

## 破壊力学モデル解析に基づく間接評価

## コンクリートの破壊靱性評価に関する研究

正 会 員 岸 谷 孝 一\*  
正 会 員 平 居 孝 之\*\*  
正 会 員 村 上 聖\*\*\*

## 1. 序 論

コンクリートの破壊特性は、大小のさまざまなスケールで観察されるひび割れの発生、伝播挙動と密接に関連しているため、コンクリートへの破壊力学適用の妥当性に関して、従来から活発な論議が展開されている。1961年、Kaplanの研究報告<sup>1)</sup>を契機とする、コンクリートへの線形破壊力学(Linear Elastic Fracture Mechanics, 以下、LEFMと略記する)の適用性については、その評価値が用いる供試体寸法に強く依存するために、有効な破壊靱性値を得るには、金属同様供試体寸法にかなり厳しい制限を要することが一般に言われている。これは、コンクリートにおいて主としてマイクロクラック生成に起因する切欠き先端前方の非線形領域(破壊過程域とも呼ばれる)が、通常使用される実験室規模の供試体寸法では一般に無視できない大きさに達し、LEFMの近似が十分な精度で成立しなくなるためである。

そこで、小型供試体を用いた破壊靱性評価に種々の非線形破壊力学パラメーター(例えば、J積分値、き裂先端開口変位、破壊エネルギー、Rカーブなど)がコンクリート系材料に適用されている。また、破壊過程域内部の非線形性を考慮した破壊力学モデル解析に基づく間接的評価も試みられている。

コンクリートの破壊力学モデルとして、き裂先端からの幅の狭い塑性域の進展を仮定し、それを仮想き裂面に結合力が作用するモデルで近似した結合力モデルの適用性が注目され、これまでにHillerborgら<sup>2)</sup>、Bažant<sup>3)</sup>、Visalvanichら<sup>4)</sup>、Wecharatanaら<sup>5)</sup>等が類似モデルを用いてコンクリート系材料のひび割れ伝播挙動の解析を行っている。彼らに共通する点は、完全弾塑性体を仮定したDugdaleモデルをコンクリートに直接適用することには、コンクリートのひずみ軟化特性のゆえに無理があるとして、破壊過程域内部の構成法則は、直接引張試

験結果による引張応力度-ひずみ関係に基づいていることである。このことは、コンクリートのひずみ軟化特性が主として、マイクロクラックの生成に起因することを意味するものであるが、筆者らは、コンクリートの引張破壊過程におけるひずみ軟化挙動が、最大耐力点以降の主ひび割れの進展をその主因とする、公称応力度-ひずみ関係表示に基づく結果の多分に見掛けの巨視的現象であるとする見解を否定できないと考える。

したがって、本研究では、破壊過程域内部で完全弾塑性構成法則を仮定したDugdaleモデルの近似がコンクリートに対して十分有効であるとの前提に立ち、その結果に基づく間接的破壊靱性評価の妥当性を実験的に検証することを目的とする。

## 2. 既往の破壊靱性評価

岡田らは、コンクリートの破壊過程を統一的にエネルギーの消散過程としてとらえる立場から、コンクリートの曲げ引張破壊過程において損失エネルギーと主ひび割れ進展深さとの間に、近似的な比例関係のあることを直接実験的に示した<sup>6)</sup>。

Peterssonは、切欠き曲げ供試体を用いて破断に至るまでの完全な荷重-載荷点変位曲線を実験的に求め、その曲線下の面積から得られる損失エネルギーが破断領域で集中的に消費されることを前提に、それをリガメント断面積で除して破壊エネルギーを評価する方法の有効性を報告している<sup>7)</sup>。ここに、破壊エネルギーは、図-1に示すように、損失エネルギーとひび割れ進展面積との関係曲線の接線こう配として定義され、破壊過程域内部で消費されるエネルギーを含めた、主ひび割れが単位面積進展する際に要するトータルなエネルギー量と解釈される。また、ひび割れ進展深さに対して破壊エネルギーをプロットすることによってRカーブが得られる。

Wecharatanaらは、繰返し載荷曲線を実験的に求め、ひび割れ進展間に消費されるエネルギーをひび割れ進展面積で除して得られる近似的な破壊エネルギーを式(1)により評価し、コンクリート系材料のRカーブを求める方法を報告している<sup>8)</sup>。

\* 東京大学 教授・工博

\*\* 大分大学 教授・工博

\*\*\* 東京大学 大学院生・工修  
(昭和60年6月7日原稿受理)

