

コンクリートの曲げ破壊挙動の寸法依存性 に関する破壊力学的考察

Fracture Mechanics Approach on Size Effect of Concrete subjected to Bending Moment

山田 和夫
Kazuo YAMADA

ABSTRACT In this study, bending tests of plain and steel fiber reinforced concrete beams were carried out for examining the size effect of the fracture behavior of concrete and the fracture mechanics parameter. Following results were obtained in this study:

1) The flexural strength of plain and steel fiber reinforced concrete decreases with increasing the size of specimen and the relationship between strength and size of specimen can be explained by a stochastic theory for 2 states and 1 process problem.

2) The normalized load (P) - displacement (d) relation of plain concrete in the strain softening region becomes ductile with increasing the size of specimen, but that of steel fiber reinforced concrete becomes brittle because the crack arrest effect due to the steel fiber decreases with increasing the size of specimen.

3) The fracture energy estimated by using a RILEM's method and an inverse analysis method increases with increasing the size of specimen.

1. はじめに

最近、コンクリートの破壊挙動を解明するための手法として、破壊力学¹⁾的アプローチが注目を集めており、これまでも数多くの研究成果が報告されている²⁾。その中でも、破壊エネルギー(G_F)、 J 積分値および引張軟化特性などは、最大耐力以降の挙動を把握する上で重要な値とされている。しかし、これらの値の試験体寸法依存性については、まだ不明な点が多いようである。そのため、本研究では、

試験体寸法の異なるプレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートはりの曲げ破壊実験を行い、得られた荷重-たわみ関係から逆解析的にコンクリートの引張軟化特性を推定するとともに、コンクリートの破壊挙動および破壊力学パラメータの試験体寸法依存性について実験的に検討を行った。

2. 実験方法

2.1 実験の概要

本実験では、プレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートはりの曲げ破壊挙動に及ぼす試験

表-1 試験体一覧

試験体 No.	コンクリート種類	試験体寸法 (cm) b × h × l	スリット 深さ (cm)	曲げスパン (cm)
PB 10	プレーン	10 × 10 × 40	—	30
PB 15		15 × 15 × 53	—	45
PB 25		25 × 25 × 100	—	75
PB 50		50 × 50 × 200	—	150
PB 10S		10 × 10 × 40	5.0	30
PB 15S	15 × 15 × 40	7.5	45	
FB 10	鋼繊維補強	10 × 10 × 40	—	30
FB 15		15 × 15 × 53	—	45
FB 25		25 × 25 × 100	—	75
FB 50		50 × 50 × 200	—	150
FB 10S		10 × 10 × 40	5.0	30
FB 15S	15 × 15 × 40	7.5	45	

表-2 コンクリートの調合

(a) プレーンコンクリート

W/C (%)	標準調合 (kg/m ³)					スランプ (cm)	空気量 (%)
	水	セメント	砂	砂利	混和剤		
55	182	331	876	876	0.132	18.0	4.0

(b) 鋼繊維補強コンクリート

W/C (%)	標準調合 (kg/m ³)						スランプ (cm)	空気量 (%)
	水	セメント	砂	砂利	混和剤	鋼繊維		
55	178	324	847	858	0.132	78.5	18.0	4.0

体寸法の影響を調べるために、はり断面が10×10、15×15、25×25および50×50cmの4種類の試験体を用いた。試験体長さは、原則として断面寸法の4倍（ただし、15cm角断面の試験体は3.53倍）とし、10、15および25cm角断面のものについては各3体、50cm角断面のものについては2体製作した。なお、10および15cm角断面の試験体については、幅が2mmで、深さをはりせい1/2に設定したノッチ入り試験体を各3体同時に製作した。また、強度確認用としてφ10×20cm円柱供試体（圧縮強度用）、φ10×13cm円柱供試体（割裂引張強度用）、10×10×40cmおよび15×15×53cm角柱供試体（曲げ強度用）を、各3個一組として必要個数製作した。試験体の種類および寸法の一覧を表-1に示す。試験体の製作に際して、普通ポルトランドセメント、猿投産の山砂（最大寸法=5mm、比重=2.57）、猿投産の山砂利（最大寸法=10mm、比重=2.60）、AE減水剤および両端せん断型フック付きスチールファイバー（断面：0.5mm角、長さ：30mm）を使用した。コンクリートの調合は、水セメント比(W/C)を55%、設計スランプを18cmに設定して試し練りによって決定した。本実験で用いたコンクリートの調合表を表-2に示す。試験体は、コンクリート打設後試験体脱型までの1週間は日に2回の散水による湿布養生、試験体脱型後試験時までには日に1回の散水による湿布養生を行った。試験材令は4~5週とした。

