不連続炭素繊維で補強したモルタルの曲げ強度と
たわみに関する研究STUDY ON FLEXURAL STRENGTH AND DEFLECTION OF MORTAR
REINFORCED WITH DISCONTINUOUS CARBON FIBERS

興石直幸*, 手塚 升**, 田村 恭***

Naoyuki KOSHIISHI, Minoru TEZUKA and Yasushi TAMURA

This study on mortar reinforced with discontinuous fibers intends to relate the flexural stress-deflection curve to the tensile and compressive stress-strain curves.

The main points discussed are as follows;

- (1) to determine the measuring method of stress-strain curves appropriate for this composite material,
- (2) to examine the analytical method of the flexural stress-deflection curve based on the experimental data of the tensile and compressive stress-strain curves,
- (3) to observe, from the analytically obtained results, the influence that the characteristics of the tensile and compressive stress-strain curves have on the flexural strength and resulting deflection.

Keywords : *discontinuous carbon fiber, fiber reinforcement, mortar, flexural strength, deflection, stress-strain curve*

不連続炭素繊維、繊維補強、モルタル、曲げ強度、たわみ、応力-ひずみ曲線

1 緒 論

セメント系材料の引張強度および引張ひずみ能力を改善することを目的とした炭素繊維の利用は、既に一部で実用化されている。しかし、利用の適正化を図るためには、究明すべき課題が少なからず残されている。

繊維による補強効果は、繊維の種類・形状および補強形態によって異なる。例えば、棒状に成形された連続繊維は、コンクリート部材中の応力が作用する部分に集中配置され、引張やせん断耐力を向上させる効果がある。

一方、不連続繊維は、通常モルタル中にランダムに分散され、外力や乾燥収縮等に起因したひび割れの発生を抑制する効果を持っている。さらに、薄板部材の製造が可能であることから、曲げ応力に対して高い靱性を付与することができる。

しかし、連続繊維で補強したコンクリート部材の力学的挙動については、鉄筋コンクリートの解析手法に倣った検討が盛んに行われているものの、不連続繊維で補強したモルタルについては、特に重要となる曲げ変形状の究明が遅れており、この材料が持つ優れた靱性が実用面で有効に活かされていない。

曲げ変形状は、通常、引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係との関連性から検討されるが、繊維の分散および配向の影響を受けるこの材料においては、特に引張と曲げに対する応力-変位関係がばらつきを含めため、両者間の関連性を実験だけで確かめることは難しい。

本研究は、不連続炭素繊維で補強したモルタルの曲げ変形状を究明する目的で、まず、引張および圧縮を受けたときの応力-ひずみ関係について検討を加え、それと曲げ応力-たわみ関係との関連性を実験と解析によって解明しようとするものである。

2 研究の目的

2.1 本論文に関連する既往の研究

連続繊維あるいは不連続繊維で補強したモルタル（以下、それぞれ連続繊維補強材料および不連続繊維補強材料という）の力学的挙動を扱った研究は多い。

引張挙動については、ACK理論や他の理論に基づいて引張応力-ひずみ関係をモデル化した研究^{1)~7)}がある。

連続繊維補強材料の曲げ挙動については、引張および

* 早稲田大学理工学部建築学科 助手・工修

** 千葉職業能力開発短期大学校 教員・工博

*** 早稲田大学理工学部建築学科 教授・工博

Research Assoc., Dept. of Architecture, Waseda Univ., M. Eng.

Chiba Polytechnic Collage, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Waseda Univ., Dr. Eng.

圧縮に対する応力-ひずみ関係から曲げ応力-たわみ関係を解析した研究⁸⁾がある。また、メッシュ状に成形された連続繊維で補強したモルタル板の曲げ破壊荷重とたわみを、連続繊維の引張とモルタルの圧縮に対するそれぞれの応力-ひずみ関係を用いて計算し、実験値と一致することを確かめた研究⁹⁾がある。

これに対し、不連続繊維補強材料の曲げ挙動については、鉄筋コンクリート部材の曲げ終局強度の算定法にならって曲げ強度を算出し、実験値と一致することを確かめた研究¹⁰⁾⁻¹²⁾はあるが、たわみについてはこれらと同様の検討を行ったものはない。

2.2 研究の目的と項目

本研究は、不連続炭素繊維で補強したモルタルの曲げ変形性状を究明することを目的とし、引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係と曲げ応力-たわみ関係の関連性を実験と解析によって解明するものである。

主な研究項目は以下の通りである。

- 1) 引張、圧縮および曲げに対する応力-変位関係の測定方法並びに実験結果の検討
- 2) 引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係に基づいた曲げ応力-たわみ関係の解析手法に関する検討
- 3) 引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係と曲げ強度および最大応力時のたわみとの関連性に関する検討

なお、実験では、フレッシュな状態の性質および物理的性質についても測定を同時に行っているが、本論文に関連する結果のみを示すことにする。

3 引張、圧縮および曲げを受けた場合の応力-変位関係に関する実験的検討

3.1 実験計画

3.1.1 使用材料および調合

A. 使用材料

普通ポルトランドセメント(C)の一部をシリカフューム(Sf)で置換した結合材に、細骨材として豊浦産の標準砂(S)を加えた。このモルタルの補強繊維として汎用ビッチ系炭素繊維(Cf)を用いた。また、混和剤としてナフタリンスルホン酸塩系の高性能減水剤(Sp)を使用した。セメント、シリカフュームおよび炭素繊維の性質をそれぞれ表1、2および3に示す。

B. 調合

本実験で作製した試験片の水結合材比(W/(C+Sf) by vol.)と置換率(Sf/(C+Sf) by vol.)の関係は表4に示す通りである。ただし、砂結合材比(S/(C+Sf) by vol.)はすべて0.50とし、繊維混入率(Vf by vol.)は一部を除き2%に固定した。なお、試験片の作製が確実にできるように、試料の流動性を高性能減水剤の添加量で調

整した。添加率の範囲は、結合材の質量に対して0~2.60%である。

D調合で繊維混入率1%と3%の場合について実験を行っているのは、ひび割れ間隔が広く脆性的な挙動を示すものと、その間隔が狭く靱性に富んだ挙動を示すものを含め、本解析方法の妥当性を幅広く検討するためである。

上述の調合因子の水準は、水結合材比、置換率、砂結合材比および繊維混入率がフレッシュな状態の性質、各種強度、乾燥収縮等に及ぼす影響について筆者らが検討している実験の一部を選定したものである。本論文では、水結合材比と置換率がともに大きく、比重が著しく小さくなる調合(表中の*印)は対象から除外し、残りの範囲の全体的な傾向を把握するため、AからJの調合について実験を行った。

