

レーザースペックル法による
フラクチャープロセスゾーンの計測

OBSERVATION OF FRACTURE PROCESS ZONE BY LASER SPECKLE TECHNIQUE

堀井 秀之^{*}、一宮 利通^{**}

By Hideyuki HORII and Toshimichi ICHINOMIYA

Fracture tests are carried out on mortar and concrete specimens to have stable crack growth. Using the laser speckle technique the length of macrocrack and the distribution of crack opening displacement are measured. Results are compared with those obtained by BIEM analysis of the Dugdale-Barenblatt-type model with linear tension-softening relation. Through the comparison discussions are made on the governing mechanism in fracture of concrete, the thing which is represented by the model with a special attention to the microcracking zone.

1 はじめに

近年、コンクリートの破壊力学に関する研究は著しい成果を上げている。破壊力学をコンクリートに対して適用する目標は、コンクリートにおける破壊現象を数学的に記述することであり、そのためには破壊のメカニズムを明らかにし、そのモデル化を行うことが必要である。この分野における研究の最近の進展はフラクチャープロセスゾーンの観察とそのモデル化に関する研究によるところが大きい[1,2]。

コンクリートの破壊に関する現在の理解は以下のようにまとめられる[3]。コンクリートの破壊現象は、クラック先端におけるフラクチャープロセスゾーンの存在に特徴づけられている。内部で生じているメカニズムはマイクロクラックの発生・成長と、骨材などによる巨視的クラック面での応力伝達（ブリッジング）であり、その各点は一軸引張試験より得られる引張軟化曲線上のある状態と対応している。（これは、本研究で示されるように必ずしも正しくない。）巨視的なクラックも骨材や繊維補強材によって応力の伝達されている部分（ブリッジングゾーン）はフラクチャープロセスゾーンに含まれる。フラクチャープロセスゾーンの力学モデルとしては引張軟化の関係を満たすDugdale-Barenblatt 型のモデルが有力であり、その場合コンクリートの破壊に関する性質は引張軟化曲線によって表わされる。

多くの実験事実が明らかにされたが、いまだ不明の点も多く残されている。例えば、異なる種類の材料において、マイクロクラッキングとブリッジングとが果たす役割はそれぞれ何か？Dugdale-Barenblatt 型モデルはブリッジングゾーンだけでなくマイクロクラッキングゾーンも表しているか？巨視クラックが形成されるのは、一軸引張試験のどの点に対応しているのか、ピーク荷重の前か後か？これらの点を明らかにするためには、単に実験観察を行うだけではなく、その結果をフラクチャープロセスゾーンモデルの解析結果と比較することが必要である。

東京大学工学部土木工学科（東京都文京区本郷7-3-1）

現在 * Structural Eng. and Construction Division, Asian Institute of Technology,
G.P.O. Box 2754, Bangkok 10501, Thailand（派遣期間 1989.4-1991.4）

** 鹿島建設（株）技術研究所

本研究においては、モルタルおよびコンクリートのくさび載荷型供試体を用いて破壊試験を行い、クラックを安定に進展させた。レーザースペckル法を用いて供試体表面の変位を $1\sim 2\mu\text{m}$ の精度で計測し、各荷重段階における巨視クラックの長さや開口変位の分布を求めた。観測結果を、Dugdale-Barenblatt 型のフラクチャープロセスゾーンモデルに対する境界要素解析の結果と比較した。特にマイクロクラッキングゾーンに関心を払い、モデルの妥当性、支配的メカニズム、モデルにより表されるもの等について考察した。

2 レーザースペckル法による計測

2.1 レーザースペckル法

レーザースペckル法はレーザー光の干渉を用いて物体表面の変位を測定する手法の一つである。レーザービームを対物レンズとピンホールを用いて拡げ、供試体表面に照射する。ランダムな起伏を持つ表面で反射された光はレンズによつて結ばれる像にspeckルパターンと呼ばれる斑点模様を造る。供試体の変位に伴い、結像上のspeckルも変位する。

speckルパターンを変形前と後とにフィルムに二重露光する。フィルムには供試体の各点の変位量に対応した間隔の2個ずつの斑点が記録される。現像後、フィルムのある点にレーザー光線を当てると干渉縞がスクリーンに現われる。干渉縞の方向はレーザー光を照射した点の変位の方向に直角で、その間隔は変位量に反比例する。本研究では、この干渉縞をビデオカメラで撮影し、数値化した画像情報をパソコンに取り込み、画像解析の方法と高速フーリエ変換を用いて、干渉縞の方向と間隔を測定し、変位の方向と大きさを計算する (Fig. 1 参照)。