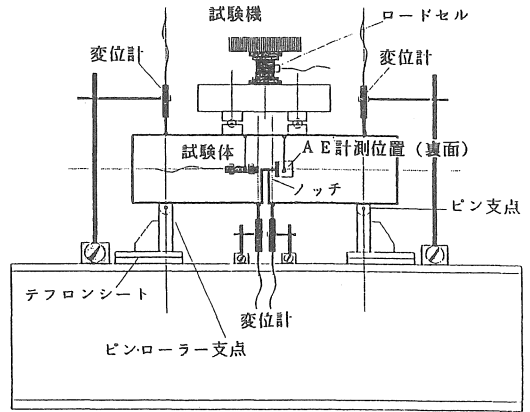


図-1 荷重方法

2.2 荷重および計測方法

本実験では、はり試験体の曲げ荷重は、原則としてJIS A1106の規定に準じた3等分点荷重としたが、鋼繊維補強コンクリートはりの最大耐力以降の荷重速度については、たわみ速度が曲げスパンに対して1/1500/min.となるように荷重した³⁾。なお、加力・支持点の境界条件は、一方がピンで他方がローラーとなるように設定した。図-1に、一例としてノッチ入り試験体の荷重方法、並びに荷重および変位の計測位置を示す。荷重に際しては、10cm~25cm角断面の試験体については200tfアムスラー型長柱試験機を、50cm角断面のものについては300tfアムスラー型長柱試験機を使用した。測定項目は、ノッチ無し試験体が荷重および中央たわみ、ノッチ入り試験体が荷重、中央たわみおよびノッチ先端における開口変位とした。荷重および各変位データは、動ひずみ計およびデジタル・データレコーダ（サンプリング速度=2000点/秒）を使用して取り込むとともに、X-Yレコーダで同時記録させた。

2.3 引張軟化特性の推定方法

コンクリートの引張軟化特性を求めるための方法としては、既にいくつかの方法^{4)~6)}が提案されているが、本研究では、コンクリートはりの曲げ破壊実験で得られた荷重(P)-中央たわみ(d)関係と有限要素解析によって得られたP-d関係とが最もフィットするような引張軟化則パラメータを求める逆解析法⁴⁾を採用した。図-2および図-3に、本解析で用いたコンクリートはりの有限要素モデルおよびコンクリートのひずみ軟化モデルを示す。なお、最適化の対象としたひずみ軟化則パラメータは、引

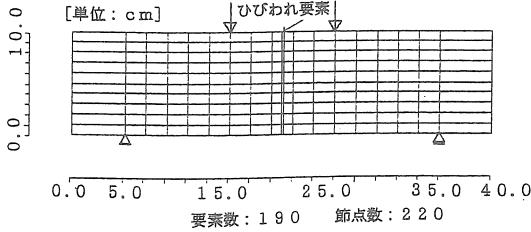


図-2 試験体のモデル化

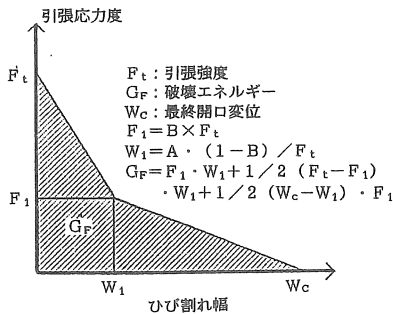


図-3 2直線引張軟化モデル

張強度(F_t)、ヤング率(E)、 A 、 B および最終開口変位(W_c)の5種類とし、準ニュートン法による非線形最適化手法を用いて上記パラメータの定量化を行った。

3. 実験結果とその考察

3.1 強度特性

図-4は、本実験によって得られたはり試験体の曲げ強度と試験体寸法との関係を示したものである。なお、図中には2状態1段階確率過程モデルに基づく強度式⁷⁾を用いた場合の計算結果も併示してある。図によれば、プレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートの曲げ強度の実験結果は、いずれも試験体寸法の増大とともに低下する傾向を示し、計

