

繊維長さ，繊維体積率，マトリックス強度が 破壊靱性に及ぼす相互作用

繊維補強コンクリートの破壊力学に関する研究

INTERACTION OF FIBER LENGTH, FIBER VOLUME FRACTION AND MATRIX STRENGTH ON FRACTURE TOUGHNESS

Study on fracture mechanics of fiber reinforced concrete

村上 聖*¹，浦野登志雄*²，三井宜之*³，岸谷孝一*⁴，平居孝之*⁵
Kiyoshi MURAKAMI, Toshio URANO, Yoshiyuki MITSUI, Koichi KISHITANI
and Takayuki HIRAI

In this paper experimental investigations were conducted considering the interaction of fiber length, fiber volume fraction and matrix strength on the fracture toughness of steel fiber reinforced concrete (SFRC). The method is based on the evaluation of tension softening in the fracture process zone by means of a reverse analysis of the cohesive force model.

As the result the following aspects were derived. Both of the fiber-bridging stress and the fracture toughness in terms of the J-integral value of the SFRC increase as the increase in cement-water ratio (C/W) of the matrix and the extent becomes markable with the longer fiber. The interaction of fiber aspect ratio (l_f/d), fiber volume fraction (V_f) and C/W on the fracture toughness of the SFRC can be expressed by the parameter of $(l_f/d)\sqrt{V_f}\sqrt{C/W}$ in the high correlation with the fracture toughness.

Keywords : steel fiber reinforced concrete, cohesive force model, cohesive stress, J-integral, interaction
鋼繊維補強コンクリート，結合力モデル，結合応力，J積分，相互作用

1. はじめに

コンクリート中に各種素材を短繊維として分散混入した繊維補強コンクリート (FRC) は、コンクリート固有の欠点である脆性的性質を素材レベルで顕著に改善するために、その用途が急速に拡大している。しかしながら、FRC の材料設計に関して、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。また、その選定基準も圧縮、引張り、曲げ、せん断、衝撃などの各種強度やタフネス、乾燥収縮ひびわれ抵抗性、ひびわれ分散性やひびわれ幅などその目的に応じて

様々であるが、それらは繊維補強効果の一面をとらえているにすぎず、その寸法効果も無視できない。

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、コンクリートやセラミックスなどの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作用、すなわち微視的には繊維界面の付着応力によるマイクロクラックのアレスター、巨視的にはひびわれ面に介在する繊維

*¹ 熊本大学工学部建築学科 助教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kumamoto Univ., Dr. Eng.

*² 八代工業高等専門学校土木建築工学科 助手・工修

Research Assoc., Faculty of Civil and Architectural Engineering, Yatsushiro National College of Technology, M. Eng.

*³ 熊本大学工学部建築学科 教授・工博

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kumamoto Univ., Dr. Eng.

*⁴ 日本大学理工学部建築学科 教授・工博

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Science and Engineering, Nihon Univ., Dr. Eng.

*⁵ 大分大学工学部 教授・工博

Prof., Faculty of Engineering, Oita Univ., Dr. Eng.

のブリッジング作用によるひびわれ開口抵抗などであり、高強度化よりもむしろマトリックスひびわれ発生以後の ductility 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）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。したがって、FRC の材料設計には、この局所化された破壊進行域内部の繊維によるブリッジング応力を定量化することが重要な課題であり、その手法として破壊力学の適用が期待されている。

前報¹⁾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、鋼繊維、ポリプロピレン繊維、ピッチ系炭素繊維などの繊維素材の違いが FRC の破壊靱性に及ぼす影響について検討し、ヤング係数の大きい繊維素材ほど、繊維補強効果が大きく、ひびわれ幅の増加に伴う繊維補強効果の発現も早まることを示した。本報では、鋼繊維補強コンクリート (SFRC) における繊維長さ、繊維体積率、コンクリートマトリックス強度が破壊靱性に及ぼす相互作用に関して検討し、それらの因子と SFRC の破壊靱性の関係について定量的分析を行った。