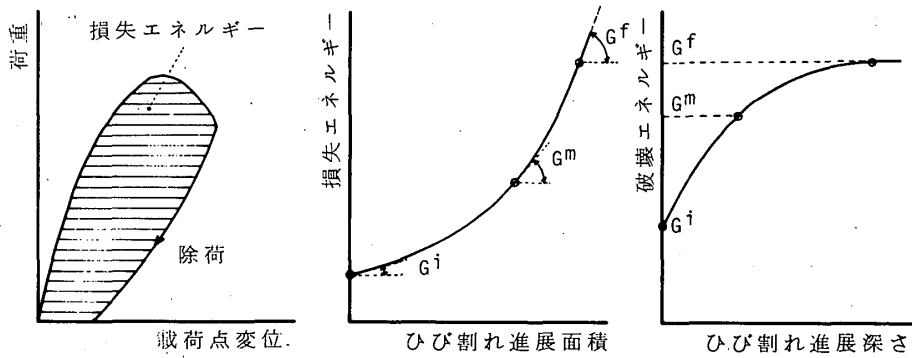


図-1 破壊エネルギーおよびR-カーブの定義

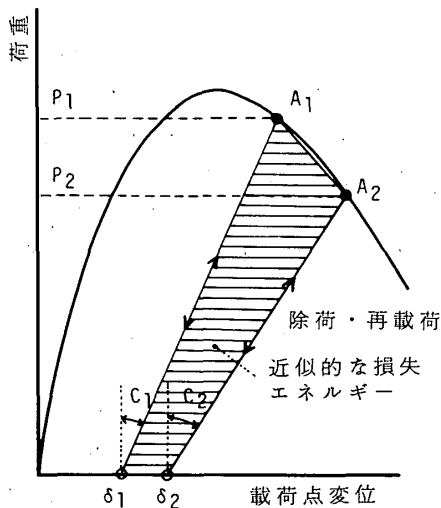


図-2 オフセット破壊エネルギー法

$$G \approx \frac{1}{A_2 - A_1} \left\{ \frac{P_1 \times P_2}{2} (C_2 - C_1) + \frac{P_1 + P_2}{2} (\delta_2 - \delta_1) \right\} \dots\dots\dots (1)$$

$$(\Delta A = A_2 - A_1 \rightarrow 0)$$

$$= \frac{P_1^2}{2} \left( \frac{dC}{dA} \right)_{A_1} + P_1 \left( \frac{d\delta}{dA} \right)_{A_1} \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 $\Delta A$ ：ひび割れ進展面積、 $P$ ：荷重、 $C$ ：コンプライアンス、 $\delta$ ：残留変位。

式(1)の中カッコ内の項は、図-2の斜線部分の面積(近似的な損失エネルギー)を表している。また、 $\Delta A \rightarrow 0$ のときひび割れ面積  $A_1$  での破壊エネルギー  $G$  は、式(2)のように表示される。式(2)の第1項は、線形弾性体のエネルギー解放率の評価に際してのコンプライアンス・キャリブレーション法表示式であり、第2項は、破壊過程域に起因する不可逆変形のために生じる付加項と考えられ、ひび割れ進展に伴う残留変位の変化率に関する情報が必要である。

Velazco ら<sup>9)</sup>、Mindess ら<sup>10)</sup>、六郷ら<sup>11)</sup>等は、金属に適用されているJ積分評価法をコンクリート系材料に応用し、その適用性について実験的検討を行っている。J積分評価法として、Begley-Landes による実験的方法、Rice の簡便式を用いる半解析的手法がコンクリート系

材料に適用されている。前者の方法は、J積分値がき裂長さの変化に伴うポテンシャルエネルギーの変化を示すことをもとに、切欠き深さの異なる供試体の荷重-載荷点変位曲線を実験的に求め、それにより得られるポテンシャルエネルギーを切欠き面積に対してプロットした曲線の接線こう配からJ積分値を評価するものである。後者の方法は、き裂が深く、荷重-載荷点変位曲線がリガメント長さのみに依存する場合の切欠き曲げ供試体に対して導かれた次式に基づく評価である。

$$J = \frac{2}{B \times b} \int_0^{\Delta_c} P \cdot d\Delta_c \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $B$ ：はり幅、 $b$ ：リガメント長さ、 $P$ ：荷重、 $\Delta_c = \Delta - \Delta_0$ ：載荷点変位  $\Delta$  のうち、切欠きがあるために生じる成分 ( $\Delta_0$ ：無切欠き曲げ供試体の載荷点変位)。