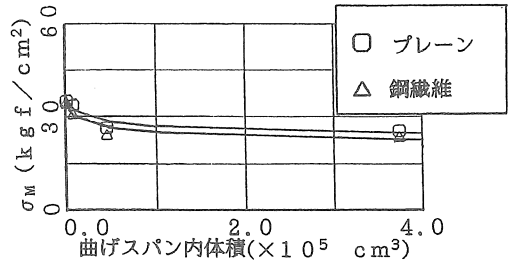


図-4 曲げ強度の寸法依存性

算結果ともよく一致していることがわかる。

3.2 荷重-中央たわみ関係

図-5(a)および(b)は、それぞれプレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートのノッチ無し試験体によって得られた荷重(P)-中央たわみ(d)関係を試験体寸法別に示したものである。なお図の縦・横軸は、 $P-d$ 関係に及ぼす試験体寸法の影響の比較を容易にするために、縦軸は曲げ応力度(σ_m)、横軸は中央たわみを曲げスパンで除した値(d/l)で示してある。これらの図によれば、応力上昇域においては、コンクリートの種類にかかわらず試験体寸法の影響を殆ど受けないが、応力下降域における形状は、コンクリートの種類によって試験体寸法の影響の傾向が相違している。すなわち、プレーンコンクリートの応力下降域の挙動は、試験体寸法が増大して曲げ強度が小さくなるほど延性的な性状を示しているのに対して、鋼繊維補強コンクリートでは、50cm角断面の試験体が他の試験体よりも脆性的な傾向を示していることを除けば、試験体寸法にかかわらずほぼ同様の傾向を示している。なお、鋼繊維補強コンクリートの応力下降域の性状に及ぼす試験体寸法の影響が、プレーンコンクリートの場合とは相違して、特に50cm角断面の大試験体が他の

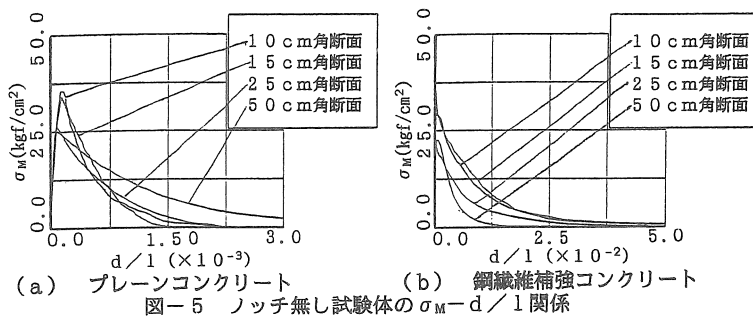


図-5 ノッチ無し試験体の σ_m-d/l 関係

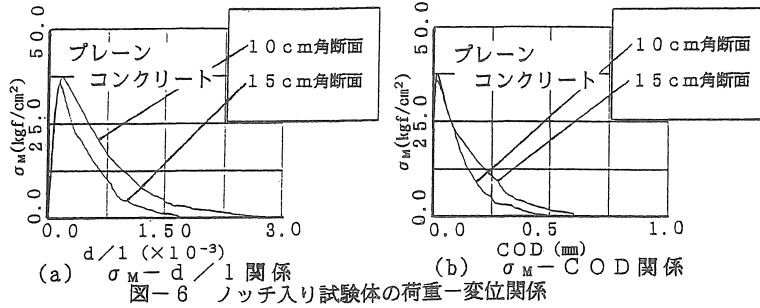


図-6 ノッチ入り試験体の荷重-変位関係

試験体と比較して脆性的となったのは、おそらくひび割れの開口に対する鋼繊維の拘束効果が試験体寸法の増大に伴って著しく低下したためであろう。

図-6は、ノッチ入り試験体によって得られた実験結果の例を、前掲の図-5と同様な方法で整理したもので、図(a)がP-d関係、図(b)がP-ノッチ先端開口変位(COD)関係である。これらの図より、ノッチ先端の開口変位は、試験体寸法にかかわらずP-d関係が非線形性を示し始める最大耐力の少し手前から増大していることがわかる。

3.3 引張軟化特性

図-7および図-8は、それぞれプレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートのP-d関係に関する実験結果と最適化された引張軟化則パラメータ値を用いて解析を行った有限要素解析の結果と

を比較したものである。これらの図によれば、いずれの試験体も実験結果と解析結果とは良く一致しており、本研究で採用した2直線モデルはコンクリートの引張軟化モデルとして妥当であったことがわかる。表-3に、逆解析手法を用いて算定したコンクリートの引張軟化モデルのパラメータを一覧表して示してある。

