

## [32] DCB 法によるコンクリート材料破壊じん性評価に関する 基礎的研究

和泉 正哲 (東北大学工学部)

正会員 ○三橋 博三 (東北大学工学部)

野村 希晶 (東北大学工学部)

海老沢弘道 (東北大学工学部)

### 1 はじめに

近年コンクリート材料の破壊特性を合理的に評価する方法の一つとして、或いは鉄筋コンクリート構造物の非線形挙動をシミュレートするコンピュータ数値実験におけるクラック進展のクライテリオンとして、破壊力学手法の適用に関する研究の重用性が指摘されている<sup>1),2)</sup> しながら、コンクリート材料は高度に非均質な内部構造の為に、その力学的特性或いは破壊過程特性を捉える事は容易ではない。1961年にKaplanによって破壊力学手法のコンクリート材料への適用が初めて試みられて以来、数多くの研究がなされてきた。その結果、破壊じん性値 $K_{IC}$ 等破壊力学パラメータ限界値には、供試体の寸法と幾何学的形状、セメントやモルタルの質、空気含有量、養生条件、水セメント比、骨材の種類・大きさ・量、荷重のかけ方、含水率、材令、実験温度等が影響を及ぼす事がほぼ明らかとなった<sup>3)</sup> しながら、色々な研究者によって実験的に得られた破壊力学パラメータ限界値は大巾なバラツキを示している<sup>4)</sup> このバラツキは、脆性的なクラック伝播に先立つクラック先端の安定な微細クラックの長さ或いは microcracking zone の大きさを考慮していない事に起因している。従って、破壊力学パラメータは本来の材料特性値になってはいない。この事は、J積分やR曲線など非線形破壊力学手法を導入しても問題が解決されない事を意味している。また、クラックの曲がりくねりや骨材の interlock 現象等クラック面の粗さによるクラック両面の相互作用が生じる為に、compliance法の適用はこの微細クラック長さの評価には不適である。更に、microcracking zone にはある程度の力の伝達がなされる為に、acoustic emission (以下AE)法による破壊位置標定でクラック長さを評価するのは難しい。従って、コンクリート材料に適した破壊力学パラメータ限界値評価方法を確立し、非均質な内部構造とこれらのパラメータとの関係を明らかにする事が当面の重要な課題である。

以上述べたような問題を解決するために、本論文ではクラック長さ方向に梁せいが変化する Double Cantilever Beam (以下 DCB) を用いて、かりに微細安定クラックが生じてもクラック長さに関係なしに破壊じん性値を評価できる試験法(変断面型 DCB 試験法)を提案する。クラック長さに無関係に破壊じん性値を評価できる方法としては、他に Double Torsion Test やクラック長さ方向にウェーブ幅が変化する DCB 法がある。しかしこれらをコンクリートに適用しようとした場合には、極めて大きな供試体を必要とする事、また後者ではクラック進展途中で梁が折損しやすい等の問題があり<sup>5)</sup> 新たな方法が求められているのが現状である。

### 2 変断面型 DCB 試験法

クラックを含む弾性体が外力 $P$ を受けて貯えられたポテンシャルエネルギーのうち、クラックの進展により、あるエネルギーは解放される。単位面積のクラック面を形成するのに必要なエネルギー(エネルギー解放率) $G$ は、外力の作用条件に無関係に次式で与えられる<sup>6)</sup>

$$G = \frac{P^2}{2} \frac{\partial C}{\partial A} \quad \text{————— (1)}$$

ここに、 $C$ はCompliance、 $A$ はクラック面積である。エネルギー解放率は、クラック先端での応力の特異性の度合を表す応力拡大係数 $K$ と等価であり、例えば Mode I 型(開口変位型)の場合には次式の関係が知られている<sup>6)</sup>

$$G = \frac{1}{E'} K_I^2 \quad \text{但し } E' = \begin{cases} E & (\text{平面応力}) \\ E/(1-\nu^2) & (\text{平面歪}) \end{cases} \quad \text{————— (2)}$$

ここに E はヤング係数、 $\nu$  はポアソン比である。この応力拡大係数の限界値を破壊じん性  $K_{Ic}$  と呼ぶ。

ところで、最初は接着面の破壊じん性を評価する為に開発された DCB 試験法は、ぜい性材料や金属材料等の破壊じん性評価法としても広く用いられるようになり、またその評価方法の有効範囲に対する理論的考察もなされた<sup>7)</sup>。この方法は、角柱の二面に溝を設けて一方の端部に切欠きを付けておき、その部分を引き裂くようにして荷重をかけるものである。その時のエネルギー解放率は (1) 式より次のように表わされる。

$$G = \frac{P^2}{2b_n} \frac{\partial C}{\partial a} \quad \text{--- (3)}$$

ここに、 $a$  はクラック長さ、 $b_n$  はクラック幅である。(3) 式よりエネルギー解放率  $G$  がクラック長さに無関係に荷重  $P$  のみで決まる為には、 $\partial C / \partial a = \text{const.}$  となる必要がある。従って、 $\partial C / \partial a = \text{const.}$  となるように DCB 供試体の梁の曲線形を決定する問題に置き換えられる<sup>8)</sup>。