3.1.2 試験片の作製方法

A. 練り混ぜ

練り混ぜは容量20ℓのモルタルミキサで行い、1回の練り混ぜ量は約4ℓとした。

練り混ぜ手順と所要時間を図1に示す。まず、高性能減水剤(Sp)を予め添加した水(W)を練りはちに入れ、パドルを回転させながら、結合材をシリカフューム(Sf)、セメント(C)の順に投入した。次に、炭素繊維(Cf)を少量ずつ加え、最後に細骨材(S)を入れて練り混ぜた。

この練り混ぜ方法は、以下の点を考慮して決定した。

- (1) 繊維の分散性は、繊維投入時の砂結合材比が大きいくほど低下するため、細骨材より先に繊維を投入する。
- (2) 繊維の分散性を向上させるため、シリカフュームを使用する。
- (3) 練り混ぜによる繊維の破損を軽減するため、繊維投入後のパドルの総回転数を最小限にする¹³⁾。

表1 セメントの性質 (T社製)

比 重	比表面積 (cm ² /g)	凝 結			安定性	圧 縮 強 度 (kgf/cm ²)		
		水量 (%)	始 結 (h-m)	終 結 (h-m)		3 日	7 日	28 日
3.15	3300	29.0	2-30	4-25	良	178	256	398

表2 シリカフュームの性質 (E社カタログによる)

比 重	比表面積 (BEI法) (cm ² /g)	化 学 成 分 (%)				
		SiO ₂	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	C	L.O.I.
2.22	20×10 ⁴	90~96	0.8以下	3.0以下	1.4以下	3.0以下

表3 炭素繊維の性質 (K社カタログによる)

比 重	直 径 (μm)	長 さ (mm)	引 張 強 度 (kgf/cm ²)	弾 性 係 数 (kgf/cm ²)	伸 度 (%)
1.65	18.0	6.0	6.0×10 ³	3.1×10 ⁵	2.0

表4 調合割合表 (水結合材比W/(C+Sf)・置換率Sf/(C+Sf))

Sf/(C+Sf) W/(C+Sf)	0%	10%	20%	30%	40%
1.0	A2	B2	C2	D1,D2,D3	E2
1.2	—	—	F2	—	G2
1.4	—	—	—	H2	*
1.6	**	—	I2	*	*
1.8	**	J2	*	*	*

[注]①のアルファベットの添字は繊維混入率(%)を示す。②砂結合材比はすべて0.50(by vol.)である。③*印は本実験の負荷から除外したものを示す。④**印は良好な試験片が作製できないことを示す。

練り混ぜ後における繊維の分散状態を手触りと目視によって評価した結果を表5に示す。A2およびJ2以外の調査では、繊維は良く分散しており、モルタルミキサによって繊維を均一に分散することが可能であった。

練り混ぜ後の繊維長分布および平均繊維長を調べた結果の一部(4調査)を、練り混ぜ前(PM)と比較して示したものが図2および表6である。繊維長の測定は、練り上がり試料のモルタル部分を篩上で静かに洗い流し、乾燥後の繊維を投影機で拡大して行った。セメントペーストの粘性が高くて、繊維の破損が最も著しかったE2調査では、平均繊維長は4.4mmから3.9mmに減少した。

B. 成形および養生

曲げ試験片の成形はJIS R 5201に準拠した。ただし、板厚の関係で、型詰めは2層に分けず1層で行った。引張および圧縮用の試験片については、小型の突き棒で型詰めを行った。練り混ぜ後、約26時間で脱型し、試験材令の28日まで $20 \pm 3^\circ\text{C}$ の水中で養生した。

図1 練り混ぜの手順と所要時間
[注] 例えば、図中のL1およびL0.5は低速回転(80rpm)でそれぞれ1分および30秒間、H2は高速回転(150rpm)で2分間練り混ぜることを表す。

表5 繊維の分散状態			表6 繊維の破損状況		
MARK	分散性	MARK	分散性	MARK	分散性
A2	×	D2	○	PM	4.4
B2	○	D3	○	A2	3.9 ¹⁾
C2	○	E2	○	E2	3.9
D1	○	F2	○	F2	4.1
		J2	△	J2	4.1 ²⁾

[注] ○: 良く分散している
△: 毛主が散らばっている
×: 毛主が凝り感がある
[注] 1) 分散性: ×, 2) 分散性: △

図2 繊維長(Lf)の分布状況(Lf>1.5mm)

図3 引張試験片の形状・寸法(単位: mm)

図4 圧縮試験片の形状・寸法(単位: mm)

3.1.3 測定項目および試験方法

A. 引張荷重-伸び関係

引張試験片の形状・寸法を図3に示す。試験片の厚さは、引張試験片で測定した応力-ひずみ関係が曲げ試験片の引張縁近傍におけるものと良く一致するように、作製が可能な限り薄くした。試験片の厚さは約6mmである。変位の測定には、通常ストレインゲージが用いられるが、ゲージベースと接着剤が微細なひび割れの発生を抑制することが認められるため、パイ型変位計(標点距離: 50mm)を用いて標点間の伸びを測定した。測定した伸びは、基長を35mmとしたときのひずみに換算した。なお、このようにして算出したひずみは、ストレインゲージ(ゲージ長: 30mm)を用いて同時に測定したひずみと一致することを予備実験で確かめた。

試験機は、容量25tの高精度定速ひずみ方式万能試験機(S社製)を用い、荷重と伸びの関係を記録した。試験片の数は各調査につき6片である。

B. 圧縮荷重-ひずみ関係

圧縮試験片の形状・寸法を図4に示す。打ち込み面を除く一対の側面にストレインゲージ(ゲージ長: 20mm)を貼り、荷重とひずみの関係を記録した。

試験機は、容量10tの機械式万能試験機(S社製)を用いた。試験片の数は、各調査につき3片である。

C. 曲げ荷重-たわみ関係

曲げ試験片の形状・寸法、載荷装置およびたわみの測定方法を図5に示す。たわみの測定は棒状変位計で行い、4箇所測定した載荷点変位の平均値をたわみとした。

試験機は引張試験と同じものを用い、荷重とたわみの関係を記録した。試験片の数は各調査につき6片である。

3.2 実験結果

3.2.1 引張試験

各調査を代表する引張応力(σ)-伸び(ΔL)関係を図6に示す。同図(a)および(b)は繊維混入率2%の関係を示したものであり、前者は水結合材比1.0の調査(A~E)、後者は残りの調査(F~J)に関するものである。

図5 曲げ試験片の形状・寸法、載荷装置およびたわみの測定方法(単位: mm)

また同図(c)は繊維混入率を変化させたD調合の関係を
示している。以下、図7および8においても同様である。

図6(a)および(b)によれば、 σ - ΔL 関係は、ひび割
れ発生後も応力は増加し、靱性に富んだ挙動を示した。
また同図(c)によれば、繊維混入率が増加するほど引張
強度および最大応力時の伸びは増大した。