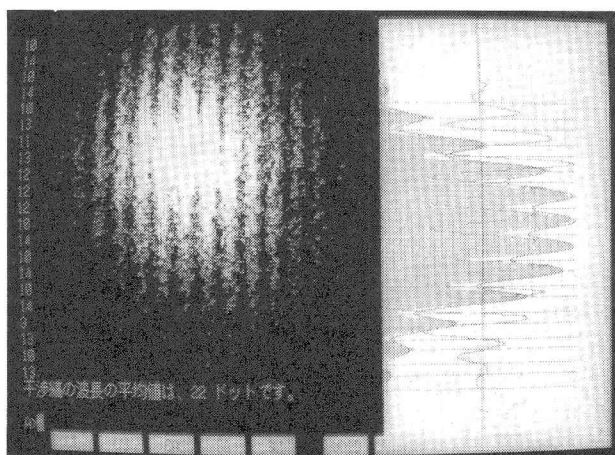


Fig. 1. Digitized image of the fringe pattern and results of image analysis on CRT.

精度を検証するため、剛体変位を与えた供試体の変位をレーザースペckル法を用いて測定し、結果を変位計 (ひずみゲージ型) によるものと比較した。その違いは $250\sim 300\mu\text{m}$ の剛体変位に対して $1\sim 2\mu\text{m}$ である。変位が $50\mu\text{m}$ より小さい場合、干渉縞は現われない。変位が $300\mu\text{m}$ より大きい場合、干渉縞の間隔は非常に小さくなる。計測に最も適した変位の範囲は $200\sim 300\mu\text{m}$ である。(この値は本実験における供試体、カメラ等の配置に対するものである。)

2.2 破壊試験

本実験で用いた供試体をFig. 2に示す。ノッチの長さは 5, 6, 7 cmの3ケースで、モルタルとコンクリートの供試体を準備した。下にその配合を重量比で示す。

	セメント	細骨材	粗骨材	水
モルタル	1.00	2.00	—	0.50
コンクリート	1.00	2.36	1.80	0.50

用いたセメントは普通ポルトランドセメントで、粗骨材は最大骨材寸法 1 cm の砕石を用いた。供試体は28日間水中養生した。一度に4体打設し、全体でモルタル12体、コンクリート16体を試験した。円柱圧縮強度は平均で、モルタル 40.5MPa（1度に3体の強度を計り、そのばらつきは38.6–42.4MPa）、コンクリート 43.8MPa（41.3–46.4MPa）、円柱割裂強度はモルタル 3.60MPa（3.31–3.88MPa）、コンクリート 3.61MPa（3.33–3.77MPa）であった。

レーザースペckル法において変位を測定する場所を特定するために供試体表面には6mm間隔の格子を描いた。小型の載荷フレームを準備し、後で説明するように供試体に剛体変位を加えるため、丸棒の上に載せた鋼板上にフレームをセットした。クラックを安定に進展させるためにくさびを用いた治具により載荷し、くさびの変位を制御した。くさびを押し込む力を測定し、供試体に作用する荷重はその値から換算して求めた。ノッチ先端の開口変位を測定するため、供試体の両面に変位計（ひずみゲージ型）を設置した。

載荷はくさび変位をゆっくりと与えた後一分間変位を止め、リラクゼーションを許した。荷重速度はノッチ先端の開口変位が平均で、モルタルで $0.7\mu\text{m}/\text{min}$ 、コンクリートで $0.9\mu\text{m}/\text{min}$ となるようにした。荷重速度が大きすぎる場合、最大荷重が大きくなり、最大荷重においてクラックが不安定成長する。ピーク荷重後は、与えるくさびの変位は非常に小さい。