コンクリートに対して評価されたJ積分値は、より脆性的な材料においてエネルギー解放率にほぼ一致すること、骨材寸法の増大や鋼繊維混入などによる破壊靱性改善の効果を良く表示するパラメーターとなることなどから、その有効性が報告されている。ただし、得られるJ積分値は、評価点の選定に大きく依存するために、J積分評価ではひび割れ開始点の検出が重要な課題であるように思われる<sup>12)</sup>。

以上で採り上げた評価法は、直接実験的方法あるいはある仮定に基づく半解析的手法に属し、その中には金属に共通の概念、あるいはコンクリートを含めた非均質脆性材料に特有の概念を含むものがあり、評価の妥当性、その簡便性、およびその物理的意味の面からさらに広範囲の検討が望まれる。

本研究では、破壊力学モデル解析に基づく破壊靱性評価を間接評価と称し、以下で考察する。

### 3. 間接評価

前述のように、コンクリートへの Dugdale モデルの適用性を仮定し、その解析結果に基づく破壊靱性評価法について述べる。そのモデルの基礎概念は、完全弾塑性体におけるき裂先端からの細長い塑性域の進展を仮想き裂面に一様の降伏強度が作用するモデルで近似し、仮想き裂先端でもはや応力の特異性を生じない条件から、外

力、塑性域寸法、き裂開口変位間の唯一の関係を導くことにある。

### 3.1 解析および評価方法

切欠き曲げ供試体の破壊靱性試験について解析方法を以下に説明する。

図-3に示すように、コンクリートにおける切欠き先端前方の幅の狭い破壊過程域（擬塑性域）の進展を仮想き裂面  $w$  に一様の引張強度  $\sigma_t$  が作用するモデル (a) で近似する。モデル (a) の応力および変位場は、外力のみが作用するモデル (b) と仮想き裂面に引張強度のみが作用するモデル (c) の応力および変位場をそれぞれ重ね合わせて求められる。重ね合わせに際して、仮想き裂先端でもはや応力の特異性を生じない条件から、モ

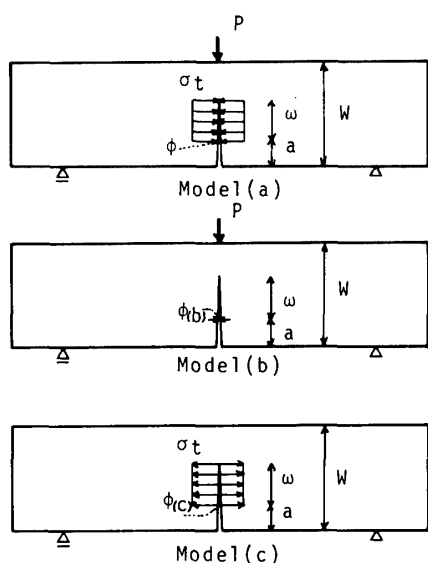


図-3 解析方法

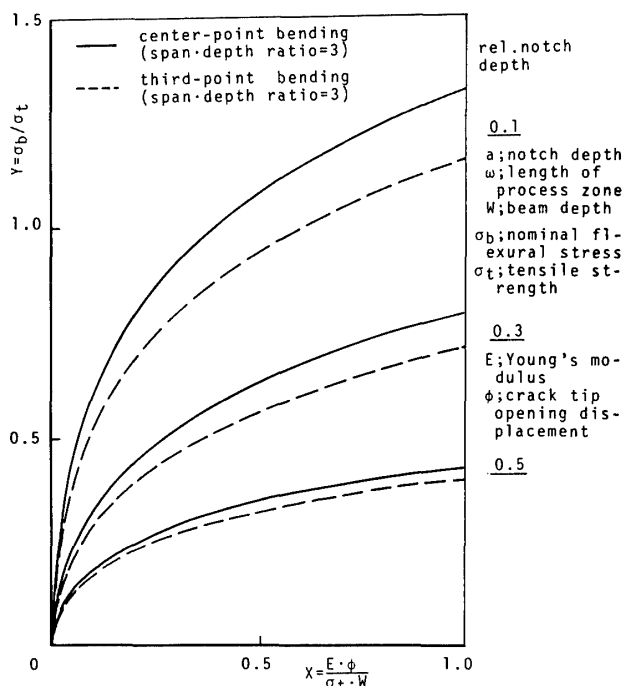


図-4 Dugdale モデル解析結果

デル (b) および (c) のき裂先端の応力拡大係数を等置する。今、モデル (b) および (c) の応力拡大係数をそれぞれ  $K_I^{(b)} = \sigma_b \sqrt{c} F^{(b)}(c/W)$ ,  $K_I^{(c)} = \sigma_t \sqrt{c} F^{(c)}(w/c, c/W)$  と表すと、 $K_I^{(b)} = K_I^{(c)}$  により次式を得る。

$$\sigma_b / \sigma_t = F^{(c)}(w/c, c/W) / F^{(b)}(c/W) \dots \dots \dots (4)$$

ここに、 $\sigma_b$ : 公称曲げ応力度、 $\sigma_t$ : 引張強度、 $c = a + w$ ,  $a$ : 切欠き深さ、 $w$ : 破壊過程域長さ、 $W$ : はりせい、 $F$ : 载荷形式に依存する形状関数。