2. 解析方法

ここで利用した結合力モデルとは、ひびわれ先端から細長く進展する非線形領域を、仮想のひびわれ面にその開口に抵抗する力（結合応力）が作用する力学モデルで近似したものであり、その基礎概念を図-1 に示す。コンクリートの破壊進行域をこのモデルで近似する場合、その領域の引張軟化側は、結合応力-ひびわれ開口変位 (COD) 関係として与えられ、その曲線下の面積は非線形破壊力学パラメータである J 積分を表す。また、結合応力が COD の関数として与えられる場合には、その解析は、一種の移動境界値問題として非線形解析が必要になる。結合力モデルの逆解析による引張軟化側の推定手法として、結合応力-COD 関係を区分的線形近似し、荷重-変位関係の非線形解析による計算値と測定値の一致が最適になるように、引張軟化関数を規定するパラメータ（軟化開始応力、折れ点位置、限界 COD）を決定する手法が提案されている²⁾。この手法は、プレーンコンクリートのように引張軟化曲線の形状がある程度予測でき、簡単な関数（リニアあるいはバイリニア）で近似できる場合に有効である。

ここでは、任意の結合応力-COD 関係を、与えられた COD に対して J 積分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

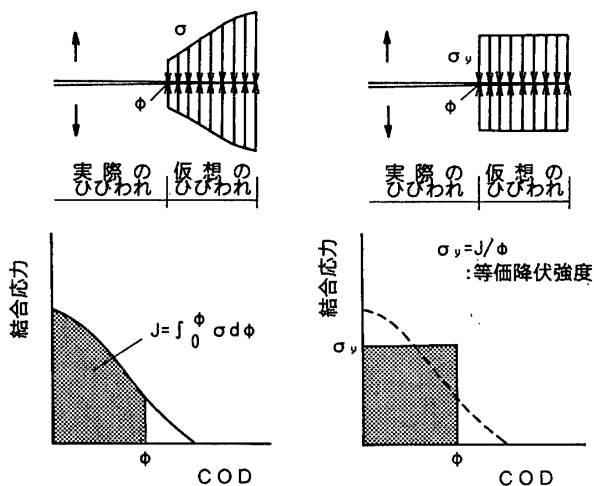


図-1 結合力モデルの基礎概念

図-2 J 等価 Dugdale モデルの基礎概念

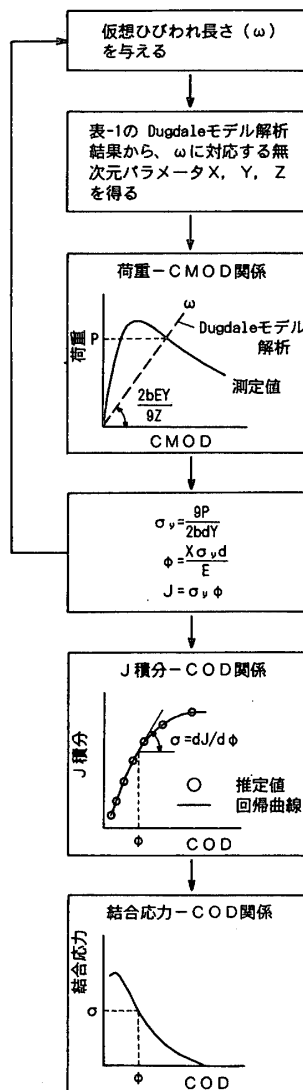


図-3 J 等価 Dugdale モデルの逆解析による引張軟化則の推定手法

と称する) を利用した。その基礎概念を図-2 に示す。Dugdale モデルは線形弾性解析により扱うことができるので、前報¹⁾に示すように、その逆解析により一意的

表一1 Dugdale モデル解析結果

a/d	ω/d	Y	X	Z
0.1	0.05	0.616	0.114	0.387
	0.10	0.835	0.239	0.602
	0.15	0.988	0.388	0.810
	0.20	1.119	0.564	1.043
	0.25	1.237	0.779	1.316
	0.30	1.349	1.049	1.649
	0.35	1.452	1.379	2.049
	0.40	1.553	1.809	2.561
	0.45	1.649	2.354	3.203
	0.50	1.747	3.078	4.047
	0.55	1.844	4.062	5.180
	0.60	1.926	5.442	6.755
	0.65	2.034	7.466	9.056
	0.70	2.104	10.60	12.63
0.75	2.188	16.19	18.93	
0.80	2.272	27.79	31.94	
0.85	2.368	63.81	72.18	
0.3	0.05	0.362	0.126	0.805
	0.10	0.513	0.280	1.253
	0.15	0.629	0.480	1.700
	0.20	0.729	0.733	2.206
	0.25	0.818	1.053	2.802
	0.30	0.902	1.478	3.549
	0.35	0.981	2.054	4.523
	0.40	1.057	2.866	5.851
	0.45	1.141	4.064	7.743
	0.50	1.203	5.950	10.68
	0.55	1.273	9.344	15.82
	0.60	1.342	16.49	26.46
	0.65	1.419	39.06	59.41
	0.5	0.05	0.210	0.133
0.10		0.301	0.314	2.130
0.15		0.373	0.578	3.008
0.20		0.436	0.956	4.107
0.25		0.494	1.523	5.612
0.30		0.550	2.440	7.880
0.35		0.603	4.104	11.74
0.40		0.655	7.716	19.72
0.45		0.712	19.44	44.44

