

論文 各種繊維補強モルタル試験体の曲げ変形挙動

渡部 憲^{*1}・白井 伸明^{*2}・大岡 督尚^{*3}・白都 滋^{*4}

要旨:本報では、水セメント比を変化させた硅砂、普通細骨材および廃ガラス発泡細骨材ビニロン繊維補強モルタルの切欠き梁3点曲げ実験を行い、荷重-荷重点変位結果を用いて、逆解析を行った。また、一部の試験体の切欠き先端で多数の微細ひび割れが発生したため、逆解析より求めた破壊力学パラメータを非線形FEMに導入し、その適用性について検討を行った。その結果、普通細骨材ビニロン繊維補強モルタルは、同一繊維種類、繊維体積混入率の場合、水セメント比が60%で多数の微細ひび割れが発生すること、本FEM手法を用いることにより繊維補強モルタルのひび割れ状況を再現可能であること等の知見が得られた。

キーワード:逆解析, 多直線近似引張軟化曲線, ビニロン繊維, FEM

1. はじめに

近年、コンクリートの高靱性化のため、短繊維をコンクリート中に混入した繊維補強コンクリートに関する研究が活発に行われている。とりわけ、高靱性型セメント系複合材料は、ひび割れが1箇所集中することなく、微細なひび割れが分散して、疑似ひずみ硬化を生じる材料であり、構造物のエネルギー吸収デバイスとして適用しようという試みも報告されている¹⁾。上記のような材料を鉄筋コンクリート(以下、RCと略記)構造物に積極的に適用していくことは、RC構造物の耐震性のみでなく、耐久性の面からも有効であると考えられる。

繊維補強コンクリートを使用したRC構造物の性能を評価する場合、材料レベルでの性能を明確にし、その適用性を検討しておく必要がある。コンクリートの引張軟化挙動は、コンクリートの破壊力学のめざましい発達により、多くの部分が解明され²⁾、合理的なモデルが提案されている³⁾。さらに、切欠き梁3点曲げ実験の荷重-荷重点変位(以下、P-dと略記)結果に対して、モードI型の仮想ひび割れモデルに基づくひび割れ進展解析を行い、多直線近似引張軟化曲線

を推定する逆解析法⁴⁾を用い、繊維補強コンクリートの優れた引張靱性を評価する方法も示されている⁵⁾。

本報では、水セメント比(W/C)を変化させた硅砂、普通細骨材および廃ガラス発泡細骨材ビニロン繊維補強モルタルの切欠き梁3点曲げ実験を行い、逆解析法を用いて破壊力学パラメータを推定した。また、繊維補強モルタルの切欠き梁3点曲げ実験結果の1部では、切欠き先端から多数の微細なひび割れの発生が確認されたため、逆解析によって得られた破壊力学パラメータを2次元非線形FEMに導入し、その適用性について検討を行った。

2. 実験方法

2.1 実験概要

モルタル試験体の一覧を表1に示す。モルタルの種類は、硅砂モルタル(SM)、普通細骨材モルタル(NM)および廃ガラス発泡細骨材モルタル(LM)の3種類で、W/Cは、SMでは50%(SM50)、NMでは40, 50および60%(NM40, 50および60)、LMでは30, 35および40%(LM30, 35および40)とした。繊維体積混入率(V_f)は、SMおよびLM

*1 東急建設(株) 技術研究所建築研究室 工修(正会員)

*2 日本大学教授 理工学部建築学科 工博(正会員)

*3 東急建設(株) 建築エンジニアリング部 工博(正会員)

*4 東急建設(株) 技術研究所建築研究室 Ph.D.(正会員)

表 1 実験概要

モルタル種類	試験体名	細骨材 S	水セメント比 W/C (wt.%)	細骨材セメント比 S/C (wt.%)	繊維体積混入率 V _f (vol.%)	ビニロン繊維 V	載 荷
珪砂モルタル SM	SM50-VF0	SS	50	40	0	V1	圧縮, 曲げ 割裂引張
	SM50-VF2-V1				2		
普通モルタル NM	NM40-VF0	NN	40	200	0	V2	圧縮, 曲げ 割裂引張
	NM40-VF2-V2				2		
	NM50-VF0				0		
	NM50-VF1-V2				1		
	NM50-VF1.5-V2				1.5		
	NM50-VF2-V2		60		2	V1	
	NM50-VF2-V1				V3		
	NM50-VF2-V3				V2		
	NM60-VF0				0		
	NM60-VF2-V2				2		
軽量モルタル LM	LM30-VF0	LL	30	30	0	V2	圧縮, 曲げ 割裂引張
	LM30-VF2-V2		35		2		
	LM35-VF0				0		
	LM35-VF2-V2				2		
	LM40-VF0		40		0		
	LM40-VF2-V2				2		