モデル (a) のき裂先端開口変位  $\phi$  は、モデル (b) および (c) の切欠き先端位置のき裂開口変位  $\phi_{(b)}$  および  $\phi_{(c)}$  を式 (4) を満足する外力条件で重ね合わせて求められる。

図-4に、切欠き曲げ供試体の3等分点および中点曲げ载荷（スパン・高さ比=3）の場合についてその解析結果を示す。図中の横軸および縦軸は、それぞれ  $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_t \cdot W)$ ,  $Y = \sigma_b / \sigma_t$  の無次元パラメータで表示している。また、応力拡大係数およびき裂開口変位の解析には、線形要素を用いた境界要素法（間接法）を利用した<sup>13)</sup>。

破壊靱性評価には、引張強度に対する公称曲げ強度比の測定値から図-4を利用して  $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_t \cdot W)$  を求め、式 (5) により限界応力拡大係数  $K_{Ic}$  を、また  $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_t \cdot W)$  に引張強度  $\sigma_t$ 、静弾性係数  $E$  の測定値を代入して限界き裂先端開口変位  $\phi_c$  をそれぞれ間接的に評価する。

$$K_{Ic} = \sqrt{E \cdot J_{Ic}} = \sqrt{X \cdot W} \quad (\text{平面応力}) \dots \dots \dots (5)$$

ここに、 $J_{Ic} = \int_0^{\phi_c} \sigma_t \cdot d\phi = \sigma_t \cdot \phi_c$ : 限界J積分値。

### 3.2 Dugdale モデルの適用性

コンクリートへの Dugdale モデルの適用性を検証することを目的に、解析および実験結果の比較検討を行う。比較項目として、第1に切欠き曲げ供試体の荷重-き裂開口変位（Crack Mouth Displacement, 以下、CMD と

Center-Point Bending (span:depth ratio =3)				Third-Point Bending (span:depth ratio =3)			
a/W	w/W	Y=σ <sub>b</sub> /σ <sub>t</sub>	X=(E·φ)/(σ <sub>t</sub> ·W)	a/W	w/W	Y=σ <sub>b</sub> /σ <sub>t</sub>	X=(E·φ)/(σ <sub>t</sub> ·W)
0.1	0.05	0.616	0.114	0.1	0.05	0.539	0.114
	0.10	0.835	0.239		0.10	0.731	0.240
	0.15	0.988	0.388		0.15	0.866	0.390
	0.20	1.119	0.564		0.20	0.985	0.573
	0.25	1.237	0.779		0.25	1.096	0.804
	0.30	1.349	1.049		0.30	1.206	1.103
	0.35	1.452	1.379		0.35	1.309	1.479
0.3	0.40	1.553	1.809	0.40	1.415	1.984	
	0.45	1.649	2.354	0.45	1.517	2.641	
	0.05	0.362	0.126	0.3	0.05	0.321	0.127
	0.10	0.513	0.280		0.10	0.459	0.286
	0.15	0.629	0.480		0.15	0.567	0.498
	0.20	0.729	0.733		0.20	0.664	0.773
	0.25	0.818	1.053		0.25	0.753	1.130
0.30	0.902	1.478	0.30		0.839	1.612	
0.35	0.981	2.054	0.35		0.923	2.281	
0.5	0.40	1.057	2.866	0.40	1.005	3.232	
	0.05	0.210	0.133	0.5	0.05	0.193	0.135
	0.10	0.301	0.314		0.10	0.280	0.324
	0.15	0.373	0.578		0.15	0.351	0.606
	0.20	0.436	0.956		0.20	0.415	1.016
	0.25	0.494	1.523		0.25	0.475	1.640
	0.30	0.550	2.440		0.30	0.534	2.665