* $X=E\phi/(\sigma_y d)$, $Y=\sigma_b/\sigma_y$, $Z=E\psi/(\sigma_y d)$
 a: ひびわれ長さ, ω : 仮想ひびわれ長さ,
 d: はりせい, E: ヤング係数, ϕ : COD, $\sigma_b = 3PL/(2bd^2)$: 公称曲げ応力, P: 荷重, b: はり幅, $L=3d$: スパン長さ, σ_y : 降伏強度,
 ψ : CMOD

表一2 SFRC の使用材料

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=3.50% 最大寸法=1.2mm 粗粒率=1.70 実積率=60.7%
粗骨材	川砂利 表乾比重=2.68 吸水率=1.42% 最大寸法=20mm 粗粒率=6.97 実積率=61.4%
鋼繊維	異形カットワイヤー d × l _r (mm) 0.5 × 20 0.6 × 30 0.7 × 50

* d: 公称直径, l_r: 繊維長さ

表一3 SFRCの使用割合

l _r (mm)	V _r (%)	W/C (%)	s/a (%)	W (kg/m ³)	slump (cm)	f _c (kgf/cm ²)	E (×10 ⁵ kgf/cm ²)	
20	1.25	33	39	242	17.4	582	3.01	
		40	40	242	16.1	523	2.95	
		50	42	226	17.5	436	2.92	
	2.5	67	46	224	15.3	278	2.48	
		33	42	269	18.8	555	3.00	
		40	44	269	17.1	549	2.96	
30	1	50	46	251	20.1	420	2.73	
		67	50	249	16.7	278	2.26	
		33	38	252	16.9	564	2.98	
	2	40	38	252	16.9	499	2.72	
		50	43	236	19.1	404	2.71	
		67	47	233	15.0	312	2.20	
50	0.7	33	45	262	17.9	584	2.68	
		40	47	262	17.6	514	2.67	
		50	49	245	18.2	424	2.48	
		67	54	243	17.4	291	1.91	
		1.4	33	55	310	16.9	663	2.55
			40	57	310	16.5	563	2.49
	50		60	289	18.7	447	2.03	
	67		65	287	18.1	321	1.76	

* l_r: 繊維長さ, V_r: 繊維体積率, W/C: 水以外比, s/a: 細骨材率, W: 単位水量, f_c: 圧縮強度, E: ヤング係数 (1/3割線弾性係数)

に結合応力-COD 関係を決定することができる。本実験で利用したスパン中央の片側にノッチを有するはりの3点曲げ (スパン・高さ比=3) について、J 等価 Dugdale モデルの逆解析による引張軟化側の推定手法を図一3に示す。なお、間接境界要素法による Dugdale モデル解析結果を表一1に示す³⁾。ここで、J 積分-COD 関係を本手法のように解析的に求めるかわりに、直接実験的に求めて引張軟化側を推定する手法も提案されている^{4),5)}。

3. 実験方法

SFRC の使用材料および割合を表一2, 3に示す。使用した鋼繊維は異形カットワイヤーで、繊維長さ (l_r) および繊維公称直径 (d) は、アスペクト比 (l_r/d) = 20 mm/0.5 mm, 30 mm/0.6 mm, 50 mm/0.7 mm の3種類である。繊維長さと繊維体積率 (V_r) の選定は、(l_r/d) × V_r が 0.5, 1.0 の2水準について一定になるように、それぞれの l_r に対して V_r を定めた。すなわち、(l_r/d)V_r = 0.5 に関して、l_r = 20 mm & V_r = 0.0125 (1.25%), l_r = 30 mm & V_r = 0.01 (1%), l_r = 50 mm & V_r = 0.007 (0.7%), (l_r/d)V_r = 1.0 に関して、l_r = 20 mm & V_r = 0.025 (2.5%), l_r = 30 mm & V_r = 0.02 (2%), l_r = 50 mm & V_r = 0.014 (1.4%) の合計6種類の組み合わせとした。これは、アスペクト比と繊維体