細骨材 (S) SS: 珪砂 (最大寸法: 0.2mm), NN: 山砂 (最大寸法: 2.5mm), LL: 廃ガラス発泡骨材 (最大寸法: 5.0mm)
 セメント (C) 普通ポルトランドセメント, ビニロン繊維 (V) V1: 細径繊維 (径: 0.04mm, 長さ: 12mm, 弾性係数: 40GPa, 引張強度: 1600MPa), V2: 中径繊維 (径: 0.1mm, 長さ: 24mm, 弾性係数: 25GPa, 引張強度: 1100MPa), V3: 太径繊維 (径: 0.2mm, 長さ: 24mm, 弾性係数: 30GPa, 引張強度: 912MPa)

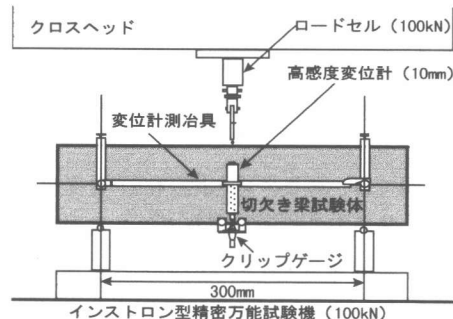


図 1 切欠き梁 3 点曲げ装置

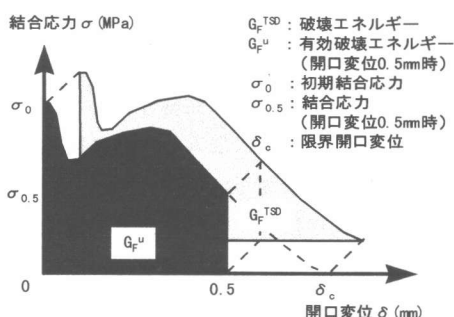


図 2 多直線近似引張軟化曲線

では 0 および 2%, NM では 0, 1, 1.5 および 2% (VF0, VF1, VF1.5 および VF2), 使用した繊維はビニロン繊維で, SM では径 0.04mm, 長さ 12mm の細径繊維 (V1), LM では径 0.1mm, 長さ 24mm の中径繊維 (V2), NM では, V1, V2 繊維および径 0.2mm, 長さ 24mm の太径繊維 (V3) について検討を行った。細骨材セメント比 (S/C) および骨材種類は, 文献¹⁾等を参考にして試験により決定した。载荷は, 圧縮, 割裂引張および切欠き梁 3 点曲げの 3 種類とした。試験体寸法は, 圧縮および割裂引張実験では $\phi 100 \times 200\text{mm}$, 切欠き梁 3 点曲げ実験では $100 \times 100 \times 400\text{mm}$ で, 各 3 体製作した。試験体は, モルタル打設後 1 日で脱型し, 試験時 (材齢 28 日) までは標準水中養生を行った。