同一調合の試験片で測定した引張強度(f_t)および最大
応力時のひずみ(ε_{σ})の平均値と変動係数を表7に示す。
 f_t および ε_{σ} の平均値はそれぞれ24.7~67.2kgf/cm²およ
び515~3526 $\times 10^{-6}$ であり、前者の変動係数は4.7~18.4%、
後者のそれは14.3~68.8%であった。従って、同一調合
であっても、 f_t および ε_{σ} の変動は大きい。

本実験では、靱性に富んだこの材料の破壊に至るまで
の比較的大きな伸びの測定を目的としているため、伸び

の小さな領域の初期弾性係数やひび割れ発生時の伸びに
関しては言及しない。

3.2.2 圧縮試験

各調合を代表する圧縮応力(σ_c)—ひずみ(ε_c)関係を図
7に示す。同図(a)および(b)では、 σ_c - ε_c 関係は定性的
に類似しており、ひずみの増加とともに応力の増分は減
少した。また同図(c)によれば、 σ_c - ε_c 関係に及ぼす纖
維混入率の影響は小さい。

同一調合の試験片で測定した圧縮強度(f_c)および最大
応力時のひずみ(ε_{σ})の平均値と変動係数を表8に示す。
 f_c および ε_{σ} の平均値はそれぞれ495~1079kgf/cm²およ
び4209~5078 $\times 10^{-6}$ であり、前者の変動係数は0.0~5.2%、
後者のそれは0.1~7.3%であった。従って、同一調合で
あれば、 f_c および ε_{σ} の変動は小さい。

図6 各調合を代表する引張応力(σ_t)—
伸び(ΔL)関係

表7 引張試験の結果

MARK	引張強度, f_t (kgf/cm ²)	最大応力時のひずみ $\varepsilon_{\sigma} (\times 10^{-6})$
A 2	44.3 (10.9)	972 (14.3)
B 2	52.0 (9.8)	1391 (28.2)
C 2	55.1 (9.5)	2128 (30.5)
D 1	24.7 (17.4)	515 (68.8)
D 2	42.4 (4.7)	1316 (35.0)
D 3	67.2 (12.9)	2134 (31.7)
E 2	48.8 (12.2)	1994 (43.6)
F 2	54.5 (9.6)	1997 (35.5)
G 2	47.9 (8.5)	2542 (36.9)
H 2	48.1 (9.8)	3526 (34.2)
I 2	49.5 (9.0)	2649 (40.3)
J 2	49.7 (18.4)	1568 (52.1)

[注]括弧中の数字は変動係数(%)を示す。

図7 各調合を代表する圧縮応力(σ_c)—
ひずみ(ε_c)関係

表8 圧縮試験の結果

MARK	圧縮強度, f_c (kgf/cm ²)	最大応力時のひずみ $\varepsilon_{\sigma} (\times 10^{-6})$
A 2	889 (0.8)	4436 (3.1)
B 2	1038 (1.7)	4615 (0.8)
C 2	997 (0.5)	4496 (6.5)
D 1	1079 (1.7)	4928 (0.5)
D 2	1060 (1.7)	4881 (4.4)
D 3	1020 (5.2)	4899 (3.1)
E 2	897 (4.9)	4209 (7.3)
F 2	883 (1.5)	4739 (6.2)
G 2	818 (2.8)	4834 (3.1)
H 2	716 (1.2)	4874 (3.6)
I 2	650 (2.4)	5078 (4.2)
J 2	495 (0.0)	4645 (0.1)

[注]括弧中の数字は変動係数(%)を示す。

図8 各調合を代表する曲げ応力(σ_b)—
たわみ(δ_b)関係

表9 曲げ試験の結果

MARK	曲げ強度, f_b (kgf/cm ²)	最大応力時のたわみ δ_{σ} (mm)
A 2	126.2 (5.8)	0.439 (12.7)
B 2	171.9 (9.0)	0.620 (18.0)
C 2	126.7 (14.5)	0.590 (50.3)
D 1	68.0 (8.9)	0.191 (29.8)
D 2	129.6 (7.5)	0.588 (13.8)
D 3	163.9 (12.0)	0.712 (29.3)
E 2	128.1 (9.3)	0.592 (20.2)
F 2	137.6 (7.3)	0.764 (15.3)
G 2	123.8 (7.7)	0.836 (18.6)
H 2	140.2 (7.8)	1.300 (7.0)
I 2	133.8 (8.8)	0.917 (13.7)
J 2	141.2 (10.3)	0.819 (19.2)

[注]括弧中の数字は変動係数(%)を示す。

3.2.3 曲げ試験

各調合を代表する曲げ応力(σ_b)－たわみ(δ)関係を図8に示す。同図(a)および(b)によれば、ひび割れ発生後も、たわみの増加とともに応力は増大した。また同図(c)によれば、D1調合ではひび割れ発生後の応力増加があまり顕著でないが、D2、D3調合と繊維混入率が増加するにつれて靱性は著しく増大した。

同一調合の試験片で測定した曲げ強度(f_b)および最大応力時のたわみ(δ_0)の平均値と変動係数を表9に示す。 f_b および δ_0 の平均値はそれぞれ68.0～171.9kgf/cm²および0.191～1.300mmであり、前者の変動係数は5.8～14.5%、後者のそれは7.0～50.3%であった。従って、同一調合であっても、 f_b および δ_0 の変動は大きかった。

3.3 結果のまとめ

以上の実験結果を要約すると以下の通りである。

- 1) 引張応力－伸び関係は、調合によって大きく変化した。繊維混入率を変化させた調合では、繊維混入率の増加に伴い、引張強度および最大応力時の伸びは増大した。また、同一調合であっても引張強度および最大応力時のひずみの変動は大きかった。
- 2) 圧縮応力－ひずみ関係は、調合によって変化した。繊維混入率が上述の関数に及ぼす影響は小さかった。また、同一調合であれば圧縮強度および最大応力時のひずみの変動は小さかった。
- 3) 曲げ応力－たわみ関係は、調合によって変化した。繊維混入率を変化させた調合では、繊維混入率の増加に伴い、ひび割れ発生後の挙動が脆性的な破壊から靱性に富んだ破壊に変化した。また、同一調合であっても曲げ強度および最大応力時のたわみの変動は大きかった。

4 曲げ応力－たわみ関係に関する解析的検討

4.1 解析手法

4.1.1 概要

3.2.1項および3.2.2項で測定した引張応力－伸び関係および圧縮応力－ひずみ関係を用いて曲げ応力－たわみ関係を計算し、3.2.3項の実験結果と比較するとともに、それらの関連性について考察を行う。