ところで、表-3中には RILEMの方法に準じてノッチ入り試験体を用いて算定した破壊エネルギー(G_{F-R})値が併示してあるが、この値と逆解析によって得られた破壊エネルギー(G_{F-A})とを比較すると、プレーンコンクリートでは両者の値はほぼ一致しているが、鋼繊維補強コンクリートの場合には、 G_{F-R} 値に比べて G_{F-A} 値がかなり小さくなっている。この原因の一つとして、鋼繊維補強コンクリートのよう到大変形領域に至るまでかなりの耐荷能力があ

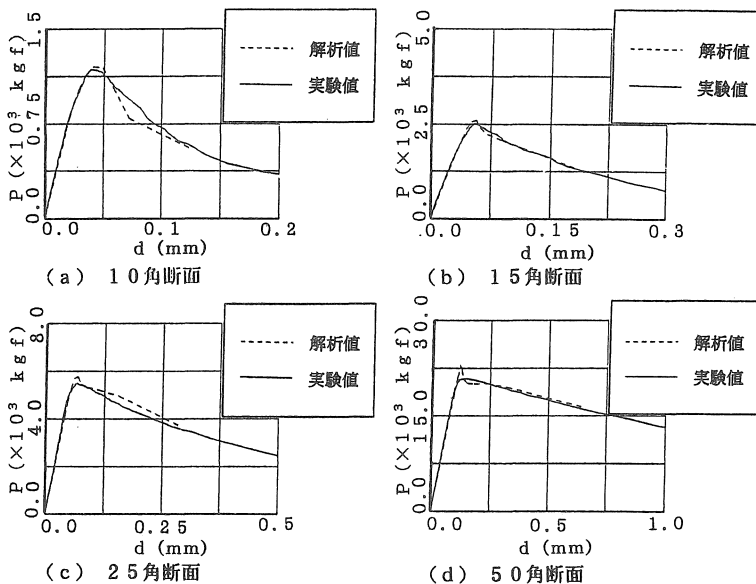


図-7 P-d 関係 (プレーンコンクリート)

コンクリートの曲げ破壊挙動の寸法依存性に関する破壊力学的考察

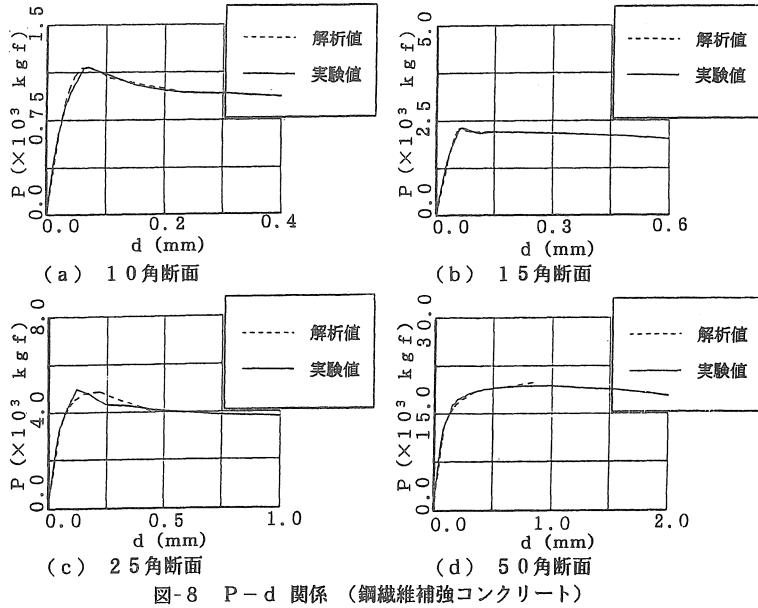


図-8 P-d 関係 (鋼繊維補強コンクリート)

る場合には、図-2に示すような本解析で用いた有限要素モデルでは、分割が十分ではなかったことが挙げられる。なお、本実験で得られた G_{F-R} 値および G_{F-A} 値と同一断面の試験体を用いて得られた既往の G_F に関する実測値⁸⁾とを比較してみると、本実験結果の方が若干大き目の値となっている。この原因としては、荷重方法や試験体長などの影響が考えられる。また、本実験で得られた G_{F-R} 値および G_{F-A} 値は、一般的に試験体寸法が大きくなるほど増大する傾向を示しているが、これはG.V. Guineaら⁹⁾⁻¹¹⁾が指摘しているような実験上生じる各種のエネルギー消費の影響によるものと思われる。