載荷前に二重露光の1回目の撮影を行い、ノッチ先端の開口変位が $8\sim 10\mu\text{m}$ に達したとき2回目の撮影を行う。引き続いてノッチ開口変位の増加量が $5\sim 7\mu\text{m}$ に達する毎にこのプロセスを繰り返す。レーザースペckル法による測定において最適な変位量の範囲は $200\sim 300\mu\text{m}$ であるため、載荷フレームに剛体変位を加え全ての点の変位がこの範囲に収まるようにした。開口変位の分布を計測するためには、相対変位が計ればよい。

試験後、供試体を2つに割り、クラックのパスを調べる。フィルムを現像の後、前に述べた方法に従い、各点の変位を求める。クラックパスのすぐ上と下の点にレーザービームを当てる。その2点の間隔はおおよそ 5 mm である。2点の変位の差としてクラック開口変位が求まる。巨視クラックの先端はクラック開口変位がゼロとなる点と解釈される。このようにして、各荷重段階における巨視クラックの長さやクラック開口変位の分布の増加量が得られる。トータルのクラック開口変位はそれまでの増分量の総和として求まる。

2. 3 実験結果

ノッチ先端開口変位と荷重の関係をFig. 3 に示す。開口変位の増加に従いノッチ先端から発生した巨視クラックは安定成長する。裸目で巨視クラックを識別できるのはノッチ先端開口変位が約 $50\mu\text{m}$ に達した後である。二重露光はFig. 3 の丸点で行った。各フィルム毎の増加量を足し合わせて求まるクラック開口変位をFig. 4 に示す。Fig. 4 は初期ノッチの長さが 6 cm のモルタル供試体と、ノッチ長 7 cm のコンクリート供試体の結果である。