たわみの解析においては、曲げ試験片の微小部分に対して、作用モーメントの増大に伴う剛性の低下を考慮しなければならない。そこで、本解析手法では、曲げ試験片の支点間を材軸方向に12個のブロックに分割し、各ブロックの中心に作用するモーメントの変化に対応した見掛けの剛性を代入することによりたわみを算出した。

4.1.2 引張応力(σ)－ひずみ(ϵ)関係の算出

図6の引張応力(σ)－伸び(ΔL)関係から、引張試験片の平行部のうち、曲げ試験片を分割するブロックの長

さ(10mm)に等しい領域(以下、引張ブロックという)内の引張応力(σ)と見掛けのひずみ(ϵ)の関係を求める。

図9(a)および(b)は、応力上昇域および応力下降域における引張ブロックの伸び(矢印間の伸びが引張ブロックの見掛けのひずみ値と関係づけられる)を、以下に述べる仮定に基づいた引張破壊モデル¹⁴⁾を用いて説明したものである。

(1) 弾性領域(I)に続く応力上昇域(II)では、微細なひび割れが多発するがひび割れ幅は小さく、見掛けのひずみは標点間において一定とみなせる。

(2) 最大応力に達する直前で除荷すると、標点間の伸びはA～Oの経路に沿って減少する。

(3) 領域(III)に達すると、ある一つのひび割れの幅が拡大し始めるが、このひび割れを含まない部分の伸びは、B～Oの経路に沿って減少する。

これより、領域(I)と(II)および領域(III)における見掛けのひずみはそれぞれ式(1)および(2)で求められる。

<領域(I)および(II)の場合>

$$\epsilon_{i1} = \frac{1}{35} \Delta L_1(\sigma) \quad (1)$$

<領域(III)の場合>

$$\epsilon_{i2} = \frac{1}{10} \left\{ \Delta L_2(\sigma) - \Delta L(\sigma \cdot \max) + \frac{10}{35} \times \Delta L(\sigma \cdot \max) + \frac{25}{35} \Delta L_1(\sigma \cdot \max - \sigma) \right\} \quad (2)$$

ここで、 ϵ_{ti} は引張ブロックのひずみ、 $\Delta L_i(\sigma)$ は引張応力(σ)に対応する標点間の伸び(mm)を表す。ただし、 $i=1$ は応力上昇域、 $i=2$ は応力下降域の場合である。

4.1.3 応力－ひずみ関係の関数表示

A. 引張応力(σ)－ひずみ(ϵ)関係

計算機によって曲げ応力－たわみ関係を解析するためには、引張および圧縮に対する応力－ひずみ関係を関数で表示する必要がある。

コンクリートの圧縮応力－ひずみ関係についてはいくつかの関数が提案されている。本手法では、 σ － ϵ 関係を近似する関数として、それらの一つである式(3)¹⁵⁾を用いた。この式を採用した理由は以下による。

(1) 後述の図10に示す σ － ϵ 関係がコンクリートの圧縮応力－ひずみ関係に類似していること。

(2) 材料定数 N_{t1} および N_{t2} を変えることにより、多種多様な σ － ϵ 関係における応力上昇域と応力下降域の挙動をそれぞれ独立して表現し、最大応力の前後で両者を滑らかに接続(接線の勾配は0)できること。

$$\frac{\sigma}{f_t} = \frac{\epsilon}{\epsilon_0} \times \frac{N_{ti}}{(N_{ti} - 1) + (\epsilon_{ti}/\epsilon_0)^{N_{ti}}} \quad (3)$$

ここで、 σ は引張応力(kgf/cm²)、 ϵ_{ti} は引張ひずみ、 f_t は引張強度(kgf/cm²)、 ϵ_0 は最大応力時のひずみ、 N_{ti} は材料定数を表す。ただし、 $i=1$ は応力上昇域、 $i=2$ は応力下降域の場合である。

3.2.1項で述べたように、 f_i および ε_0 のばらつきが大きいこと、さらに、 N_{t1} および N_{t2} を加えた4つの数値の間に相関性が認められないことから、各調合を代表する $\sigma - \varepsilon$ 関係を決定することは困難であった。このため、それぞれの引張試験片に対して関数を定めることにした。

各試験片の引張強度(f_i)、最大応力時のひずみ(ε_0)、応力上昇域・応力下降域における材料定数(N_{t1} 、 N_{t2})、さらに後の考察で用いる引張強度の90%まで応力が低減したときのひずみ($\varepsilon_{t2}(0.9\sigma \cdot \max)$)を表10に示す。

また、F2調合において、最大および最小の引張強度を持つ試験片について、関数で近似された $\sigma - \varepsilon$ 関係と実験値を比較したものを図10に示す。

B. 圧縮応力(σ_c)—ひずみ(ε_c)関係

圧縮応力(σ_c)—ひずみ(ε_c)関係は、式(4)によって正確に近似することができた。

$$\frac{\sigma_c}{f_c} = 1 - (1 - \varepsilon_c/\varepsilon_0)^{N_c} \quad (4)$$

ここで、 σ_c は圧縮応力(kgf/cm²)、 ε_c は圧縮ひずみ、 f_c は圧縮強度(kgf/cm²)、 ε_0 は最大応力時のひずみ、 N_c は材料定数を表す。

同一調合の3片の試験片で測定した $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係は、ばらつきがほとんどなく良く一致した。このため、圧縮強度(f_c)および最大応力時のひずみ(ε_0)の平均値と標準的な $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係から決定した N_c によって、各調合を代表する関数をつつ定めた。

各調合の圧縮強度(f_c)、最大応力時のひずみ(ε_0)および材料定数(N_c)を表10に示す。ただし、 f_c および ε_0 の値は表8と同じである。

図11は、図10に示した $\sigma - \varepsilon$ 関係と同じ調合の $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係について、関数で近似した $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係と実験値を比較したものである。最大応力付近においては、ストレインゲージによって正確な圧縮ひずみを測定できないため、 ε_0 の値は誤差を含んでいる。しかし、同図は、関数で近似した $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係が、ひずみの値に大きな誤差がない低応力域を含め、すべての実験値と良く一致することを示している。

4.1.4 モーメント(M)—曲率(κ)関係および見掛けの

剛性(EI)の算出

前項で求めた各試験片の $\sigma - \varepsilon$ 関係と各調合に共通の $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係を組み合わせ、モーメント(M)—曲率(κ)関係を算出する。

引張縁ひずみ($\varepsilon(\sigma_b)$)を 50×10^{-6} ずつ増加させ、断面内の引張力と圧縮力の釣り合い条件および断面の抵抗モーメントと作用モーメントの釣り合い条件から、以下に示す仮定に基づき、 $M - \kappa$ 関係を算出した。