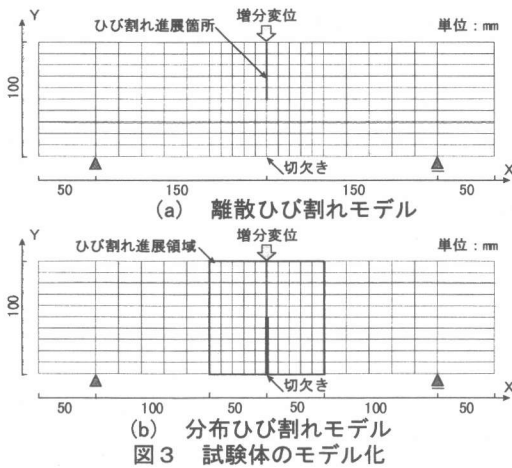
2.2 切欠き梁 3 点曲げ装置および計測方法

切欠き梁 3 点曲げ装置の概要を図 1 に示す。切欠きは, 载荷直前に, ダイヤモンドカッター

を使用して試験体中央に深さ 50mm となるように施工した。支点間のスパンは 300mm である (せん断スパン梁せい比=1.5)。载荷は, 100kN のインストロン型精密万能試験機を用いて行い, クロスヘッド速度を制御した。クロスヘッド速度は, 繊維補強モルタルでは 0.1mm/min の载荷速度としたが, プレーンモルタルでは最大荷重後の急激な荷重低下を防ぐため, 0.01mm/min の载荷速度とした。荷重は 100kN ロードセルで計測し, 荷重点変位は図 1 に示す変位計測治具を試験体に取り付け, 10mm 高感度変位計で計測した。切欠き口の開口変位は 5mm クリップゲージで計測した。各計測データは, データロガーを使用して取込んだ。

2.3 破壊力学パラメータの評価方法

破壊力学パラメータの評価方法は, 切欠き梁 3 点曲げ実験の P-d 結果に対して, モード I 型の仮想ひび割れモデルに基づくひび割れ進展解

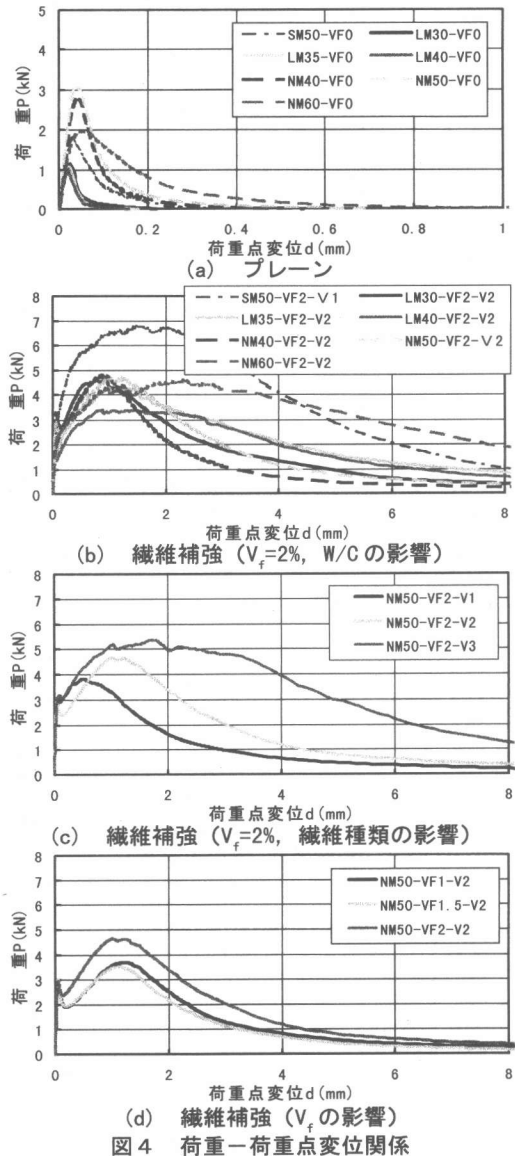


析を行い、図2に示す多直線近似引張軟化曲線を推定する逆解析法⁴⁾を用いた。

3. FEM解析方法

今回実施した繊維補強モルタルの切欠き梁3点曲げ実験結果の1部では、切欠き先端から多数の微細なひび割れの発生が確認された。本繊維補強モルタルの逆解析では、ひび割れが1箇所に集中するという仮定のもとに、破壊力学パラメータを推定しているため、得られた破壊力学パラメータの妥当性について検討を行う必要がある。そのため本研究では、ひび割れが1箇所に集中したものおよび多数の微細なひび割れが発生した切欠き梁3点曲げ実験結果(NM40-VF2-V2およびNM60-VF2-V2)を対象としたFEM解析⁶⁾を行った。

切欠き梁3点曲げ試験体は、図3に示すように要素分割した。ひび割れのモデル化は、切欠き上部のリガメント部を離散ひび割れモデルとしたケース(図3(a))および荷重点を中心として左右50mmをひび割れ進展領域と想定し、ひび割れ回転を考慮した分布ひび割れモデルとしたケース(図3(b))の2種類とした。各要素は、4節点アイソパラメトリック要素とし、図(a)の離散ひび割れ部分のみ4節点界面要素とした。構成素材の構成則として、ひび割れ進展箇所では、引張側に逆解析で得られた多直線近似引張軟化曲線を適用し、圧縮側を弾性とした。なお、そ