図-9(a)および(b)は、それぞれ逆解析によって得られたプレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートの引張軟化特性(図では、引張応力度(σ_t)-開口変位(COD)関係)を示したものである。

ところで、2直線モデルにおける第1勾配領域と第2勾配領域は、いずれもコンクリートの特徴的な破壊過程と密接な関係があり、前者がマイクロクラッキング域に、後者がブリッジング域にそれぞれ対応しているとされている¹²⁾。まず、プレーンコンクリートについて注目してみると、図-9(a)に示すように、第1勾配は10度角断面の試験体が他の試験体と比較して若干小さくなっているのを除けば、試験体寸法にかかわらずほぼ同じ値を示しているが、第2勾配は一般的に試験体寸法が小さくなるほど増大しており、骨材の噛み合せ効果などに関連するブリッジング域の性状が試験体寸法に応じて相違し、一般的に試験体寸法の増大に伴って骨材の噛み合せ効果も増大することを示している。これらの傾向は、前掲の図-5(a)に示したP-d関係の傾向とも合致する。ところで、2直線モデルでは引張強度(F_t)

表-3 逆解析により得られた引張軟化則パラメータの一覧

試験体	G_{F-R} (kgf/cm)	G_{F-A} (kgf/cm)	パラメータ		F_1 (kgf/cm ²)	W_1 ($\times 10^{-2}$ cm)	W_c (cm)	F_t (kgf/cm ²)	ヤング率 (kgf/cm ²)	
			A	B						
プレーン	PB10	0.163 ¹⁾	0.181	0.250	0.251	5.01	0.936	0.035	20.0	2.85×10^5
	PB15	0.213 ²⁾	0.228	0.123	0.398	9.89	0.297	0.038	24.9	2.75×10^5
	PB25	—	0.352	0.120	0.476	9.46	0.316	0.068	19.9	3.01×10^5
	PB50	—	0.943	0.148	0.406	9.17	0.389	0.196	22.7	2.88×10^5
鋼補強	FB10	8.048 ³⁾	0.749	0.339	0.598	10.64	0.766	0.128	17.8	2.25×10^5
	FB15	6.696 ⁴⁾	1.435	0.172	0.540	10.53	0.406	0.265	19.6	2.27×10^5
	FB25	—	0.626	0.057	0.571	9.52	0.147	0.129	16.7	1.98×10^5
	FB50	—	8.044	0.078	0.618	8.21	0.224	1.956	13.3	2.17×10^5

[注] 1)~4)はスリット入りの試験体より得られた値であることを示す。 G_{F-R} : RILEMの方法に準じてノッチ入り試験体を用いて算定した破壊エネルギー、 G_{F-A} : 逆解析により得られた破壊エネルギー、 $A = F_t / (1 - B) \cdot W_1$ 、 $B = F_1 / F_t$ 、 F_1 、 W_1 : 2直線近似引張軟化モデルの折れ曲がり点の値、 W_c : 最終開口変位、 F_t : 引張強度。

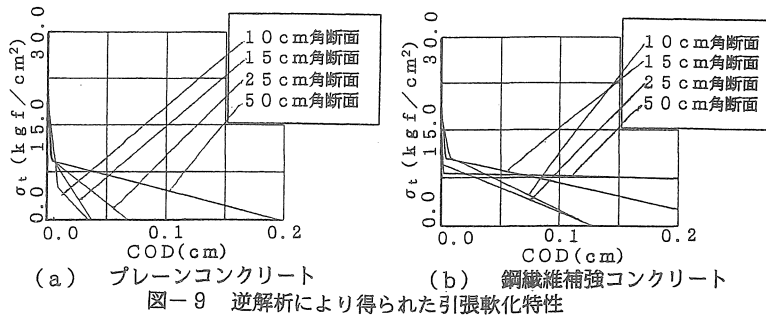


図-9 逆解析により得られた引張軟化特性

に対する相対折曲り点位置を $1/3$ または $1/4$ などと設定したモデルを用いることが多いが、本解析結果によれば、約 $2/5$ となった。次に、鋼繊維補強コンクリートの結果を示した図-9(b)によれば、引張軟化モデルの第1勾配は試験体寸法が大きくなるほど増大していることがわかる。このことは、鋼繊維によるマイクロクラックの進展に対する拘束効果が試験体寸法の増大に伴って低下することを意味しており、前掲の図-5(b)に示した $P-d$ 関係の傾向とも合致するが、第2勾配に及ぼす試験体寸法の影響については明確な傾向が認められず、 $P-d$ 関係との相関性も認められない。これは、先にも述べたように、鋼繊維補強コンクリートに対しては、本解析で用いた有限要素モデルの分割が十分ではなかったためと思われる。