(1) 断面内のひずみ分布は直線性を保つ。

(2) 材軸方向の応力—ひずみ関係は式(3)と(4)および表10で表わされるものとする。

図10および11に関連する計算結果を図12に示す。見掛けの剛性(EI)は式(5)を用いて折れ線で近似した。

$$(EI)_n = \frac{M_n - M_{n-1}}{\kappa_n - \kappa_{n-1}} \quad (n = 1, 2, 3, \dots) \quad (5)$$

ここで、 M_n 、 M_{n-1} は n 点、 $(n-1)$ 点における曲げモーメント(kgf·cm)、 κ_n 、 κ_{n-1} は n 点、 $(n-1)$ 点における曲率(cm⁻¹)、 $(EI)_n$ は $M_{n-1} \leq M \leq M_n$ における見掛けの剛性(kgf/cm²)を表す。

4.1.5 曲げ応力(σ_b)—たわみ(δ)関係の算出

曲げ試験片のブロック分割、見掛けの剛性およびたわみの増分について説明したものを図13に示す。

まず、荷重の増大に伴い、各ブロックの見掛けの剛性($(EI)_{mn}$)が変化するときの限界荷重を算出するとともに、6個のブロックの $(EI)_{mn}$ のすべての組み合わせを求める。次に、ブロックの組み合わせが変化するたびに求まる荷重増分(ΔP)とそれぞれのブロックの $(EI)_{mn}$ の関係を式(6a)、(6b)および(6c)、あるいは式(7a)、(7b)および(7c)に代入し、境界における変位とたわみ角の連続条件を用いて、 ΔP に対応するたわみの増分($\Delta \delta$)を算出する。 ΔP および $\Delta \delta$ をそれぞれ累積することにより、曲げ応力—たわみ関係を求めることができる。なお、 $(EI)_{mn}$ が負になる直前の段階を最大耐力時とし、計算を終了した。

$< 0 \leq x \leq 4$ の場合、 x : 支点からの距離(cm) >

$$(EI)_{mn} \frac{d^2(\Delta y)}{dx^2} = -\frac{\Delta P}{2} x \quad (6a)$$

図9 標点間の伸びと引張ブロックの伸びの関係

図10 関数による引張応力(σ_t)—ひずみ(ε_t)関係と実験値の比較
($W/(C+Sf)=1.2$, $Sf/(C+Sf)=20\%$, $Vf=2\%$)

図11 関数による圧縮応力(σ_c)—ひずみ(ε_c)関係と実験値の比較
($W/(C+Sf)=1.2$, $Sf/(C+Sf)=20\%$, $Vf=2\%$)

$$(EI)_{mn} \frac{d(\Delta y)}{dx} = -\frac{\Delta P}{4} x^2 + C_{mn1} \quad (6b)$$

$$(EI)_{mn} \cdot \Delta y = -\frac{\Delta P}{12} x^3 + C_{mn1} \cdot x + C_{mn2} \quad (6c)$$

$< 4 \leq x \leq 6$ の場合、 x : 支点からの距離 (cm) $>$

$$(EI)_{mn} \frac{d^2(\Delta y)}{dx^2} = -2\Delta P \quad (7a)$$

$$(EI)_{mn} \frac{d(\Delta y)}{dx} = -2\Delta P \cdot x + C_{mn1} \quad (7b)$$

$$(EI)_{mn} \cdot \Delta y = -\Delta P \cdot x^2 + C_{mn1} \cdot x + C_{mn2} \quad (7c)$$

ここで、 ΔP は荷重増分(kgf)、 Δy は荷重増分に対する変位の増分(cm)、 $(EI)_{mn}$ は見掛けの剛性(kgf/cm²)、 C_{mn1} および C_{mn2} は積分定数を表す。ただし、 m はブロックの番号、 n は式(5)と一致する(通常 n はブロックごとに異なる)。

4.2 実験値と解析値の比較検討

4.2.1 曲げ応力(σ_b)—たわみ(δ)関係

図10、11および12に関連する曲げ応力(σ_b)—たわみ(δ)関係の計算値と実験値の比較を図14に示す。

同図は、計算による σ_b — δ 関係が実験結果と良く類似し、また、 σ — ϵ 関係のばらつきの上限と下限を用いて解析した結果は実験による σ_b — δ 関係のばらつきの範囲とほぼ一致することを示している。

4.2.2 曲げ強度およびたわみ

A. 曲げ強度(f_b)

曲げ強度(f_b)および最大応力時のたわみ(δ_0)の計算結果を表11に示す。

曲げ強度(f_b)について、実験値と計算値を比較したものを図15に示す。計算による曲げ強度($f_b \cdot cal$)の平均値と実験による曲げ強度($f_b \cdot exp$)のその関係は式(8)で表され、実験値が計算値を16%程度上回る結果となった。その原因としては、材料内部の組織上の弱点が曲げ強度よりも引張強度に敏感に表れることと、引張試験では偏心などの影響を完全に排除することが難しいことが考えられる。このことは、比較的 f_t が大きな試験片の σ — ϵ 関係を用いた場合の計算値が実験値の範囲にあることから裏付けられる。従って、引張試験の精度を高めるこ

図12 モーメント(M)—曲率(κ)関係の計算結果
($W/(C+Sf)=1.2$, $Sf/(C+Sf)=20\%$, $Vf=2\%$)

(b)荷重増分(ΔP)に対応するたわみの増分($\Delta \delta$)
図13 曲げ試験片のブロック分割、見掛けの剛性
およびたわみの増分

とによりこの誤差は小さくなると考えられる。

式(8)は $f_b \cdot exp$ が $f_b \cdot cal$ に比例することを示していることから、引張と圧縮に対する力学的挙動と $f_b \cdot exp$ の関連性は解析結果から検討しうる。また、図15は、式(8)が繊維混入率によらず成立する可能性を示唆している。

$$f_b \cdot exp = 1.16 f_b \cdot cal, \quad (\text{相関係数: } 0.787) \quad (8)$$

B. たわみ(δ_0)

最大応力時のたわみ(δ_0)について、実験値と計算値を比較したものを図16に示す。最大応力時における計算によるたわみ($\delta_0 \cdot cal$)の平均値と実験によるたわみ($\delta_0 \cdot exp$)のその関係は式(9)で表わされ、実験値が計算値を上回る結果となった。その原因としては、曲げ強度の場合と同様に、計算で用いた引張強度が小さめであること、さらに、塑性ヒンジの影響が含まれていることが考えられる。後者に関しては、本解析手法で用いた σ — ϵ 関係のモデルのように、ブロック内のひずみが均一であると仮定することに限界があり、ひび割れ幅が増大する時点でたわみ角の不連続性が生ずることと関連する。塑性ヒンジの検討はさらに進んだテーマであり、今後明らかにすべき問題点と考えている。