他の箇所は全て弾性とした。解析は、荷重点に増分変位を与える変位増分解析とし、実験で得られた荷重点変位が8~10mmであったため、荷重点変位が8mmとるまで解析を行った。

4. 結果と考察

4.1 荷重-荷重点変位関係

図4に、切欠き梁3点曲げ実験によって得られたP-d関係(3体の平均値)を示す。まず、図(a)および(b)に注目すると、いずれのモルタルも繊維補強することによって、最大荷重およ

表2 各種材料特性

試験体名	破壊力学パラメータ							曲げ実験			圧縮、割裂実験		
	破壊エネルギー			初期結合応力 σ_0	限界開口変位 δ_c	有効引張強度 f_t^{eff}	開口変位 0.5mm 時 σ	等価曲げ強度 f_b	ひび割れ本数	ひび割れ幅	圧縮強度 f_c	ヤング係数 E_c	割裂引張強度 f_t
	RILEM 法 ¹⁾ G_F^{WOF}	逆解析 G_F^{TSD}	逆解析 G_F^U										
	(N/m)	(N/m)	(N/m)	(MPa)	(mm)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	本	mm	(MPa)	(GPa)	(MPa)
SM50-VF0	31	32	32	1.70	0.052	1.66	0.00	3.30	1	—	45.3	17.7	1.46
SM50-VF2-V1	5566	7771	1852	5.06	4.071	4.20	4.32	12.27	8	32.3	40.4	15.9	2.91
NM40-VF0	50	49	49	2.48	0.050	3.07	0.00	5.06	1	—	56.4	25.4	3.87
NM40-VF2-V2	2024	2177	1175	5.59	1.317	4.02	2.68	8.64	1	—	50.6	26.0	3.38
NM50-VF0	64	76	76	4.36	0.211	3.22	0.00	5.56	1	—	55.1	24.6	3.86
NM50-VF1-V2	1896	2183	769	3.48	1.416	3.16	2.04	6.72	1	—	50.0	22.9	3.63
NM50-VF1.5-V2	1750	2039	776	4.98	1.609	3.43	2.23	6.39	1	—	51.1	22.2	3.56
NM50-VF2-V2	2599	3149	1046	4.58	2.201	3.20	2.86	8.46	3	13.7	43.9	21.2	3.30
NM50-VF2-V1	1708	1881	1001	3.87	1.920	2.97	1.73	6.96	2	9.2	39.4	19.7	3.93
NM50-VF2-V3	4618	7045	1261	4.19	3.483	3.56	2.96	9.71	6	38.0	41.4	20.2	3.32
NM60-VF0	85	95	95	1.58	0.242	1.78	0.00	3.62	1	—	44.3	23.9	2.71
NM60-VF2-V2	3986	7553	1053	3.43	4.195	2.51	2.65	8.33	10	33.7	33.0	17.3	2.54
LM30-VF0	18	17	17	1.02	0.026	1.00	0.00	2.13	1	—	39.9	13.7	3.41
LM30-VF2-V2	2521	3406	1354	3.58	4.572	3.35	2.81	8.36	3	12.4	38.9	14.5	3.17
LM35-VF0	8	9	9	0.96	0.015	0.86	0.00	2.01	1	—	37.2	13.2	3.13
LM35-VF2-V2	2992	4459	1175	3.08	3.783	2.58	2.12	7.81	8	24.0	37.4	14.2	2.66
LM40-VF0	7	8	8	0.86	0.021	0.70	0.00	1.88	1	—	36.6	13.4	2.99
LM40-VF2-V2	2698	3991	837	2.47	3.532	1.59	2.00	6.20	8	21.0	35.7	13.2	2.79