4. 結論

本研究では、プレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートの引張軟化特性を逆解析法を適用して推定するとともに、得られた破壊力学パラメータの試験体寸法依存性について検討を行った。本研究によって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) プレーンコンクリートおよび鋼繊維補強コンクリートの曲げ強度は、いずれも試験体寸法の増大とともに低下し、その低下傾向は2状態1段階確率過程モデルによって良く説明できる。
- 2) 正規化されたプレーンコンクリートの $P-d$ 関係のひずみ軟化域の形状は、試験体寸法が大きくなるほど延性的な性状を示すが、鋼繊維補強コンクリートのそれは、鋼繊維によるひび割れ進展拘束効果が試験体寸法の増大に伴って小さくなるため、逆に脆性的な性状を示す。

- 3) RILEM の方法および本実験結果に対して逆解析法を適用して算定した破壊エネルギー値は、一般的に試験体寸法が大きくなるほど増大する傾向にある。

【謝辞】

実験および計測に際して御助言を頂きました東急建設(株)の山本俊彦氏、石川雅美氏および豊田将文氏、(有)日本計測の藤瀬克彦氏に謝意を表します。また、実験および実験結果の整理に際して御助力を得た愛知工業大学大学院生の渡部 憲君、並びに愛知工業大学工学部建築学科の山田研究室卒研究生諸君に謝意を表します。なお、本研究費の一部は東急建設(株)の奨学寄付金によったことを付記し、謝意を表する。

【引用文献】

- 1) 岡村弘之：線形破壊力学入門、培風館、226pp.、1976
- 2) コンクリートの破壊力学研究委員会：コンクリート構造の破壊力学に関するコロキウム、第1部・委員会報告、日本コンクリート工学協会、JCI-C19、pp. I 1-I 72、1990.3
- 3) 繊維補強コンクリート研究小委員会：繊維補強コンクリートに関する試験方法のJCI規準案(その3 繊維補強コンクリートの曲げ強度及び曲げタフネス試験方法(案))、コンクリート工学、Vol. 20、No. 10、pp. 4-7、1982. 10
- 4) 野村希晶・三橋博三・鈴木篤・和泉正哲：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、日本建築学会構造系論文報告集、No. 416、pp. 9-16、1990. 10
- 5) 六郷恵哲・岩佐正徳・鈴木泰生・小柳治：各種コンクリートの破壊力学パラメータ、コンクリー

- ト工学年次論文報告集、Vol.11、No.1、pp.247-252、1989.6
- 6) コンクリートの破壊力学研究委員会：コンクリート構造の破壊力学に関するコロキウム・第1部委員会報告、日本コンクリート工学協会、JCI-C19、pp. I 29- I 33、1990.3
- 7) 横堀武夫：材料強度学 第2版、岩波全書、334pp.、1974.10
- 8) コンクリートの破壊力学研究委員会：コンクリート構造の破壊力学に関するコロキウム・第2部論文集、日本コンクリート工学協会、JCI-C19、pp. II 1-II 90、1990.3
- 9) Guinea, G. V., Planas, J. and Elices, M.: Measurement of the fracture energy using three-point bend tests (Part 1-Influence of experimental procedures), Materials and Structures, Vol.25, pp.212-218, 1992
- 10) Planas, J., Elices, M. and Guinea, G. V.: Measurement of the fracture energy using three-point bend tests (Part 2-Influence of bulk energy dissipation), Materials and Structures, Vol.25, pp.305-312, 1992
- 11) Elices, M., Guinea, G. V. and Planas, J.: Measurement of the fracture energy using three-point bend tests (Part 3-Influence of cutting the P- σ tail), Materials and Structures, Vol.25, pp.327-334, 1992
- 12) Nomura, N., Mihashi, H. and Izumi, M.: Correlation of Fracture Process Zone and Tension Softening Behavior in Concrete, Cement and Concrete Research, Vol.21, pp.545-550, 1991

(受理 平成5年3月20日)