式(9)は、 f_b の場合と同様に、たわみに関しても $\delta_0 \cdot exp$ が $\delta_0 \cdot cal$ に比例することを示していることから、引張および圧縮に対する力学的挙動と $\delta_0 \cdot exp$ の関連性は解析結果から検討しうる。また図16は、式(9)が繊維混入率によらず成立する可能性を示唆している。

$$\delta_0 \cdot exp = 1.33 \delta_0 \cdot cal, \quad (\text{相関係数: } 0.888) \quad (9)$$

4.3 解析値による検討

4.3.1 曲げ強度(f_b)

圧縮側において常に最大応力となる縁応力について、圧縮強度(f_c)に対する最大応力時の圧縮縁応力($\sigma_c(\sigma_b \cdot max)$)の比(以下、圧縮応力比という)とたわみ(δ_0)の関係調べた。その結果を図17に示す。

同図によると、 δ_0 が大きくなると圧縮応力比が大きくなる傾向にあるが、今回検討を行った範囲の調査では、圧縮応力比の最大は60%程度であり、圧縮側で破壊することはないといえる。従って、 f_b は σ — ϵ 関係に関連していると推論しうる。

なお、式(4)で近似した σ_c — ϵ 関係において、解析に

図14 曲げ応力(σ_b)—たわみ(δ)関係の
計算値と実験値の比較
($W/(C+Sf)=1.2$, $Sf/(C+Sf)=20\%$, $Vf=2\%$)

表10 引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係の関数に用いる数値

MARK		引張応力-ひずみ関係					MARK		圧縮応力-ひずみ関係		
		引張強度 f _t (kgf/cm ²)	最大応力時の ひずみ e _{t0} (×10 ⁻⁶)	材料定数		e _{t2} (0.9 のひずみ) (×10 ⁻⁶)			圧縮強度 f _c (kgf/cm ²)	最大応力時の ひずみ e _{c0} (×10 ⁻⁶)	材料定数 N _c
				Nt1	Nt2						
A 2	t1	—	—	—	—	—	A 2	c	889	4436	1.60
	t2	39.0	936	1.20	2.30	2528					
	t3	43.1	1314	1.10	2.30	3042					
	t4	—	—	—	—	—					
	t5	—	—	—	—	—					
	t6	50.7	1160	1.15	3.00	2239					
B 2	t1	43.7	991	1.30	1.25	3002	B 2	c	1038	4615	1.40
	t2	56.2	1704	1.35	1.30	4306					
	t3	56.2	1446	1.30	1.10	7006					
	t4	—	—	—	—	—					
	t5	51.9	2786	1.15	2.05	4398					
	t6	—	—	—	—	—					
C 2	t1	60.6	3201	1.10	1.25	—	C 2	c	997	4496	1.35
	t2	57.8	2111	1.15	2.15	2673					
	t3	58.7	2236	1.15	2.05	2844					
	t4	49.5	2032	1.10	2.50	2884					
	t5	57.6	2669	1.05	1.85	5518					
	t6	46.4	1299	1.15	1.35	3029					
D 1	t1	24.1	983	1.20	1.45	2081	D 1	c	1079	4928	1.35
	t2	32.0	291	2.00	1.10	1844					
	t3	28.0	120	2.10	1.10	777					
	t4	21.7	2414	1.15	1.90	3951					
	t5	18.8	210	1.50	1.30	316					
	t6	23.4	700	1.55	1.30	1751					
D 2	t1	—	—	—	—	—	D 2	c	1060	4881	1.35
	t2	—	—	—	—	—					
	t3	42.9	2071	1.05	1.25	6321					
	t4	41.3	1031	1.20	1.25	3055					
	t5	45.3	900	1.25	1.15	5267					
	t6	40.0	1759	1.10	1.20	6044					
D 3	t1	83.3	3388	1.15	1.90	6492	D 3	c	1020	4899	1.40
	t2	57.3	1559	1.10	1.15	6466					
	t3	58.3	1545	1.35	1.55	2963					
	t4	69.5	2274	1.15	1.30	5426					
	t5	65.7	1549	1.15	1.10	7216					
	t6	69.3	2491	1.05	1.25	7151					
E 2	t1	51.1	2438	1.10	1.50	—	E 2	c	897	4209	1.30
	t2	39.5	1370	1.35	2.80	1699					
	t3	53.8	3926	1.10	1.50	—					
	t4	55.4	1418	1.10	1.30	3687					
	t5	—	—	—	—	—					
	t6	44.4	1498	1.15	1.40	3424					
F 2	t1	56.1	1770	1.50	1.20	6150	F 2	c	883	4739	1.35
	t2	47.1	1669	1.25	1.65	2937					
	t3	52.4	1905	1.30	1.55	3700					
	t4	63.6	3784	1.05	2.80	5202					
	t5	56.9	2009	1.35	1.55	4069					
	t6	51.0	1799	1.35	1.40	4174					
G 2	t1	41.3	2461	1.25	1.20	7941	G 2	c	818	4834	1.40
	t2	44.9	2030	1.10	1.50	3832					
	t3	53.8	4535	1.05	1.40	9745					
	t4	47.4	3650	1.10	1.55	7269					
	t5	48.6	1619	1.55	1.15	6637					
	t6	51.1	3480	1.20	1.90	5676					
H 2	t1	47.0	4164	1.25	2.20	6400	H 2	c	716	4874	1.40
	t2	39.4	1896	1.20	1.90	2476					
	t3	52.8	5766	1.10	2.00	9179					
	t4	49.0	2256	1.15	1.20	13814					
	t5	46.6	5421	1.15	1.40	12023					
	t6	53.7	4757	1.10	1.30	12642					
I 2	t1	50.6	3517	1.15	2.60	4398	I 2	c	650	5078	1.60
	t2	49.6	2061	1.40	1.30	5202					
	t3	52.6	3650	1.15	1.55	7216					
	t4	40.8	1494	1.20	1.20	4899					
	t5	55.1	4222	1.10	1.75	7480					
	t6	48.3	1673	1.45	1.25	4649					
J 2	t1	40.8	1374	1.20	1.85	1988	J 2	c	495	4645	1.65
	t2	65.2	3416	1.10	2.05	5557					
	t3	47.7	816	1.45	1.30	2015					
	t4	52.8	2072	1.35	1.35	4714					
	t5	37.6	1475	1.30	1.35	3398					
	t6	54.3	1309	1.25	1.25	3595					