G_F^{WOF} : RILEMの方法により算定した破壊エネルギー

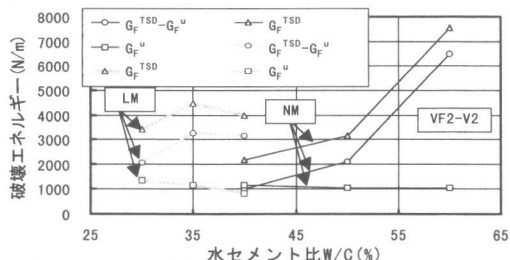
f_t : 繊維補強モルタルについては、初期ひび割れ発生荷重より算出

f_t^{eff} : 逆解析法により得られた多直線近似引張軟化曲線の $\delta=0.01\text{mm}$ までの結合応力の平均値

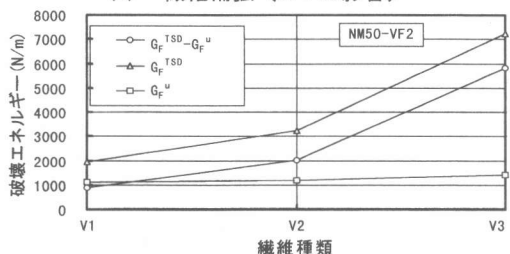
NM60-VF2-V2については、 $\delta_c=0\text{MPa}$ となっていない。NM60-VF2-V2: $\delta_c=4.195\text{mm}$ で $\sigma=0.36\text{MPa}$

ひび割れ本数: 曲げ試験後、切欠き先端より発生したひび割れを目視により観察

ひび割れ幅: 曲げ試験後、ひび割れが多数発生したものについて、ひび割れ発生領域をノギスにより計測



(a) 繊維補強 (W/Cの影響)



(b) 繊維補強 (繊維種類の影響)

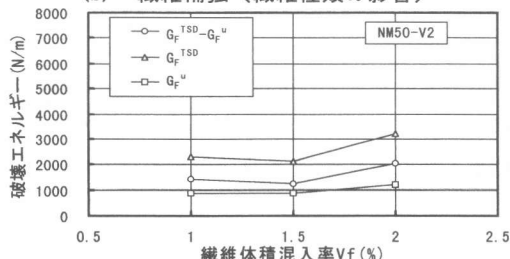
(c) 繊維補強 (V_f の影響)

図5 破壊エネルギー—各種要因関係

び変形性能が著しく改善されていることがわかる。また、図 (b) に示した、NMとLMの場合、W/Cの増大に伴いP-d関係の形状が延性的となっ

ている。次にNM50-VF2で繊維種類の相違する場合の結果を比較した図(c)では、 V_f が同じでも、繊維種類の相違によってP-d関係は大きく影響を受けている、NMシリーズの中では、太径の繊維V3を使用した場合が、最も最大荷重および変形性能の改善効果を期待できる。続いて、NM50-V2で V_f の相違する場合の結果を比較した図(d)では、 $V_f=1$ と1.5%の、P-d関係にほとんど差は見られないが、 $V_f=2\%$ では、最大荷重および変形性能が他のものと比較して多少改善できることがわかる。

4.2 破壊力学パラメータ

表2に、逆解析で得られた破壊力学パラメータおよび圧縮、割裂引張実験の結果一覧を示す。表中には切欠き梁3点曲げ実験後の目視によるひび割れ観察結果も併記してある。NMは、同一繊維種類、 V_f の場合、W/Cが60%で多数の微細ひび割れ(10本)が発生している。また、LMは、W/Cが35%、40%で多数の微細ひび割れ(8本)が発生している。なお、多数の微細ひび割れが発生した試験体は、SM50-VF2-V2、NM50-VF2-V3、NM60-VF2-V2、LM35-VF2-V2およびLM40-VF2-V2である。

図5に、NMおよびLMの破壊エネルギーと各種要因(W/C、 V_f および繊維種類)の関係を示す。

同種モルタルの場合、多直線近似引張軟化曲線の開口変位 (δ) が 0.5mm までの有効破壊エネルギー (G_F^u) に与える各種要因の影響は小さいが、多直線近似引張軟化曲線の限界開口変位 (δ_c) までの破壊エネルギー (G_F^{TSD}) から G_F^u を引いた値 ($G_F^{TSD} - G_F^u$) は各種要因の影響を顕著に受けている。なお、 $G_F^{TSD} - G_F^u$ が著しく増大した試験体は、多数の微細ひび割れが確認できた NM50-VF2-V3, NM60-VF2-V2, LM35-VF2-V2 および LM40-VF2-V2 である。

図 6 に、逆解析で得られた多直線近似引張軟化曲線を示す。各種要因 (W/C , V_f および繊維種類) が多直線近似引張軟化曲線の形状に与える影響は、図 4 の P - d 関係と同様の傾向を示している。繊維補強モルタルの結果に注目すると、多数の微細ひび割れが確認できた SM50-VF2-V2, NM50-VF2-V3, NM60-VF2-V2, LM35-VF2-V2 および LM40-VF2-V2 では、 $\delta = 0.5\text{mm}$ 以降、 δ の増加に伴い、緩やかに応力低下している。一方、その他の試験体では、 $\delta = 0.5\text{mm}$ 以降急激な応力低下が生じている。