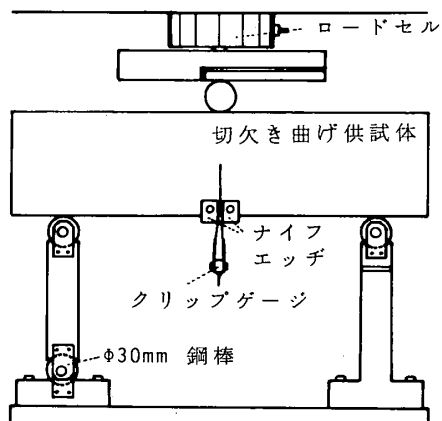


図-5 測定方法

略記する) 曲線, 第2に LEFM による  $K_{Ic}$  の荷重形式, 切欠き深さ, および供試体寸法依存性について調べる。

3.2.1 実験方法

破壊靱性試験は, 切欠き曲げ供試体の3等分点あるいは中点曲げ荷重 (スパン・高さ比=3) で行った。切欠きは, 厚さ1.0mmの亚克力板を先打ちする方法で入れ, その深さは, はりせいに対する比で0.1, 0.3, 0.5の3種類を用いた。荷重と, 切欠き端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の変位 (CMD) との関係は, X-Yレコーダによって自動記録した。測定方法は図-5に示すとおりで, 支承構造として片側の支承脚底に直径30mmの鋼棒を挿入し, 支承部の水平移動拘束を低減した構造を用いた<sup>14)</sup>。

荷重形式, 切欠き深さ依存性に関しては, 寸法100×100×400mm, 相対切欠き深さ比=0.1, 0.3, 0.5の切

表-1 使用材料

セメント	普通ポルトランド
細骨材	大井川産川砂 表乾比重 = 2.62 最大寸法 = 5.0mm F. M. = 2.85
粗骨材	大井川産川砂利 表乾比重 = 2.65 最大寸法 = 10.0mm F. M. = 6.00 最大寸法 = 15.0mm F. M. = 6.50 最大寸法 = 20.0mm F. M. = 6.60

表-2 使用割合

シリーズ	割合	直接引張強度 (kgf/cm <sup>2</sup> )	弾塑性係数 (×10 <sup>5</sup> kgf/cm <sup>2</sup> )
セメントペースト	水・セメント比=50%	25.9	1.59
ブレンモルタル	水・セメント比=50% 砂体積率=0.5	32.6	2.56
ブレンコンクリート	水・セメント比=50% 砂体積率=0.3 砂利体積率=0.4 砂利最大寸法=15.0mm	29.6	3.72

欠き曲げ供試体の3等分点および中点曲げ荷重について検討した。供試体寸法依存性に関しては, はりせい (×はり幅)=40(×40), 75(×100), 100(×100), 150(×100), 200(×100) mm, 相対切欠き深さ比=0.3の切欠き曲げ供試体の中点曲げ荷重について検討した。

引張強度は, φ100×200mm円柱供試体による割裂引張強度を直接引張強度に換算した値を用いた (換算式は文献15によった)。使用材料ならびに割合は, それぞれ表-1, 2に示すとおりである。供試体は, 同一条件