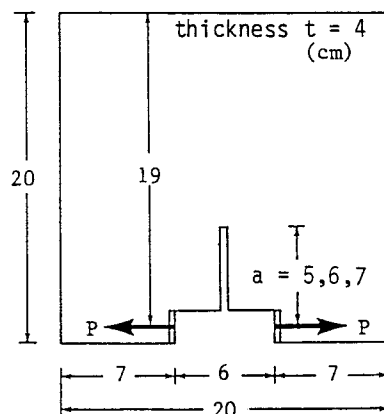


Fig. 2. Wedge-loaded Specimen

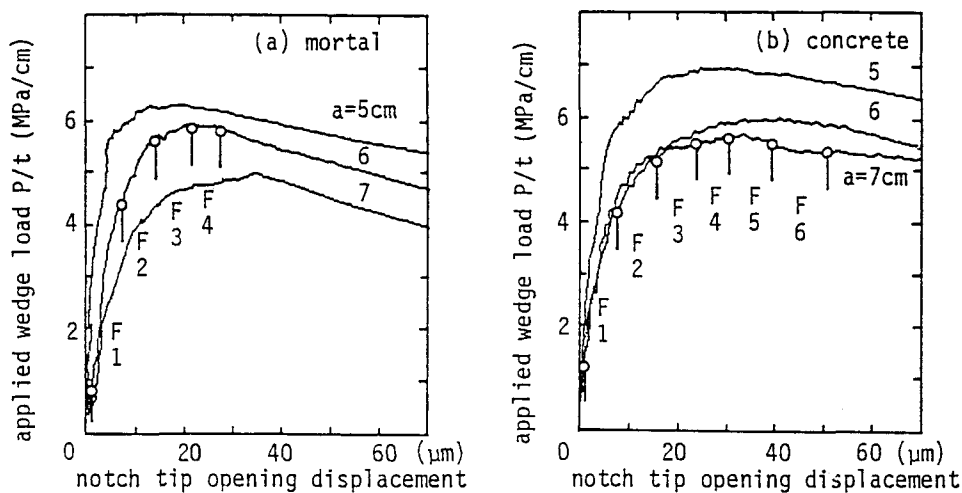


Fig. 3. Applied wedge load vs. notch tip opening displacement

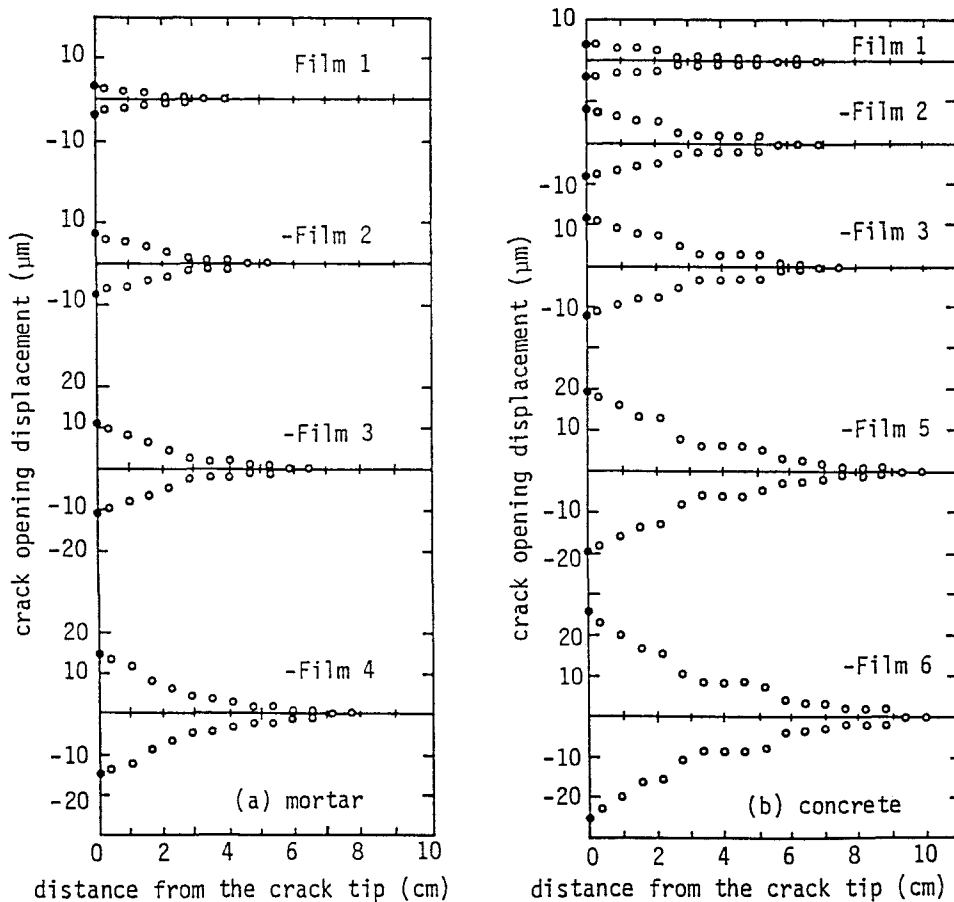


Fig. 4. Distribution of crack opening displacement at each loading stage

3 Dugdale-Barenblatt 型モデルのB I E M解析

引張軟化の関係を満たすDugdale-Barenblatt 型モデルは、フラクチャープロセスゾーンの力学モデルに適していると考えられる。その帰結として、コンクリートの破壊に関する性質は引張軟化曲線によって表わされることになる。引張軟化曲線は破面形成後の応力伝達を表わしているため、このモデルは主にブリッジングゾーンを表すものと考えられるが、マイクロクラッキングゾーンも同時に表されているかについては検討が必要である。

本研究では最も単純な線形引張軟化関係を考える。すなわち、伝達応力 σ_t とクラック開口変位 δ との間には次の関係がある。

$$\sigma_t = \sigma_{tc} (1 - \delta / \delta_c) \quad (1)$$

ここで、 σ_{tc} と δ_c は引張強度と伝達応力がゼロとなる限界開口変位をそれぞれ表す。(線形引張軟化関係を仮定しているため、この限界開口変位と実際の限界開口変位とは大きく異なる。)ここで考えている直線は実際の引張軟化曲線に引張強度の点で接するものである。小型供試体においては開口変位の最大値はあまり大きくなく、この近似は最大荷重付近まで有効である。

延長されたクラック先端において次の条件が満たされる。

$$K_I = 0 \quad (2)$$

この条件は、フラクチャープロセスゾーンの形成によって応力が緩和され、応力の特異性が存在しないことを表している。後で議論されるように、この条件はマイクロクラッキングゾーンのモデル化や巨視クラックの形成条件等に深く関わっている。