以上のことは、本研究で用いた逆解析手法により、多数の微細ひび割れの発生が破壊力学パラメータに与える影響について評価できることを示している。

4.3 FEM 解析

図 7 に、切欠き梁 3 点曲げ実験および FEM 解析により得られた P - d 関係を示す。いずれの解析手法を用いた場合も実験で得られた最大荷重を多少低めに評価しているものの、 P - d 関係の形状は概ね実験結果と近似している。

図 8 に、分布ひび割れモデルを用いた場合の FEM 解析により得られた、荷重点変位 2mm および 8mm 時点での切欠き梁ひび割れ状況を示す。また、写真 1 には実験後の切欠き梁ひび割れ状況を示す。ひび割れが 1 箇所集中した場合 (NM40-VF2-V2) も、多数の微細なひび割れが発生した場合 (NM60-VF2-V2) も、本 FEM 解析手法を用いることにより繊維補強モルタルのひび割れ状況を再現可能であることがわかる。

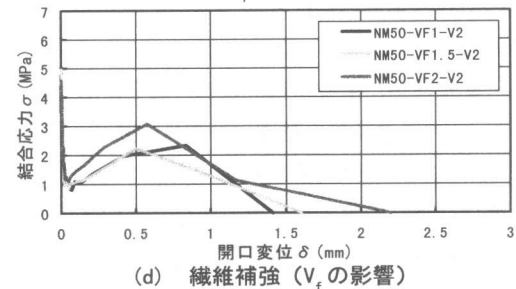
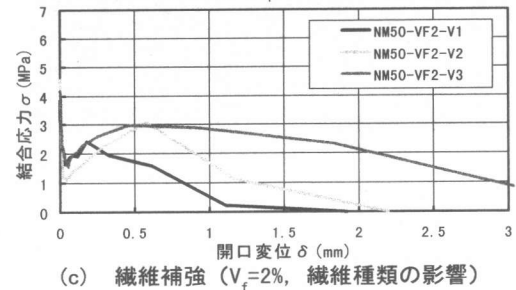
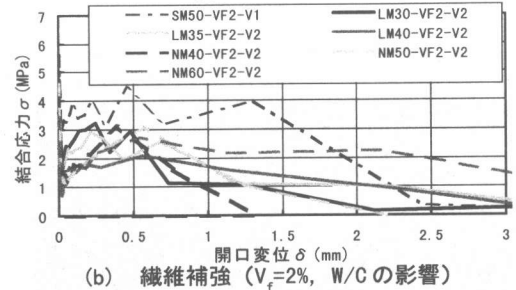
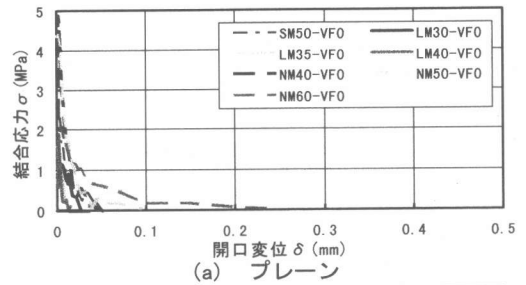