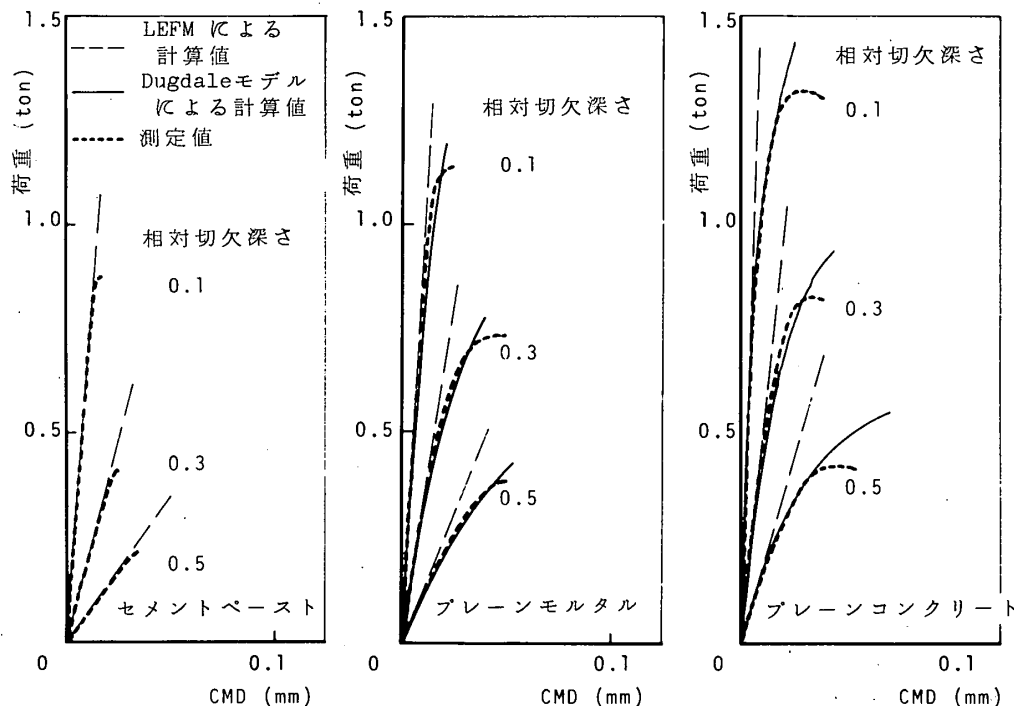


図-6 荷重-CMD 曲線の測定値と計算値との比較 (三等分点曲げ荷重の場合)

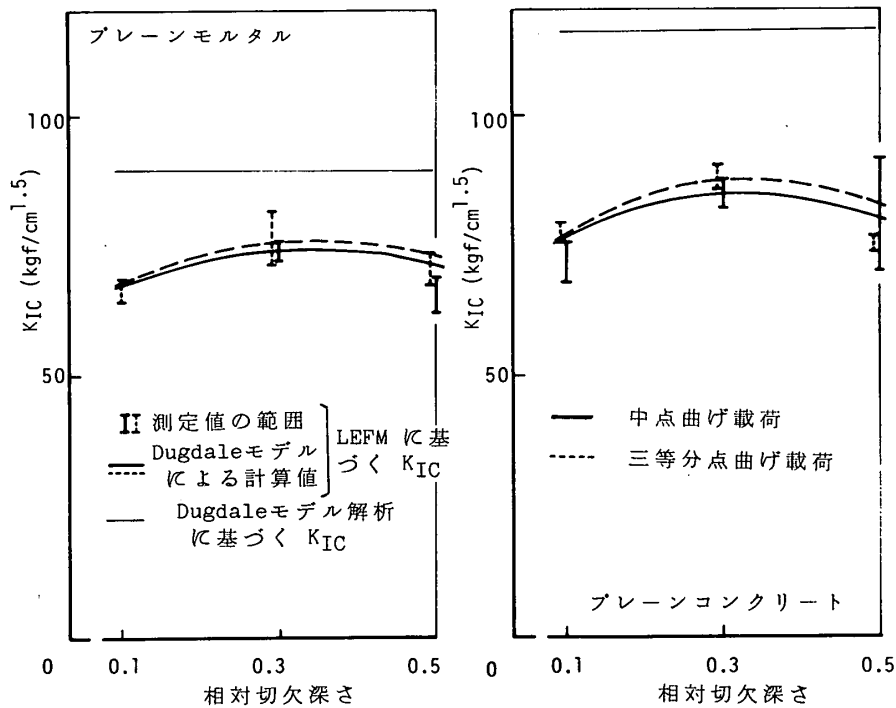


図-7 LEFMに基づく  $K_{Ic}$  の切欠き深さおよび荷重形式依存性

表-3 切欠き曲げ供試体の応力拡大係数

荷重形式 a/w	中点曲げ荷重 (スパン・高さ比=3) $F(a/w) = K_I / \sigma_b \sqrt{a}$	三等分点曲げ荷重 (スパン・高さ比=3) $F(a/w) = K_I / \sigma_b \sqrt{a}$
0.10	1.704	1.946
0.15	1.680	1.923
0.20	1.682	1.921
0.25	1.727	1.970
0.30	1.793	2.036
0.35	1.887	2.129
0.40	2.018	2.258
0.45	2.192	2.431
0.50	2.427	2.664

ごとに各3個ずつ、材令28日(20°C水中養生)後湿潤状態で試験に供した。

3.2.2 解析および実験結果

図-6は、荷重-CMD曲線に関する測定値と、LEFMおよびDugdaleモデルによる解析値との比較を示す。この図から、セメントペーストに関して、その曲線は最大荷重点に至るまでほとんど線形弾性的であり、その挙動は、LEFMにより近似しうるようである。しかし、モルタルおよびプレーンコンクリートの場合、その曲線は荷重初期からすでにLEFMから逸脱し、徐々に非線形性を増大させており、その挙動は、最大荷重点近傍に至るまでDugdaleモデルにより十分な精度で記述しうるように思われる。