積率の積が、ワーカビリティや繊維分散性の良好な範囲を与える一つの目安となるためであり、 $(l_f/d)V_f=1.0$ がほぼその上限であると考えられる。また、 l_f と V_f のそれぞれの組み合わせに対して、セメント水比(C/W)を1.5, 2.0, 2.5, 3.0の4水準で変化させ、スランプ18 cmを目標に試し練りにより調査を定めた。なお、 $C/W=3.0$ ($W/C=33\%$)の場合には、そのままでは単位セメント量および単位水量が過大になるので、 $C/W=2.5$ ($W/C=40\%$)の場合の単位水量と同じにして、高性能減水剤を混入してスランプを調節した。

寸法 $\phi 10 \times 20$ cmの円柱供試体を用いて、圧縮応力-ひずみ関係を測定し、圧縮強度およびヤング係数(1/3割線弾性係数)を求めた。測定値の平均を表-3中に併記している。破壊靱性試験は、寸法 $10 \times 10 \times 40$ cmの角柱供試体の3点曲げ(スパン・高さ比=3)により行い、ノッチは、試験前にダイヤモンドバンドソーにより、スパン中央の片側に、はりせいに対する比で0.3の深さまで切断する方法により設けた。測定は、荷重-ノッチ肩口の開口変位(CMOD)関係をX-Yレコーダにより自動記録した。ここで、CMODはノッチ肩口にナイフエッジを介して取り付けられたクリップゲージにより測定した。以上の試験体はそれぞれ3個ずつ作製し、材令28日まで水中養生を行った。

4. 実験結果および考察

図-4, 5, 6に、 $l_f=20, 30, 50$ mmのそれぞれに関して荷重-CMOD関係の測定値、本手法による結合応力

-COD関係の推定値、CODが0.5 mmでの J 積分値と C/W の関係を示す。なお、荷重-CMOD関係は3個の測定値の平均曲線を、結合応力-COD関係は荷重-CMOD関係の平均曲線による推定値を示す。また、 J 積分値は、荷重-CMOD関係の平均曲線と個々の測定値について求め、平均値(○印で示す)と測定値のばらつきの範囲を示している。結合応力-COD関係の推定値から、 $l_f=20, 30$ mmの場合には、CODの小さい範囲で引張軟化がみられ、その程度は $V_f, C/W$ が小さいほど顕著になること、 $l_f=50$ mmではCODが0.5 mm以下の範囲ではほとんど引張軟化がみられず、逆に引張軟化を生じ、その程度は $V_f, C/W$ が大きいほど顕著になること、また、 $(l_f/d)V_f$ が一定の比較では、 $l_f=20, 30$ mmに比べて $l_f=50$ mmの場合にかなり高いブリッジング応力が保持され、その程度は V_f が大きいほど顕著になることなどがわかる。このことは、繊維のブリッジング応力が繊維界面の付着応力を介して伝達されることから、 C/W の増加による繊維界面の付着強度の増大が繊維のブリッジング応力を高め、その程度は l_f が大きいほど顕著になることを示している。また、 J 積分値と C/W の関係から、全体的に C/W の増加に伴い J 積分値は明らかに増加する傾向がみられ、その程度は V_f が大きいほど大きくなること、また、 $(l_f/d)V_f$ が一定の比較では、 $l_f=20, 30$ mmに比べて $l_f=50$ mmの場合にかなり高い J 積分値が得られ、前述の繊維のブリッジング応力と同様に、 l_f が大きいほど J 積分値で表される破壊靱性も大きくなることなどがわかる。

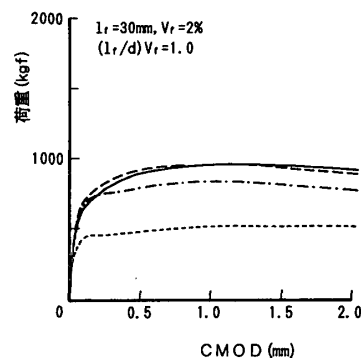
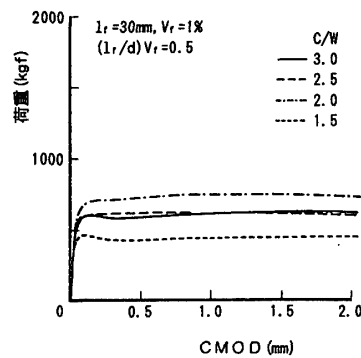
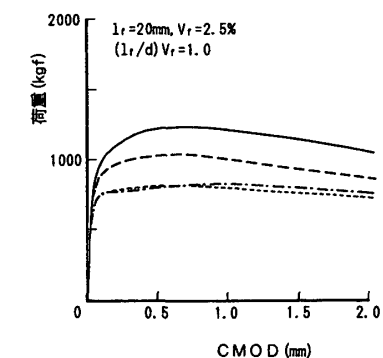
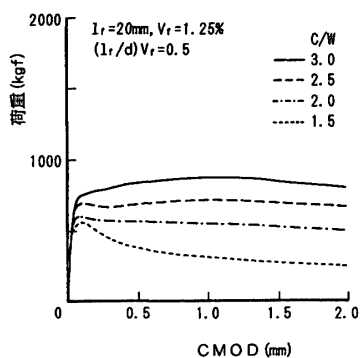


