

コンクリートの破壊靱性評価に関する研究

— J 積分と破壊エネルギーとの関連 —

正会員 村上 聖*
正会員 岸谷 孝一**
正会員 平居 孝之***

1. 序論

コンクリートのような複合脆性材料に対して、非均質性による主ひび割れの安定成長のクライテリオンとして破壊エネルギー (fracture energy, 以下 G_f と略記する) が注目されている。また、 G_f を直接実験的に評価するための方法についても、これまでにいくつか提案されており^{1)~4)}、最近 RILEM 50-FMC 委員会から G_f 評価方法の推奨案が報告され⁵⁾、現在その規準化を目的として精力的な研究が進められている。

ところで、破壊力学では、非線形弾性体に対して厳密にき裂が単位面積進展するのに必要なエネルギーとしての物理的意味をもつ J 積分が、き裂進展のクライテリオンに利用されている。しかし、実際の材料は非線形弾性体と異なり、除荷に伴って不可逆変形とエネルギーの損失を生じるので、除荷を伴うき裂の安定成長の過程では J 積分はその物理的意味を失い、き裂発生 of クライテリオンとしての適用に制限される。したがって、それに代わる新たなパラメーターとして G_f の適用性が注目されているわけである。すなわち、 J 積分がき裂の進展の際の弾性エネルギーの消費を表す弾性エネルギー解放率であるのに対して、 G_f はその際 of 非弾性エネルギーの消費も含む弾性および非弾性エネルギー解放率の和である点に両者の差異がある。

そこで、本研究では、以上の知見を裏づけるために実験的に検討を行い、き裂の安定成長のクライテリオンとしての G_f の位置づけを、 J 積分との対応から考察するものである。

2. 評価方法

2.1 J 積分の評価

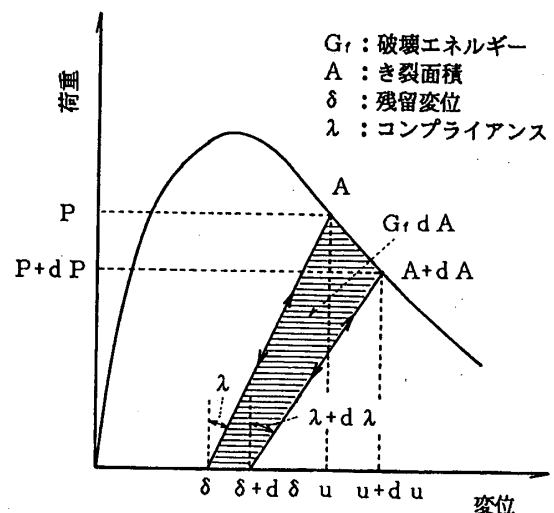
J 積分の評価には、Begley-Landes による実験的方法や Rice 式による半解析的方法などがある。前者は、き裂深さのわずかに異なる物体を荷重したときのポテン

シャルエネルギーの差としての J 積分の直接の物理的意味に基づく評価であり、後者はき裂が十分に深く、変位が荷重のほかにリガメント長さのみに依存するという前提の下で、 J 積分のエネルギー的考察から誘導される式に基づいた評価である。ただし、両方法ともき裂発生点の検出が必要である。ここでは、既報^{6),7)} J 等価 Dugdale モデルによる解析的方法に基づいて、 J 積分を評価した。

本モデルは、コンクリートの引張ひずみ軟化による、主ひび割れ先端前方での幅の狭い破壊過程域の進展を、近似的に仮想のき裂面にその開口に抵抗する力 (結合力と呼ばれる) が作用するものとみなした非線形弾性モデル (結合力モデルと呼ばれる) であり、任意の結合力-き裂開口変位関係を、 J 積分 (その曲線下の面積で表される) が等価になるように一定の結合力が作用するモデル (Dugdale モデルと呼ばれる) に置き換えて、非線形問題を線形化する手法である。したがって、その逆解法により、測定された荷重-変位曲線から結合力-き裂開口変位関係が一意的に求められる。

2.2 G_f の評価

き裂が微小面積だけ進展するのに必要なエネルギーは、その間に外力のなした仕事と弾性ひずみエネルギー



図一 オフセット法による破壊エネルギー、 G_f の評価

本論文の内容は、平成元年度日本建築学会九州支部研究報告において発表された。

* 熊本大学 講師・工博

** 日本大学 教授・工博 (東京大学名誉教授)

*** 大分大学 教授・工博

(1989年2月9日原稿受理, 1989年5月26日採用決定)

の変化の双方から供給される。すなわち、

$$G_f dA = Pdu - dU \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 A ：き裂面積、 P ：荷重、 u ：載荷点変位、 U ：弾性ひずみエネルギーである。