図-7は、LEFMによる  $K_{Ic}$  の荷重形式および切欠き深さ依存性を示す。  $K_{Ic}$  の評価は最大荷重点で行い、LEFMに関しその計算は、表-3に示す境界要素法による解析値に基づいて行った。Dugdaleモデルによる解析結果は、相対切欠き深さ比=0.3、中点曲げ荷重に関する測定値に基づいて予測されたものである。また、

同図中の水平線は、Dugdaleモデル解析に基づく  $K_{Ic}$  の間接的評価値を示す。解析的に、LEFMによる  $K_{Ic}$  は、曲げ荷重において相対切欠き深さ比=0.3の近傍でピークを示す切欠き深さ依存性を有し、破壊靱性の大きい材料ほどその傾向が顕著に現れること、さらに3等分点荷重による方が中点荷重によるよりも若干高めの評価値を与えることが予測された。これは、測定値のばらつきの範囲内で実験結果と良い一致が得られているように思われる。

図-8は、LEFMによる  $K_{Ic}$  の供試体寸法依存性を示す。Dugdaleモデルによる解析結果は、はりせい=100mmの供試体に関する測定値に基づき、

パラメーター  $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_c \cdot W)$  において、はりせい  $W$  のみが増動するものとして予測された結果である。同図中の水平線は、Dugdaleモデル解析に基づく  $K_{Ic}$  である。測定値と解析値との間で妥当な一致がみられ、LEFM

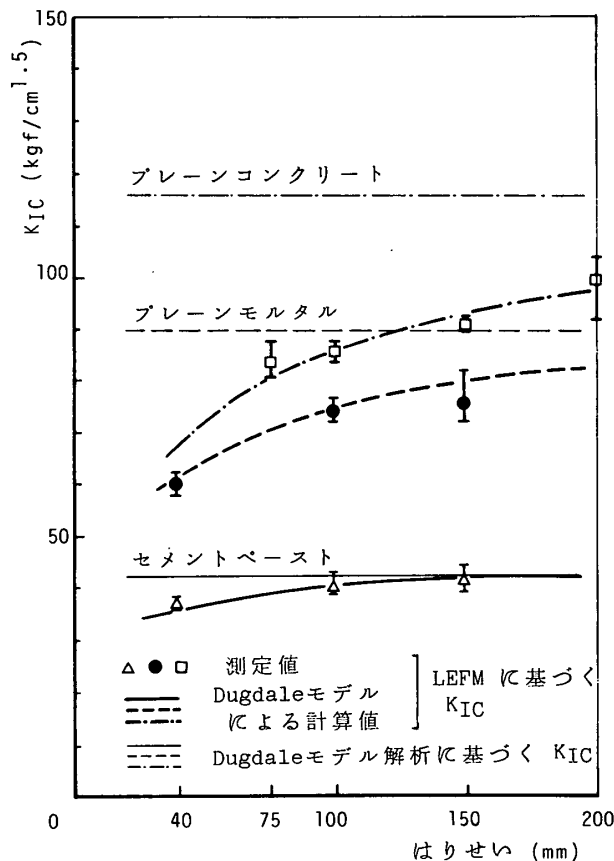


図-8 LEFMに基づく  $K_{Ic}$  の供試体寸法依存性

による評価は、供試体寸法が小さくなる程過小な結果を与え、有効な破壊靱性値を得るには、破壊靱性の大きい材料ほど大型の供試体を必要とすることが予想される。

以上のように、解析中に含まれるパラメーターのうち直接測定しうるパラメーター、引張強度、公称曲げ応力度、および静弾性係数のみから、解析的に一意的に定まる未知パラメーターを間接的に評価し、逆に評価されたパラメーターを用いて、荷重-CMD 曲線、ならびに L-EFM による  $K_{Ic}$  の載荷形式、切欠き深さ、供試体寸法依存性に関して実験結果と妥当に一致する解析結果が得られたことから、コンクリートの破壊靱性評価への Dugdale モデルの適用は、十分妥当であるように考えられる。

#### 4. 結 論

コンクリートへの LEFM の適用性は、用いる供試体寸法に強く制限されるために、小型供試体を用いた破壊靱性評価には切欠き先端前方の破壊過程域の存在に起因する非線形性を考慮する必要がある。そこで、本研究では、その影響を考慮した破壊力学モデル解析に基づく破壊靱性評価を間接評価と称し、その適用性について実験的検討を試みた。

以下に、本実験で得た知見を述べる：

(1) コンクリートの破壊力学モデルとして、破壊過程域内部で完全弾塑性構成法則を仮定した Dugdale モデルの適用は十分有効であると考えられる。これは、切欠き曲げ供試体の荷重-CMD 曲線、ならびに LEFM による破壊靱性評価値の載荷形式、切欠き深さ、および供試体寸法依存性に関して実験結果と妥当に一致する解析結果が得られたことから検証された。