DCB 供試体内にクラックが進展し長さ  $a$  になった状態 (図 1) を考える。仮想仕事の原理より、点 A の荷重方向変位  $d$  は、

$$d = P \left[ \frac{12}{Eb} \int_0^a \frac{x^2}{\{h(x)\}^3} dx + \frac{12(1+\nu)}{5Eb} \int_0^a \frac{1}{h(x)} dx \right] \quad \text{--- (4)}$$

で表わされる。compliance は  $C = d/P$  で求められ、compliance のクラック長さに対する変化率は  $a$  の関数として次式で与えられる。

$$\frac{\partial C}{\partial a} = \frac{12}{Eb} \left[ \frac{a^2}{\{h(a)\}^3} + \frac{(1+\nu)}{5} \frac{1}{h(a)} \right] \quad \text{--- (5)}$$

従って、 $\partial C / \partial a = \text{const.}$  を満足する梁形状  $h(x)$  は次の関係式を満たさなければならない事がわかる。

$$\frac{12}{Eb} \left[ \frac{x^2}{\{h(x)\}^3} + \frac{(1+\nu)}{5} \frac{1}{h(x)} \right] = m \text{ (const.)} \quad \text{--- (6)}$$

試験供試体の大きさは、骨材粒径及び試験装置の大きさ等を考慮して決まる。定数  $m$  の値或いは関数  $h(x)$  も実験条件に合わせて決められるもので、次のような関係にある。

$$m = \frac{12(1+\nu)}{5Eb} \frac{1}{h(0)} \quad \text{--- (7)}$$

$$\frac{(1+\nu)}{5h(0)} \{h(x)\}^3 - \frac{(1+\nu)}{5} \{h(x)\}^2 - x^2 = 0 \quad \text{--- (8)}$$

従って、 $h(0)$  を定め  $x$  を逐次代入する事により、梁形状は次式で与えられる。

$$h(x) = \frac{h(0)}{3} + \sqrt[3]{\alpha} + \sqrt[3]{\beta} \quad \text{--- (9)}$$

$$\text{但し } \alpha = \frac{(2N^3 + 27M^2x^2) \pm 3M\sqrt{3x^2(4N^3 + 27M^2x^2)}}{54M^3}, \quad M = \frac{(1+\nu)}{5h(0)}, \quad N = \frac{(1+\nu)}{5}$$

(3) 式及び (7) 式より、このような DCB 試験の限界エネルギー解放率  $G_c$  は、限界状態以前に現われる安定な微小クラックの有無に拘らず次式で与えられる事になる。

$$G_c = \frac{6(1+\nu)}{5b_n b E h(0)} P_{cr}^2 \quad \text{--- (10)}$$

ここに、 $P_{cr}$  は限界荷重を意味する。

### 3 境界要素法による解析的考察

実験可能な供試体サイズで、しかもクラック先端近傍に破壊領域が形成される事を考慮して、図 2 のような試験供試体を用いる事とする。形状を決定する際に単純な片持梁の式を用いたので、実際の供試体で  $\partial C / \partial a = \text{const.}$  を満足しているかどうか境界要素法を用いて検討した。ここでは最も簡単な一要素を用い、クラック長さを漸増させながら弾性解析を行ない、compliance を評価した。なお、変位は荷重線上で梁せい中央の値を用いた。その

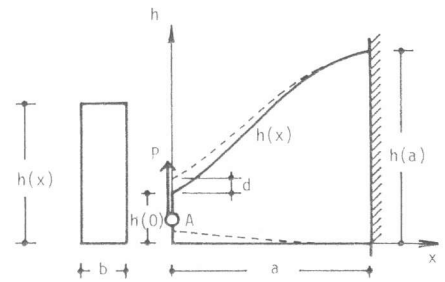


図 1 変断面片持梁  
(クラック長さ  $a$  の状態に対応)

解析結果を図3に示すが、complianceはクラック長さとはほぼ線形関係を満足している。また、支持点が1ピンと3ピンとで大きな違いは認められなかった。<sup>9)</sup>