図 6 多直線近似引張軟化曲線

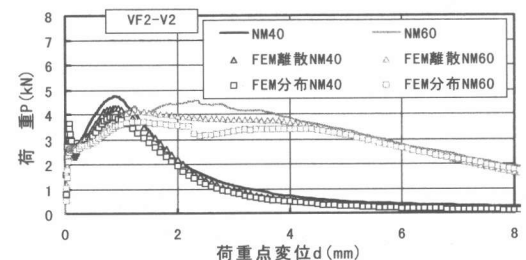


図 7 荷重-荷重点変位関係

即ち、本研究で用いた逆解析手法は、多数の微細ひび割れが発生した場合の破壊力学パラメータの評価手法として適用の可能性が高い。

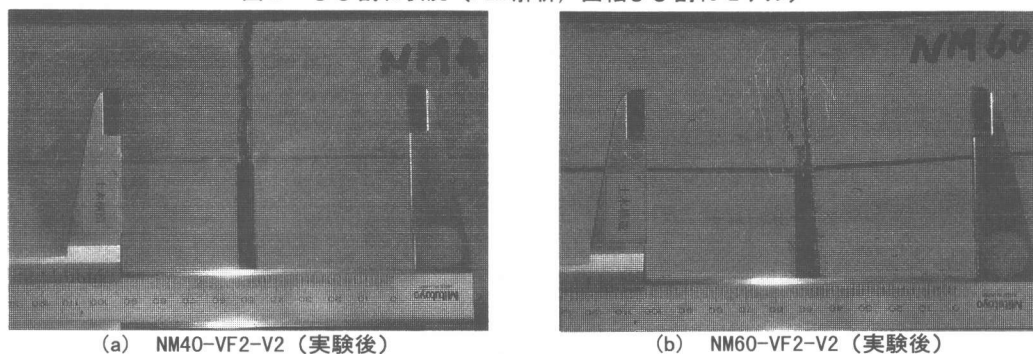
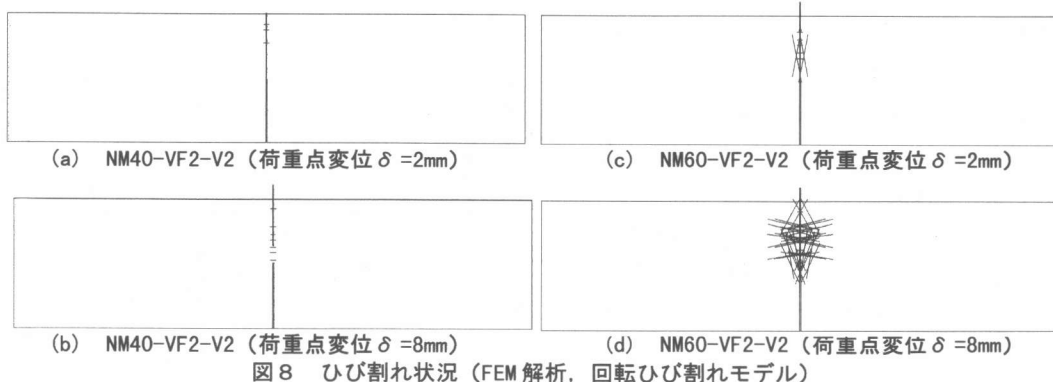


写真1 ひび割れ状況 (実験結果)

5. まとめ

本実験で得られた結果を要約すると、およそ次のようにまとめられる。

- 1) 普通細骨材ビニロン繊維補強モルタルは、同一繊維種類、繊維体積混入率の場合、水セメント比60%で多数の微細ひび割れが発生した。
- 2) 本研究で用いた逆解析手法により、多数の微細ひび割れの発生が破壊力学パラメータに与える影響について評価できる。
- 3) 本FEM解析手法を用いることにより繊維補強モルタルのひび割れ状況を再現可能である。

謝 辞

破壊力学パラメータの評価に際し有益なるご助言を頂いた、東京都立大学大学院 工学研究科 建築学専攻の橘高義典助教授に謝意を表します。また、試験体製作に際し材料を提供して頂いた、(株)クラレ、クリスタルレイ(株)、太平洋セメント(株)、(株)ポゾリス物産に謝意を表します。

参考文献

- 1) (財) 日本建築センター：日米共同構造実験研究

「高知能建築構造システムの開発」平成11年度報告書、2000.3

- 2) 破壊力学の応用研究委員会：破壊力学の応用研究委員会報告書、日本コンクリート工学協会、1993.10
- 3) CEB:CEB-FIP MODEL CODE1990, Thomas Telford, pp.33-58
- 4) 橘高義典, 上村克郎, 中村成春：コンクリートの引張軟化曲線の多直線近似解析, 日本建築学会構造系論文集, 第453号, pp.15-25, 1993.3
- 5) 大岡督尚, 橘高義典, 渡部 憲：コンクリートの破壊パラメータに及ぼす短繊維混入および材齢の影響, 日本建築学会構造系論文集, 第529号, pp.1-6, 2000.3
- 6) DIANA Foundation Expertise Center for Computational Mechanics (DIANA version-7): DIANA Finite Element Analysis Users Manual, TNO Building and Construction Research, 1998.
- 7) RILEM, Draft Recommendation: Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Therr-point Bend Test on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.285-290, 1985.