図-4(b) 荷重-CMOD関係の測定値 ($l_f=30$ mm)

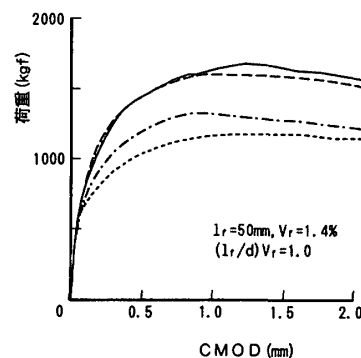
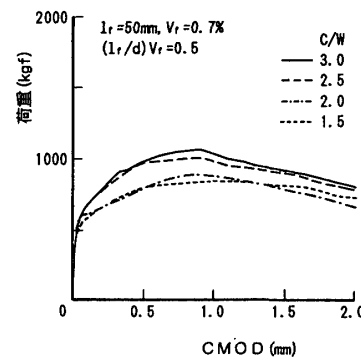


図-4(c) 荷重-CMOD関係の測定値 ($l_f=50$ mm)

図-4(a) 荷重-CMOD関係の測定値 ($l_f=20$ mm)

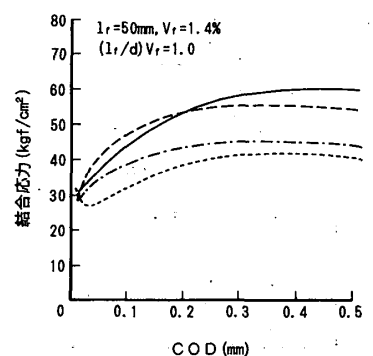
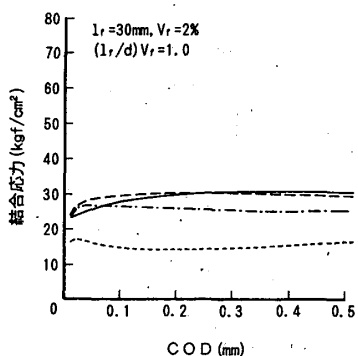
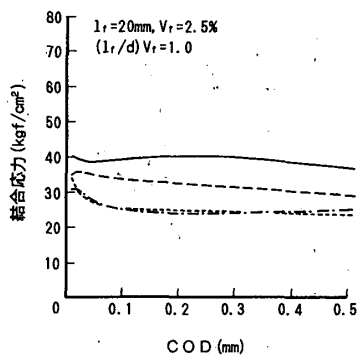
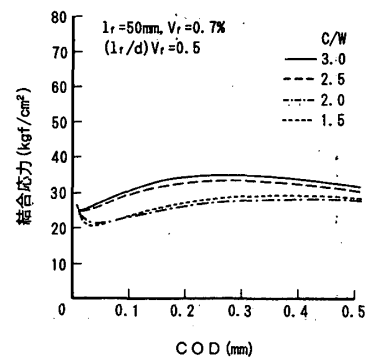
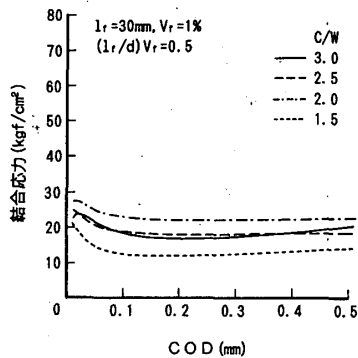
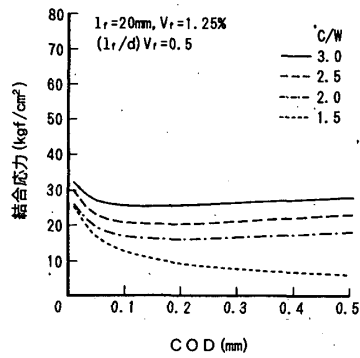