本研究では境界積分方程式法(B I E M、または境界要素法、B E M)により供試体外縁・クラック面の境界条件と共に、フラクチャープロセスゾーンの条件(1)、(2)を満足する解を求める。B I E Mは境界値問題の数値解析法の1つであり、グリーンの公式と基本解の性質に基づき、境界値問題を等価な境界量に関する積分方程式に置き換え、その積分方程式を数値的に解くことにより問題の解を得る。未知量が境界のみで定義されているため、B I E Mはクラック進展問題の解析に適している。しかしながら、一般境界と異なりクラック境界では境界量が4つ(クラック上面、下面における変位とトラクション)存在し、その4つの独立な一次結合のうち2つの値が既知であり、2つの値が未知となる。そのため、クラック問題に対する定式が必要となる。ここでは、文献[3]の解析法を用いた。

解析に用いる材料パラメータは σ_{tc} 、 δ_c 、ヤング率 E 、ポアソン比 ν である。 σ_{tc} の値として3.92 MPa(簡便モデル[5]に対しては $\sigma_{tc} = 3.43, 3.92, 4.41$ MPaを用いた。) δ_c の値は既存の引張軟化曲線[6]を参考に $25 \mu\text{m}$ とした。その他、 $E = 2.94 \times 10^4$ MPa、 $\nu = 0.2$ を用いた。

4 比較と検討

荷重と巨視クラック長の関係をFig. 5に示し、解析結果と実験結果を比較した。文献[5]の簡便モデルの結果も共に示した。この簡便モデルもDugdale-Barenblatt型のモデルであるが、無限平面中の半無限クラック先端のフラクチャープロセスゾーンを考え、各供試体の幾何条件、荷重条件等の影響は、クラック先端の応力分布の第2次項を表す1つのパラメータ λ を用いてモデルに取り入れられる。

最大荷重の値に関しては解析結果と実験結果は一致している。観測された巨視クラックの長さはBIEM解析による予測値より大きく、その差はコンクリートの方がモルタルに比べて大きい。この点については後で検討を加える。簡便モデル[5]の結果はなだらかなプラトーを示しているが、これは無限平面中の半無限クラッ

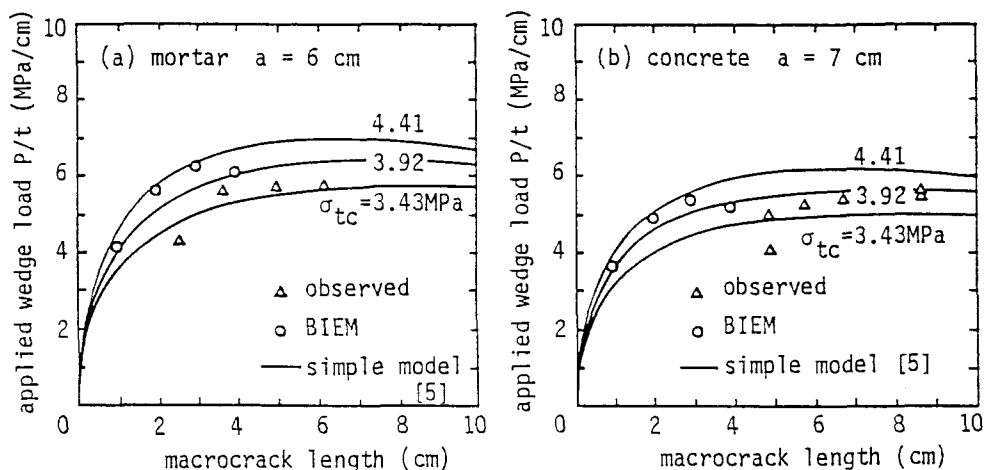


Fig. 5. Applied wedge load (per unit thickness) vs. length of macrocrack

クを考えていることによる。BIEM解析においてFig. 5に示した点より巨視クラック長を大きくすると、最大開口変位が限界値に達し、すなわちフラクチャープロセスゾーンが完全に成長しきり、それ以後は荷重が急激に減少する。しかし、実際の現象はこれと異なる。これは解析において線形引張軟化関係を仮定したことより、実際の引張軟化曲線は長いテイルを有しており、実際には荷重はピーク後に急激に減少しない。しかし、この引張軟化曲線のテイル部分の存在はピーク荷重近傍までの挙動には影響しないものと考えられる。