表11 曲げ強度およびたわみの計算結果

MARK	曲げ強度 f_b (kgf/cm ²)	最大応力時のたわみ δ_{b0} (mm)
A 2	1 —	—
	2 85.0	0.189
	3 97.7	0.240
	4 —	—
	5 —	—
	6 109.1	0.215
B 2	1 101.2	0.348
	2 131.7	0.516
	3 138.5	0.852
	4 —	—
	5 123.8	0.489
	6 —	—
C 2	1 150.2	0.808
	2 132.1	0.397
	3 135.0	0.423
	4 114.7	0.347
	5 127.7	0.270
	6 107.8	0.358
D 1	1 57.3	0.228
	2 73.6	0.329
	3 60.9	0.215
	4 54.8	0.381
	5 39.9	0.090
	6 54.5	0.222
D 2	1 —	—
	2 —	—
	3 106.2	0.515
	4 96.2	0.347
	5 106.6	0.455
	6 98.8	0.521
D 3	1 192.7	0.660
	2 138.2	0.654
	3 130.1	0.404
	4 164.0	0.646
	5 160.4	0.968
	6 167.2	0.687
E 2	1 122.4	0.518
	2 86.3	0.260
	3 133.1	0.751
	4 128.0	0.431
	5 —	—
	6 103.6	0.386
F 2	1 132.0	0.700
	2 106.5	0.389
	3 119.2	0.466
	4 151.0	0.585
	5 128.7	0.502
	6 117.1	0.497
G 2	1 101.8	0.771
	2 105.6	0.454
	3 134.3	0.880
	4 116.1	0.697
	5 116.2	0.764
	6 121.0	0.647
H 2	1 111.0	0.733
	2 89.3	0.392
	3 129.5	0.936
	4 117.7	0.764
	5 116.5	1.097
	6 133.3	1.082
I 2	1 117.2	0.595
	2 114.5	0.650
	3 125.1	0.768
	4 96.0	0.560
	5 131.7	0.782
	6 110.8	0.615
J 2	1 87.6	0.322
	2 146.6	0.659
	3 99.5	0.361
	4 118.7	0.636
	5 85.0	0.447
	6 119.3	0.538

〔注〕括弧中の数字は変動係数を示す。

図15 曲げ強度の実験値($f_{b.exp.}$)と計算値($f_{b.cal.}$)の比較 図16 最大曲げ応力時のたわみの実験値($\delta_{b0.exp.}$)と計算値($\delta_{b0.cal.}$)の比較 図17 最大曲げ応力時の圧縮応力比($\sigma_c(\sigma_{b\max})/f_c$)とたわみ(δ_{b0})の関係

用いられたのは最大応力の60%程度以下の領域であるため、圧縮ひずみの測定値に含まれる誤差は、 $\sigma b - \delta b$ 関係の解析結果にほとんど影響を及ぼしていない。

曲げ引張破壊を前提として、鉄筋コンクリートの曲げ終局理論におけるストレスブロックを導入したのが図18である。引張合力(T)をストレスブロックの形状係数を用いて表わすと式(10)のようになる。

$$T = k_1' \cdot c' \cdot b \cdot k_3' \cdot f_t \quad (10)$$

ここで、最大応力時において $c' = \alpha \cdot h$ (α :定数)とすると、式(10)は試験片の幅を b 、厚さを h とし、式(10)'に変形される。さらに k_1' および k_3' を定数と考えると式(10)''で表わされ、 $T/(b \cdot h)$ は引張強度(f_t)に比例することになる。

$$T = k_1' \cdot k_3' \cdot \alpha \cdot b \cdot h \cdot f_t \quad (10)'$$

$$T/(b \cdot h) = k_1' \cdot k_3' \cdot \alpha \cdot f_t = \beta \cdot f_t \quad (10)''$$

$T/(b \cdot h)$ の計算値と入力された f_t の相関性を示したのが図19であり、その関係は式(11)によって表される。

$$T/(b \cdot h) = 0.704 f_t, \text{ (相関係数: } 0.972) \quad (11)$$

さらに、曲げモーメント(M)は、引張合力と応力中心距離($J \cdot h$)により式(12)で表わされる。

$$M = T \cdot (J \cdot h) \quad (12)$$

上式の T に式(10)'' を代入すると式(13)のようになり、 J が一定であることを用いると、 f_b と f_t の間に比例関係(γ :定数)が成立することになる。

$$f_b = \frac{M}{Z} = \frac{\beta \cdot b \cdot h \cdot f_t \cdot (h \cdot J)}{bh^2/6} = 6\beta \cdot J \cdot f_t = \gamma \cdot f_t \quad (13)$$

f_b と f_t の相関性を示したのが図20であり、その関係は式(14)によって表される。また同図は、式(14)が繊維混入率によらず成立する可能性を示唆している。

$$f_b = 2.34 f_t, \text{ (相関係数: } 0.986) \quad (14)$$

従って、 f_b は f_t に比例するが、これは引張合力が引張強度に、最大応力時における応力中心距離が試験片の厚さにそれぞれ比例することから説明づけられる。

4.3.2 たわみ(δb)

最大応力時のたわみ(δb)は、4.1.5項に述べた方法とは別に、図13において最大応力時の曲率(κ)を分布荷重とする仮想梁の曲げモーメントを算出することによって求められる¹⁶⁾。

最大応力時におけるC～D間(図21)の曲率(κ_{max})は式(15)で表される。

$$\kappa_{max} = \frac{\varepsilon t(\sigma b \cdot max) + \varepsilon c(\sigma b \cdot max)}{h} \quad (15)$$

ここで、 $\varepsilon t(\sigma b \cdot max)$ および $\varepsilon c(\sigma b \cdot max)$ はそれぞれ最大応力時の引張縁および圧縮縁におけるひずみ、 h は板厚(cm)を表す。 $\varepsilon c(\sigma b \cdot max)$ が $\varepsilon t(\sigma b \cdot max)$ に比例することを用いると、 κ_{max} は式(16)で表される。

$$\kappa_{max} = \alpha' \cdot \varepsilon t(\sigma b \cdot max) \quad (16)$$

また、 κ に関して式(17)が成立するとすれば、図21における縦線部の面積(S)および支点から重心までの距離(x_0)はそれぞれ式(18)および(19)によって表される。

$$\kappa/\kappa_{max} = f(M/M_{max}) \quad (17)$$

$$S = \kappa_{max} \cdot \frac{l}{3} \int_0^1 f(x) dx = \beta \cdot \kappa_{max} \cdot \frac{l}{3} \quad (18)$$

$$x_0 = \frac{l}{3} \cdot \left\{ \int_0^1 f(x) \cdot x dx / \int_0^1 f(x) dx \right\} = \beta' \cdot \frac{l}{3} \quad (19)$$

これより、 δb は式(20)で表され、 δb が $\varepsilon t(\sigma b \cdot max)$ に比例することになる。

$$\delta b = \kappa_{max} \cdot \left(\frac{l^2}{18} + \beta \beta' \cdot \frac{l^2}{9} \right) = \gamma' \cdot \varepsilon t(\sigma b \cdot max) \quad (20)$$

ここで、式(16)～(20)における α' 、 β 、 β' 、 γ' (cm)