図-5(a) 結合応力-COD 関係の推定値 ($l_r=20\text{ mm}$)

図-5(b) 結合応力-COD 関係の推定値 ($l_r=30\text{ mm}$)

図-5(c) 結合応力-COD 関係の推定値 ($l_r=50\text{ mm}$)

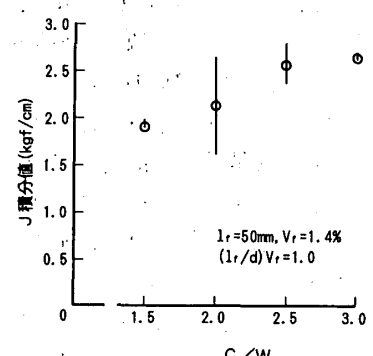
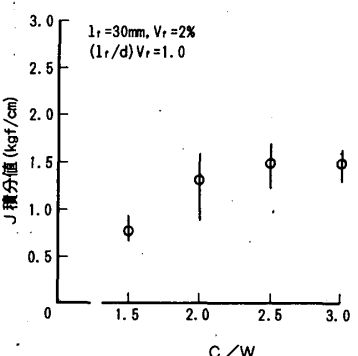
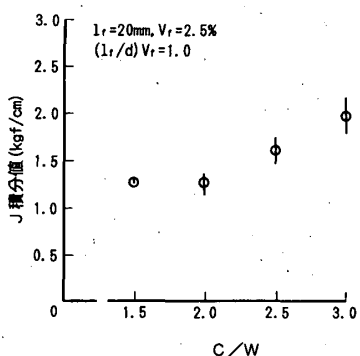
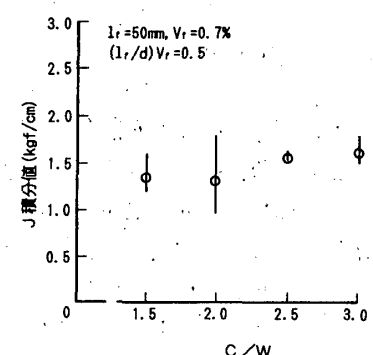
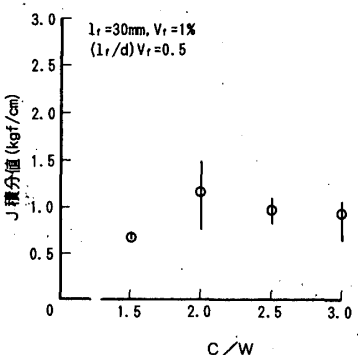
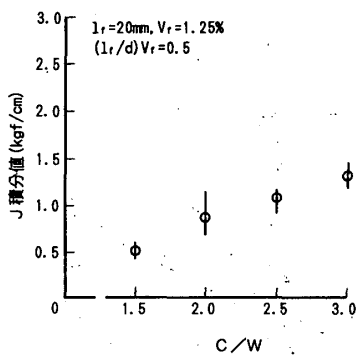


図-6(a) J 積分値と C/W の関係 ($l_r=20\text{ mm}$)

図-6(b) J 積分値と C/W の関係 ($l_r=30\text{ mm}$)

図-6(c) J 積分値と C/W の関係 ($l_r=50\text{ mm}$)

以上のような l_r/d , V_r , C/W と J 積分値の間の相互作用をさらに明らかにするために、ここでは、相互作用パラメータとして $(l_r/d)V_r(C/W)$ および $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ の2つのパラメータについて、 J 積分値との相関を調べた。なお、前者のパラメータは、 l_r/d , V_r ,

C/W の3つの調合因子が J 積分値に及ぼす作用は同等であるとしたもので、後者のパラメータは、 V_r の大きい範囲で J 積分値の増加に頭打ちの傾向がみられるという前報¹⁾の結果から、 V_r が J 積分値に及ぼす作用を $\sqrt{V_r}$ で、また鉄筋とコンクリートの付着強度がコンク

