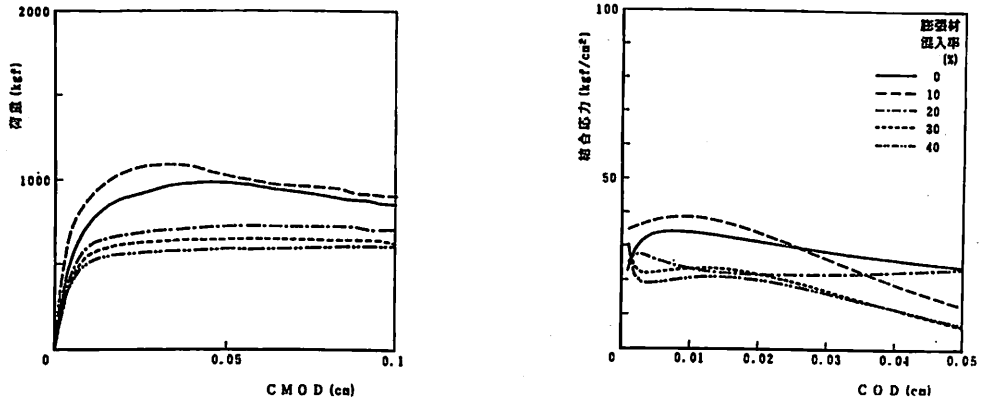


図-8(d) 膨張 SFRC の荷重-CMOD 及び結合応力-COD 関係

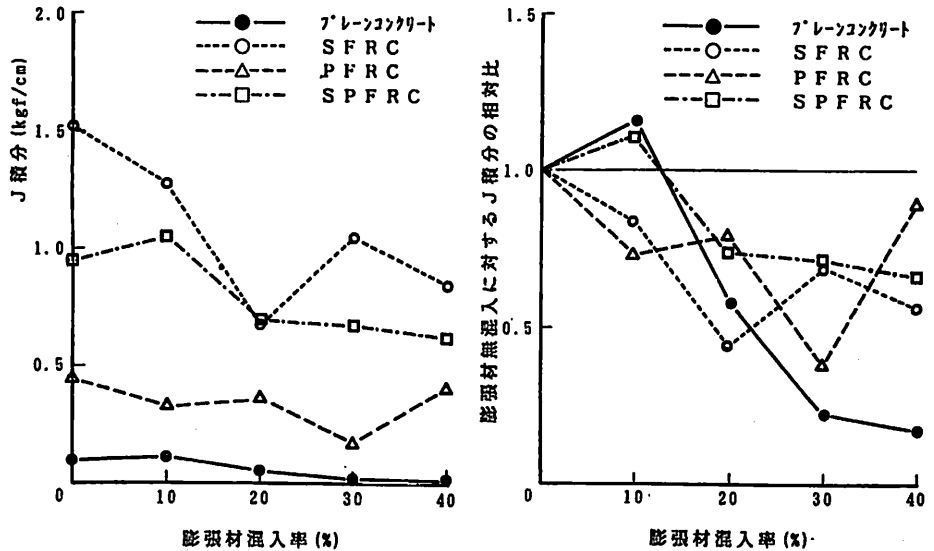


図-9 膨張材混入が繊維補強効果に及ぼす影響

混入により J 積分の低下がみられ、その程度は膨張材混入率が大きくなるほど大きくなっていることがわかる。また、膨張材無混入に対する J 積分の相対比でみると、繊維補強コンクリートの場合、膨張材混入率が約 20% 以上でプレーンコンクリートに比べて J 積分の相対比は高くなっており、繊維の混入により膨張劣化がかなり抑制されることがわかる。このことは、膨張材混入によるケミカルプレストレス導入による繊維補強効果の改善といった積極的な効果は本実験の範囲内では期待できないが、膨張劣化の抑制には繊維の混入が有効であることを示している。

## 5. まとめ

J 等価 Dugdale モデルの逆解析による破壊進行域の引張軟化則の推定手法により、繊維補強コンクリートにおける繊維強化機構及び繊維補強効果について次のような知見を得ることができた。

- 1) 繊維素材の違いが繊維補強効果に及ぼす影響に関して、繊維素材のヤング係数が大きいものほど、J 積分は顕著に増大し、繊維補強効果の面で繊維素材のヤング係数が重要な因子となることがわかった。
- 2) 繊維長さが、繊維体積率、マトリックス強度が織

維補強効果に及ぼす相互作用に関して、繊維体積率あるいは繊維長さが大きくなるほどJ積分は増大するが、その程度はマトリックス強度が大きくなるほど顕著になることがわかった。ただし、繊維体積率が大きくなると、より低強度側でJ積分の増加が頭打ちになる傾向がみられ、繊維補強コンクリートにおける繊維長さと繊維体積率の最適な組み合わせは、マトリックス強度に依存する。

3) 膨張材混入によるケミカルプレストレス導入が繊維補強効果に及ぼす影響に関して、膨張材混入による繊維補強効果の改善という積極的な効果は期待できない反面、繊維混入によるコンクリートの膨張劣化に対する抑制効果は十分期待できることがわかった。

### 参考文献

- 1) J. P. Romualdi et. al.: Mechanics of crack arrest in concrete, Proc. ASCE, Vol. 89, No. EM 3, pp. 147-168, 1963. 6
- 2) 大塚浩月ほか1名: X線造影撮影によるコンクリートの破壊プロセスゾーンの検出, コンクリート構造の破壊力学に関するコンキウム論文集, pp. 1-4, 1990. 3
- 3) 岡田 清ほか2名: コンクリートの曲げ引張破壊過程に関するエネルギー的考察, 土木学会論文集, 第285号, pp. 109-119, 1979. 5
- 4) A. Hillerborg et. al.: Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Research, Vol. 6, No. 6, 1976
- 5) J. G. Rots et. al.: Smearred crack approach and fracture localization, HERON, Vol. 30, No. 1, 1985
- 6) Z. P. Bazant et. al.: Crack band theory for fracture of concrete, Materials and Structures (RILEM), Vol. 16, No. 93, 1983
- 7) F. H. Wittmann et. al.: Fracture energy and strain softening of concrete as determined by means of compact tension specimens, Materials and Structures (RILEM), Vol. 21, No. 121, 1988
- 8) 野村裕品ほか3名: 非線形破壊力学手法に基づく高強度コンクリートの脆性化機構の考察, 日本建築学会構造論文報告集, 第416号, pp. 9-16, 1990. 10
- 9) 六郷恵哲ほか3名: コンクリートの曲げ強度の推定に関する破壊力学的検討, コンクリート工学論文集, Vol. 3, No. 1, pp. 57-64, 1992. 1
- 10) 村上 聖: 境界要素法を用いた結合力モデルの非線形解析, 熊本大学工学部研究報告, 第41巻, 第2号, 1992. 9掲載予定