レーザースペックル法により測定されたクラック開口変位の分布とBIEM解析による結果とをFig. 6に示した。両者はクラック先端近傍を除き良く一致している。観測される巨視クラック（または変位の不連続線）の長さは常にモデルによる予測値より大きい。このことはフラクチャープロセスゾーンにおけるメカニズムとそのモデル化と深く係わる問題であり注意深い検討が必要である。

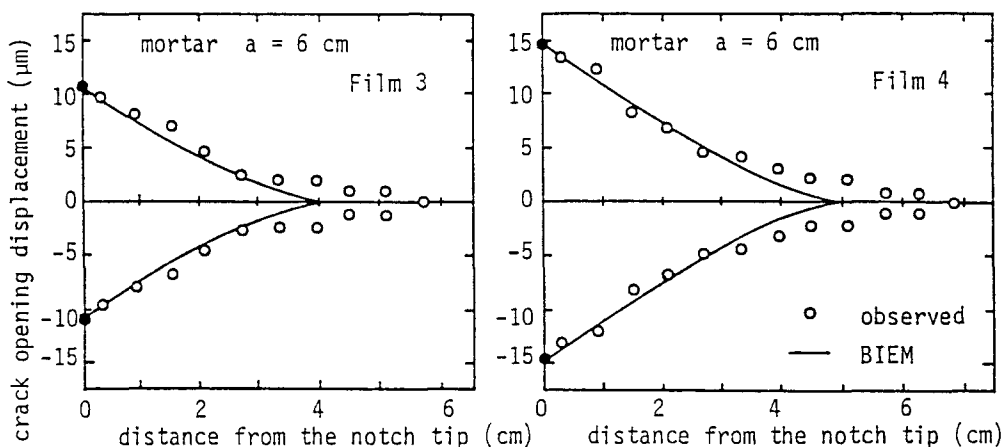


Fig. 6. Observed and predicted crack opening displacement

この違いについて、以下の解釈が可能である。

- 1) これはレーザースペックル法による測定の誤差によるものであり、実際にはその部分に変位の不連続はない。（その部分の開口変位、すなわちクラック上下面における変位の差の大きさは数ミクロンであり、それはレーザースペックル法による測定の精度と同じオーダーである。）

- 2) 測定された変位の差は巨視クラックの開口によるものではなく、マイクロクラッキングに起因する変形によるものである。(変位を測定する2点の距離は約5mmであり、変位の不連続性がなくとも、マイクロクラッキングによる変形が大きければFig. 6のような結果となる可能性がある。)
- 3) 両者の違いは実際に存在する巨視クラックの開口によるものである。巨視クラックの長さはモデルによる予測値よりも大きい。

どれが正しいかを明らかにするためには、より精度の高い計測を行う必要があり、現時点では原因を特定することはできない。しかしながら、上記の3つのケースそれぞれについて、以下のような結論が導かれる。

ケース1)の場合:レーザースペックル法による測定以外には問題がなく、引張軟化関係を満足するDugdale-Barenblatt型のモデルは実際の巨視クラックを正しく記述している。

ケース2)の場合:測定可能なマイクロクラッキングゾーンが存在するが、モデルはそれを表してはいない。

ケース3)の場合:モデルは巨視クラックの成長を正しく記述していない。このことは、巨視クラックの形成が一軸引張試験のピーク前の点に対応する状態において起こることを意味する。

どのケースであっても、モデルはマイクロクラッキングゾーンを表していないと結論される。もし、モデルがマイクロクラッキングゾーンを含んでいるのであれば、モデルによって予測されるクラックは観察される巨視クラックよりも長くなるはずである。ケース2)のように、計測にマイクロクラッキングゾーンが含まれる場合でも両者は高々等しく、実測長の方が大きくなることは無いはずである。(もちろん、事情はマイクロクラッキングの効果がモデルや計測にどれだけ含まれるかに依存する。)

このことと、モデルによって予測される最大荷重や開口変位の分布が実験結果と一致することから、コンクリートの破壊現象においてマイクロクラッキングの効果は主要では無いと結論される。マイクロクラッキングの効果を調べるためには、より精度の高い実験計測とマイクロクラッキングの効果を取り込んだモデルの検討が必要である。