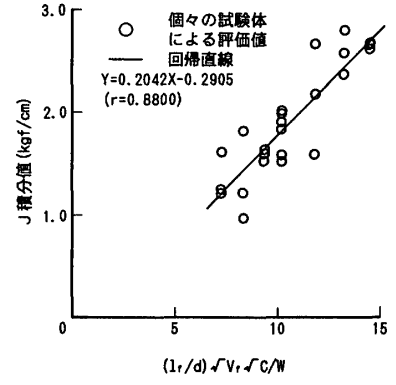
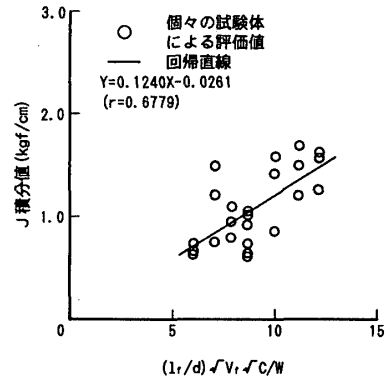
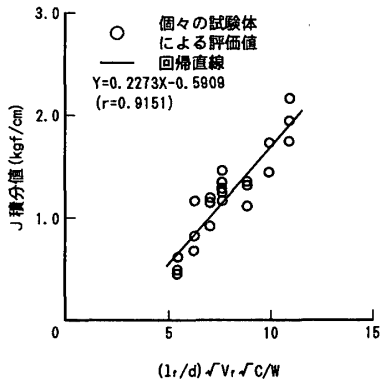
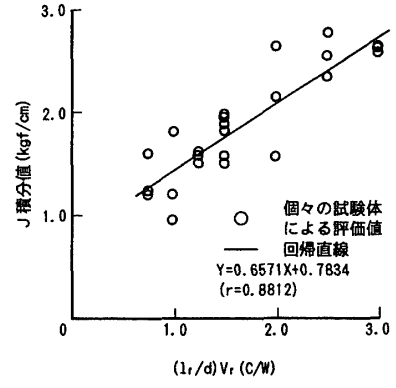
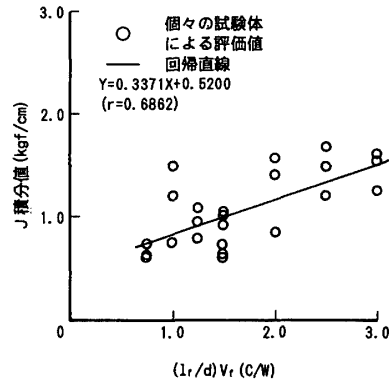
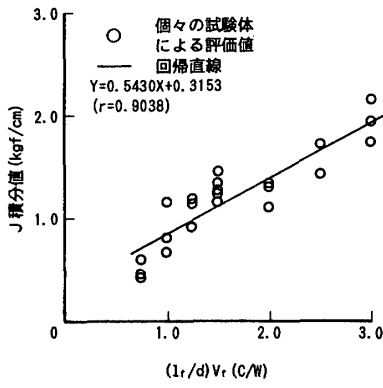


図-7(a) J 積分値と $(l_r/d)V_r(C/W)$ 図-7(b) J 積分値と $(l_r/d)V_r(C/W)$ 図-7(c) J 積分値と $(l_r/d)V_r(C/W)$
 および $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ の および $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ の および $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ の
 相関 ($l_r=20$ mm) 相関 ($l_r=30$ mm) 相関 ($l_r=50$ mm)

リートの圧縮強度の平方根にほぼ比例することから、繊維界面の付着強度もマトリックス強度に比例して大きくなり、頭打ちの傾向を示すという予測から、 C/W が J 積分値に及ぼす作用を $\sqrt{C/W}$ でそれぞれ表示したものである。図-7に、 $l_r=20, 30, 50$ mmのそれぞれに関して、2つのパラメータ $(l_r/d)V_r(C/W)$ および $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ と COD が 0.5 mm での J 積分値の相関を示す。ここで、試験体個々の評価値を○印で、その回帰直線を実線で示している。図より、 l_r 別に対して、2つのパラメータによる相関の程度にほとんど差異がなく、 J 積分値との間に比較的高い相関があることがわかる。ただし、 $l_r=30$ mm の場合には他に比べて特に相関が悪くなっているが、これは測定値のばらつきに起因したものであると考えられる。また、図-8には、 $l_r=20, 30, 50$ mm のすべてに対して、両者のパラメータと J 積分値の相関を示す。図より、パラメータの違いによる相関程度に明確な差異がみられ、パラメータ $(l_r/d)V_r(C/W)$ よりも $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ の方がずっと高い相関を与え、 $l_r/d, V_r, C/W$ が J 積分値で表される破壊靱性に及ぼす相互作用をより良く表示できることがわかる。このことから、 l_r/d の増加は破壊靱性の増加に比例的に寄与し、破壊靱性の改善にはもっとも有効な因子となるが、ワーカビリティや繊維の分散性の面から $(l_r/d)V_r$ を一定とした場合には、 l_r/d と C/W の増