#### 4 実験結果および考察

図2に示す形状の供試体を用いた、コンクリートのDCB法による破壊じん性試験方法を図4に示す。クラック伝播の逸れを避けるために溝を設け、供試体厚さ160mm、クラック進展部厚さ110mmとした。コンクリートの調合を表1に示す。用いた骨材は白石川産の川砂利(最大粒径25mm、比重2.58)と阿武隈川産の川砂(最大粒径5mm、比重2.44)である。コンクリートの練混ぜは容量50ℓのミキサーを用いて行った。打設は二層に分けて行ない、各層を30回ずつ棒突きした後棒バイブレータで締固めた。材令1日で脱型し、水に浸した布とビニールで包裹実験室内で養生した後、材令60日で試験した。材令60日のコンクリートシリンダ強度は、 $F_c = 428 \text{ kgf/cm}^2$ 、ヤング係数 $E_s = 2.5 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.2$ であった。図4に示す装置により、荷重点の荷重方向変位( $d$ )、先在クラック先端の開口変位( $V_g$ )、及びAE信号2チャンネルが計測された。

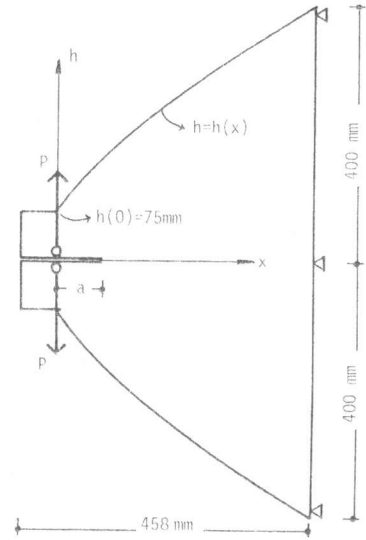


図2 試験供試体形状

限界エネルギー解放率 $G_c$ 及びその時の $V_g$ の値を表2に示す。また、 $P-d$ 曲線と $P-V_g$ 曲線を図5及び図6に示す。表2のFは鉛直方向荷重力であり、実験に用いられた荷重治具(くさび)の角度 $\theta = 9.54^\circ$ より、荷重Pとの間には $P = 5.992F$ の関係がある。

表1 コンクリート調合表

セメントタイプ	セメント量	粗骨材量	細骨材量	水セメント比
普通ポルトランドセメント	740 kg/m <sup>3</sup>	606 kg/m <sup>3</sup>	573 kg/m <sup>3</sup>	40%

表2 実験結果

No.	クラック長さ (mm)	$\dot{F}$ (kgf/sec)	$P_{max}$ (kgf)	$G_c$ (N/m)	対応する $V_g$ (mm)	$W_c$ (kgfmm)
1	70	1.0	2197	20.42	0.064	581.7
2	70	0.4	2182	20.14	0.060	563.4
3	100	1.0	2052	17.82	0.069	558.6

$$W_c = \int_0^{d^*} P d \Delta d ; \quad d^*: P_{max} \text{ 時の } d$$

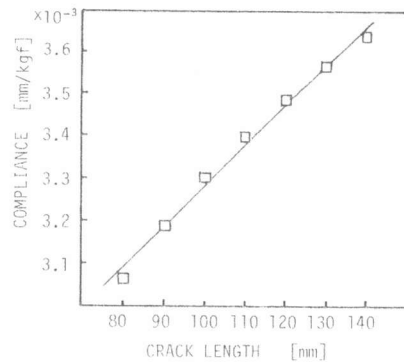


図3 クラック長さと compliance

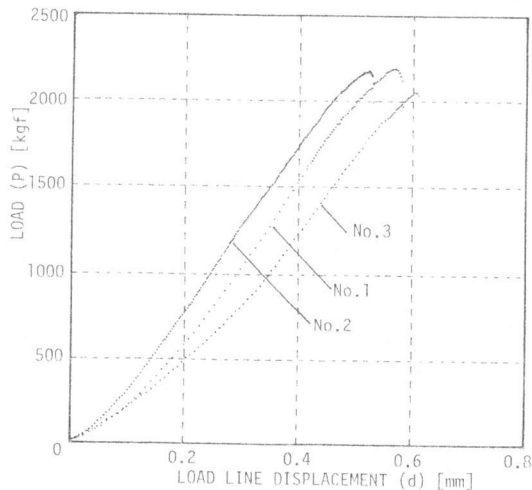
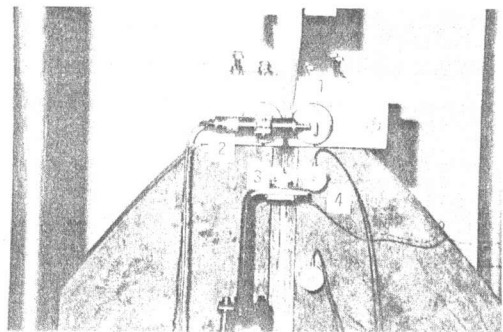


図5 荷重-変位曲線



1. 荷重装置治具(くさびとロールベアリング)
2. 荷重方向変位測定用変位計
3. クラック先端開口変位測定用クリップゲージ
4. AE変換子

図4 DCB試験法と変位・AE観測装置