(2) LEFM による  $K_{Ic}$  は、切欠き曲げ供試体に関して相対切欠き深さ比=0.3 の近傍でピークを示す切欠き深さ依存性を有し、その傾向は破壊靱性の大きい材料ほど顕著に現れること、さらに供試体寸法が小さくなるにつれて、LEFM による評価は過小な結果を与え、その程度は、破壊靱性の大きい材料ほど大きくなることと予想される。

(3) (2) と関連して、LEFM による評価では、その評価値の供試体寸法依存性が材料ごとに異なるために、同一寸法の供試体を用いて得られる結果の相互比較からは、破壊靱性改善の効果を適切に表示することは不可能であるように思われる。

最後に、解析には東京大学大型計算機センターの

HITAC-M 280 を使用したことを記す。

#### 参考文献

- 1) M.F. Kaplan : Crack Propagation and the Fracture of Concrete, ACI Journal, Vol.58, No.5, 1961
- 2) A. Hillerborg, M. Modeer, P.E. Petersson : Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by means of Fracture Mechanics and Finite Elements, Cement and Concrete Research, Vol.6, 1976
- 3) Z.P. Bazant : Crack Band Theory for Fracture of Concrete, Materials and Structures (RILEM), Vol.16, No.93, 1983
- 4) K. Visalvanich, A.E. Naaman : Fracture Model for Fiber Reinforced Concrete, ACI Journal, Mar.-Apr., 1983
- 5) M. Wecharatana, S.P. Shah : Predictions of Nonlinear Fracture Process Zone in Concrete, Journal of Engineering Mechanics, Vol.109, No.5, 1983
- 6) 岡田 清, 小柳 治, 六郷恵哲 : コンクリートの曲げ引張破壊過程に関するエネルギー的考察, 土木学会論文報告集, 第285号, 1979
- 7) P.E. Petersson : Fracture Energy of Concrete : Practical Performance and Experimental Results, Cement and Concrete Research, Vol.10, 1980
- 8) M. Wecharatana, S.P. Shah : Double Torsion Tests for Studying Slow Crack Growth of Portland Cement Mortar, Cement and Concrete Research, Vol.10, 1980
- 9) C. Velazco, K. Visalvanich, S.P. Shah : Fracture Behavior and Analysis of Fiber Reinforced Concrete Beams, Cement and Concrete Research, Vol.10, 1980
- 10) S. Mindess, F.V. Lawrence, C.E. Kesler : The J-integral as a Fracture Criterion for Fiber Reinforced Concrete, Cement and Concrete Research, Vol.7, 1977
- 11) 六郷恵哲, C.E. Kesler, F.V. Lawrence : J積分によるコンクリートの破壊靱性の評価, 第2回コンクリート工学年次講演論文集, 1980
- 12) 岸谷孝一, 平居孝之, 村上 聖 : コンクリートの破壊靱性評価 (J積分評価法) に関する研究, 第39回セメント技術大会講演要旨, 1985
- 13) K. Kishitani, T. Hirai, K. Murakami : J-integral Method in Analysis of Stress Intensity Factor Using Boundary Elements, Journal of the Faculty of Engineering, the University of Tokyo (B), Vol.37, No.3, 1984
- 14) 岸谷孝一, 平居孝之, 村上 聖 : コンクリートの破壊靱性に関する研究, セメント技術年報, Vol.38, 1984
- 15) 渡辺夏也, 橋場光雄 : コンクリートの引張強度に関する研究, セメント技術年報, Vol.38, 1984

## SYNOPSIS

UDC : 691.32

### **STUDY ON ESTIMATION OF FRACTURE TOUGHNESS FOR CONCRETE**

*Indirect estimation based on fracture model analysis*

by Dr. **KOICHI KISHITANI**, Professor of Tokyo University,  
Dr. **TAKAYUKI HIRAI**, Professor of Oita University, and  
**KIYOSHI MURAKAMI**, Graduate Student of Tokyo University,  
Members of A. I. J

As the applicability of Linear Elastic Fracture Mechanics to concrete strongly depends on an used specimen size, it is necessary to consider the non-linearity resulting from the existence of a fracture process zone in front of a notch tip for the estimation of fracture toughness using a small specimen.

So, in this study the estimation of fracture toughness based on analysis of a fracture model considering the non-linearity of a notch tip was called an indirect estimation, the applicability was investigated experimentally.