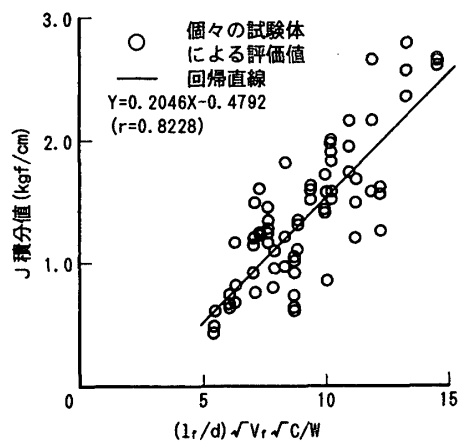
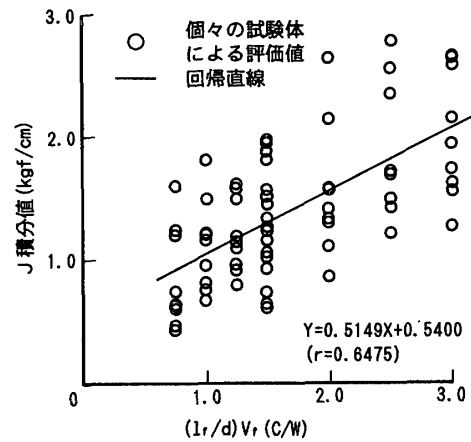


図-8 J 積分値と $(l_r/d)V_r(C/W)$ および $(l_r/d)\sqrt{V_r}\sqrt{C/W}$ の相関

加による破壊靱性の改善への寄与は同等であり ($J \propto (l_f/d) \sqrt{V_f} \sqrt{C/W}$ に $(l_f/d)V_f = \text{const.}$ を代入すれば, $J \propto \sqrt{l_f/d} \sqrt{C/W}$ だから), 繊維界面の付着強度が l_f/d と同程度に重要な因子となること, また, C/W の相乗作用により, 高強度コンクリートほど繊維補強効果が大きくなり, 高強度化に伴うコンクリートの脆性化抑制に繊維の混入が有効な手段になることが予想される。

5. まとめ

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, SFRC における繊維長さ (l_f), 繊維体積率 (V_f), マトリックス強度が破壊靱性に及ぼす相互作用について検討し, 次のような知見が得られた。繊維のブリッジング応力や J 積分値で表される破壊靱性は, V_f やコンクリートマトリックスのセメント水比 (C/W) が大きくなるほど増加し, その程度は l_f が大きくなるほど顕著になる。また, アスペクト比 (l_f/d), V_f , C/W が SFRC の破壊靱性に及ぼす相互作用は, パラメータ $(l_f/d) \sqrt{V_f} \sqrt{C/W}$ により高い相関で表示できる。このことから, l_f/d が破壊靱性の改善にもっとも有効な因子であるが, SFRC の施工性から $(l_f/d)V_f$ を一定とした場合には, l_f/d と C/W の破壊靱性の改善への寄与は同等であり, C/W による繊維界面の付着強度が l_f/d と同程度に重要な因子となること, また C/W の相乗作用により, 高強度コンクリート

ほど繊維補強効果が大であり, 高強度化に伴うコンクリートの脆性化抑制に繊維の混入が有効であることが予想される。

謝 辞

本実験を行うにあたって, 熊本大学技官 甲斐定夫氏, 熊本大学修士 西澤輝美君, 卒論生 千住雅宏, 佐澤 毅両君の協力を頂きました。ここに記して感謝致します。

参考文献

- 1) 村上 聖ほか4名：繊維補強コンクリートの破壊力学に関する研究—その1. 各種繊維による補強効果—, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 404, pp. 1~6, 1989
- 2) 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, pp. 21~32, 1988
- 3) 村上 聖ほか2名：結合力モデル解析における J 等価 Dugdale モデルの妥当性に関する解析的検証, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 426, pp. 9~14, 1991
- 4) V.C. Li et al. : Experimental determination of the tension-softening relations for cementitious composites, Cement and Concrete Research, Vol. 17, No. 3, pp. 441~452, 1987
- 5) 六郷恵哲ほか3名： J 積分法を用いたコンクリートの引張軟化曲線の定量化, セメント・コンクリート論文集, No. 43, pp. 304~309, 1989

(1993年1月25日原稿受理, 1993年6月1日採用決定)