図18 最大曲げ応力時のひずみ分布および応力状態

図19 $T/(b \cdot h)$ と引張強度(f_t)の関係

図20 曲げ強度(f_b)と引張強度(f_t)の関係

図21 曲率(κ)で表現された最大応力時の仮想梁

図22 最大曲げ応力時のたわみ(δb)と引張縁ひずみ($\varepsilon t(\sigma b \cdot max)$)の関係

図23 最大曲げ応力時のたわみ(δb)と $\varepsilon t2(0.9 \sigma b \cdot max)$ の関係

は比例定数である。図22は δ_0 と $\varepsilon(\sigma \cdot \max)$ の関係を示したものであり、両者は比例関係にあることがわかる。

さらに、最大応力時において、引張強度(f_t)に対する引張縁応力($\sigma(\sigma \cdot \max)$)の比が0.889(変動係数: 2.46%)と一定であることから、 δ_0 は、引張応力-ひずみ関係において、最大応力をこえて90%までその値が減少したときのひずみ($\varepsilon(0.9\sigma \cdot \max)$)にも比例することになる。図23は δ_0 と $\varepsilon(0.9\sigma \cdot \max)$ の関係を示したものである。また、同図はこの関係が繊維混入率によらず成立する可能性を示している。

4.4 結果のまとめ

以上の結果を要約すると以下の通りである。

- 1) 本解析手法によって計算した曲げ応力-たわみ関係は実験値と良く類似し、曲げ強度および最大応力時のたわみの解析値はそれぞれ実験値に比例した。
- 2) 曲げ強度が引張強度に比例することを、曲げ引張破壊を前提として、鉄筋コンクリートの曲げ終局理論におけるストレスブロックの概念を用いることにより導いた。
- 3) 最大応力時のたわみがモーメントが最大となる部分の引張縁ひずみに比例することを、面積モーメント法を用いて説明した。このたわみは、引張応力-ひずみ関係において、最大応力をこえて90%までその値が低減したときのひずみに比例することを示した。
- 4) 上述の1)~3)の結果は繊維混入率が変化しても成立する可能性があることを示唆した。

なお、本論文では、繊維の分散不良と破損が実験値に影響を及ぼす可能性のある調査も含めて解析を行った。しかし、繊維の分散状態および破損状況の影響は、解析に用いた引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係にも、曲げ試験片と同様に含まれている。従って、曲げ応力-たわみ関係における計算値と実験値の関係は、これらの影響を受けないと考えられる。

5 結 論

本研究は、不連続炭素繊維で補強したモルタルの曲げ変形性状を解明する目的で、まず、引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係について検討を加え、それと曲げ応力-たわみ関係との関連性を実験と解析によって検討したものである。

初めに、変位の測定方法に関して、引張試験では標点間の伸びをバイ型変位計、圧縮試験ではひずみをストレインゲージ、曲げ試験では載荷点変位を棒状変位計で測定し、それぞれの実験結果を検討した。

次に、引張および圧縮に対する応力-ひずみ関係に基づいて曲げ応力-たわみ関係を求め、曲げ強度および最大応力時のたわみの解析値がそれぞれの実験値に比例することを示した。

最後に、解析値による検討から、曲げ強度および最大応力時のたわみは、引張応力-ひずみ関係における引張強度と最大応力をこえて90%までその値が低減したときのひずみにそれぞれ比例することを示した。

なお、寸法効果などに関しては、本論文で提案した解析手法に、繊維の配向状態を加味した応力-ひずみ関係を考慮することにより論じられるものと考えている。

参考文献

- 1) Aveston, A., Cooper, G.A. & Kelly, A.: Single and multiple fracture, The Properties of Fibre Composites, Proceeding of Conference on National Physical Laboratories, IPC, pp.15-27, 1971
- 2) Aveston, J. & Kelly, A.: Theory of multiple fracture of fibrous composites, Journal of Material Science, 8, pp.352-362, 1973
- 3) Laws, V.: Stress-strain curve of fibrous composites, Journal of Material Science Letters, 6, pp.675-678, 1987
- 4) Laws, V. & Ali, M.A.: The tensile stress-strain curve of brittle matrices reinforced with glass fibre, Fibre Reinforced Cement, Proceeding of Conference, ICE, pp.115-123, 1977
- 5) Nathan, G.K., Paramasivam, P. & Lee, S.L.: Tensile behaviour of fibre reinforced cement paste, Journal of Ferrocement, 7, pp.59-79, 1977
- 6) Ng, H.K., Nathan, G.K., Paramasivam, P. & Lee, S.L.: Tensile properties of steel fibre reinforced mortar, Journal of Ferrocement, 8, pp.219-229, 1987
- 7) Lim, T.Y., Paramasivam, P. & Lee, S.L.: Analytical model for tensile behaviour of steel fiber concrete, ACI, ACI Materials Journal, 84, pp.286-298, 1987
- 8) Keer, J.G. & Hannant, D.J.: The prediction of the load-deflection behaviour of a fibre reinforced cement composites, Developments in Fibre Reinforced Cement and Concrete, Proceeding of RILEM Symposium, pp.1-6, 1986
- 9) 山田寛次, 平戸靖浩: 炭素繊維メッシュ強化薄板モルタルの曲げ破壊荷重とたわみの算定に関する一考察, 日本建築学会構造系論文報告集, 第440号, pp.1-7, 1992.10.
- 10) Allen, H.G.: Stiffness and strength of two glass fibre reinforced cement laminates, Journal of Composite Materials, 5, pp.194-207, 1971
- 11) Hannant, D.J.: The effect of post cracking ductility on the flexural strength of fibre cement and fibre concrete, Fibre Reinforced Cement and Concrete, Proceeding of RILEM Symposium, Vol.2, pp.409-508, 1975
- 12) 秋浜繁幸, 末長龍夫, 坂野 正: 炭素繊維補強コンクリート(CFRC)の実験的研究(その2)短繊維で補強したCFRCの性質について, 鹿島建設技術研究所報, 第30号, pp.57-68, 1982.7
- 13) 高野良広, 山田寛次: 短繊維CFRCの強度に及ぼす湿練諸条件の影響について, コンクリート工学年次論文報告集, 日本コンクリート工学協会, 13-1, pp.761-766, 1991
- 14) Tjiptobroto, P. & Hansen, W.: Tensile strain hardening and multiple cracking in High-performance cement-based composites containing discontinuous fibers, ACI Materials Journal, Vol.90, No.1, pp.16-25, 1993.1-2.
- 15) Propovics, S.: Factors Affecting the Elastic Deformations of Concrete, Proceeding of the International Conference on Mechanical Behavior of Materials, Vol.IV, p.172, 1971
- 16) Timoshenko, S.: Strength of Materials, Part I Elementary, pp.154-158, Third Edition, Van Nostrand Reinhold Company(Canada), 1955

(1993年7月10日原稿受理, 1993年12月20日採用決定)