3つのケースの内、3)は、一軸引張試験でピーク前に破面が形成されるという実験事実が無いことから除外されよう。1)の場合、モデルについては改善する必要が無い。ケース2)が真実である場合、破壊現象は次のように説明される。マイクロクラッキングは一軸引張試験におけるピーク前の非線形成分に対応している。ピークにおいて破面が形成され、ブリッジングはピーク後の引張軟化挙動に対応している。ここで考えたDugdale-Barenblatt型のモデルは、マイクロクラッキングの効果が大きくないということを理由に用いられよう。

もし、このモデルをマイクロクラッキングの効果を含むよう改良する場合、次のような方法が考えられる。

①条件(2)の代りに次の条件を仮定する。

$$K_I = K_{\text{Ceff}} \quad (3)$$

ここで、 K_{Ceff} はマイクロクラッキングの効果を表している。この取り扱いの妥当性は検討を要する。

Fig. 6に示された開口変位の一致を考えれば、条件(3)によって現象がうまく記述されるかは疑問である。

②ピーク後の挙動を表す引張軟化曲線の代りに、ピーク前の非線形挙動をも含んだ曲線を用いる。この場合、ピーク前の挙動が局所化されていないため、応力ひずみ関係から伝達応力と開口変位の関係に変換するために工夫が必要である。

③巨視クラックを延長することによってではなく、直接マイクロクラッキングゾーンをモデル化して組み合わせ、ブリッジングとマイクロクラッキングの効果を同時に含むモデルを構築する。このモデルが最も現象に即していると考えられ、このモデルの結果からブリッジングとマイクロクラッキングの役割を明らかにされるものと考えられる。

どのモデルを考える場合においても高い精度の実験計測結果と比較することによりその妥当性を検証することが必要なことは言うまでもない。

5 むすび

本研究ではモルタル・コンクリート供試体においてクラックを安定に進展させ、レーザースペックル法により表面変位を計測することにより、各荷重段階における巨視クラックの長さや開口変位の分布を求めた。実験結果とDugdale-Barenblatt型モデルのBIEM解析による結果を比較した。観察される巨視クラックはモデルによる予測よりも常に長い。このことに基づき、メカニズムやモデル化に関する検討を行った。レーザースペックル法による計測精度に関する議論を敢て棚に上げて推論を加え、引張軟化関係を満足するDugdale-Barenblatt型のモデルはマイクロクラッキングゾーンを表していない、マイクロクラッキングの効果は主要ではない、等の結論が示唆されることを示した。本研究は、フラクチャープロセスゾーンのより精度の高い観察とブリッジングゾーンだけでなくマイクロクラッキングゾーンをも含めたモデル化の必要性を示している。

最後に、レーザースペックル法に関してご指導・ご協力を頂いた龍岡文夫助教授（東京大学生産技術研究所）、小田匡寛教授（埼玉大学工学部）、並びに、実験・解析に協力を頂いた上野勝助手、卒論生藤井寛氏、徳永貴司氏（東京大学工学部）に感謝致します。

参考文献

1. Fracture of Concrete and Rock, Proc. of SEM-RILEM Int. Conf., Jun.17-19, 1987, Houston, Edit. S.P. Shah and S.F. Swartz, Springer-Verlag, 1989.
2. Proc. Int. Workshop on Fracture Toughness and Fracture Energy - Test Methods for Concrete and Rock -, Oct. 12-24, 1988, Sendai; to appear.
3. 堀井秀之、フラクチャープロセスゾーン問題とコンクリート・岩石・セラミックスに対する破壊力学の体系化、構造工学論文集、Vol.35A、1989、pp.309-320.
4. Horii, H., BIEM for crack problems and application to the fracture process zone in concrete, ceramics and rock, Boundary Element Methods in Applied Mechanics, Proc. of the First Joint Japan/US Symposium on Boundary Element Methods, Tokyo, Oct. 3-6, 1988, Edit. M. Tanaka and T.A. Cruse, Pergamon Press, 1988, pp. 129-138.
5. Horii, H., Hasegawa, A. and Nishino, F., Fracture process and bridging zone model and influencing factors in fracture of concrete, in [1], pp.205-219.
6. Cornelissen, H.A.W., Hordijk, D.A. and Reinhardt, H.W., Experiments and theory for the application of fracture mechanics to normal and light-weight concrete, Proc. of Conf. on Fracture Mechanics of Concrete, 1, E.P.F.L., Switzerland, 1985, pp. 419-429.

(1989年10月2日受付)