コンクリートに対してき裂の安定成長の過程での不可逆変形を考慮して、 $G_f dA$ は、図-1に示す繰返し荷重-変位曲線における斜線部分の面積として評価される(ただし、除荷および再載荷曲線は、一本の直線で近似している)。したがって、

$$\begin{aligned} G_f dA &= Pdu - dU \\ &= Pdu - \left[\frac{1}{2}(P+dP)^2(\lambda+d\lambda) - \frac{1}{2}P^2\lambda \right] \\ &\doteq Pdu - \frac{1}{2}P^2d\lambda - P\lambda dP \end{aligned}$$

ここで、 $P\lambda = u - \delta$ 、 $du = d\delta + P d\lambda + \lambda dP$ だから

$$\begin{aligned} &= \frac{1}{2}P^2d\lambda + P d\delta \\ \therefore G_f &= \frac{1}{2}P^2 \left(\frac{d\lambda}{dA} \right) + P \frac{d\delta}{dA} \dots\dots\dots (2) \end{aligned}$$

ここに、 λ ：除荷・再載荷直線のコンプライアンス、 δ ：残留変位である。

式(2)の右辺第1項は、線形弾性体に対するひずみエ

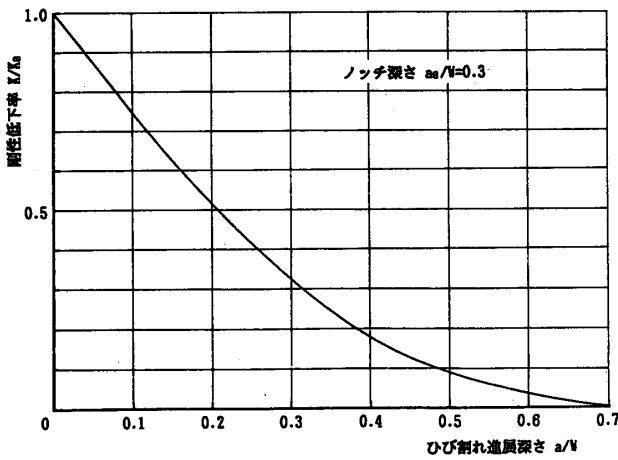


図-2 ひび割れ進展深さと剛性低下率との関係

a_0 ：ノッチ深さ
 a_1 ：主ひび割れ進展深さ
 a_2 ：損傷による剛性低下に等価な
 仮想の主ひび割れ進展深さ

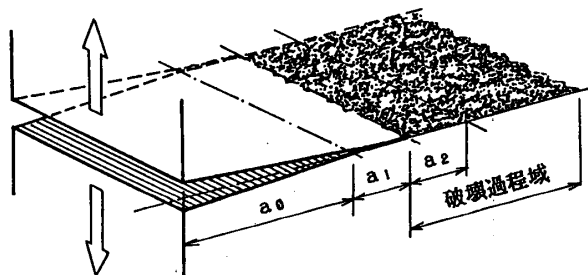


図-3 ノッチ先端からのひび割れ進展過程

ネルギー解放率の評価におけるコンプライアンス・キャリブレーション法の基礎式であり、第2項は不可逆変形に起因する付加項であり、非弾性エネルギー解放率と呼ばれている。

この方法はオフセット法と呼ばれ²⁾、RILEM法とは異なるが、唯一本の繰返し荷重-変位曲線からき裂の進展に伴う G_f の変化、すなわちき裂進展抵抗曲線(Rカーブと呼ばれる)が得られるとともに、 G_f に占める弾性および非弾性寄与分を分離して求めることができるので、弾性エネルギー解放率としての J 積分との対応が明らかになるといった利点がある。ただし、オフセット法では、それぞれの除荷時点で主ひび割れ進展深さを求める必要があり、それを直接測定することは困難であるので、以下の方法により解析的に推定した。

除荷・再載荷直線の剛性から、線形弾性解析によりひび割れ進展深さが求められる。本実験で利用したノッチつき梁の3点曲げ(スパン・高さ比=3)について、ひび割れ進展深さと剛性低下率との関係を図-2に示す(ただし、解析には間接境界要素法を利用した⁸⁾)。その際に求められるひび割れ進展深さ a は、実際の主ひび割れ進展深さと異なるが、図-3に示すように主ひ

表-1 使用材料

セメント	普通ポルトランド
細骨材	大井川産砂 表乾比重=2.62 最大寸法=5mm 粗粒率=2.85
粗骨材	大井川産砂利 表乾比重=2.65 最大寸法=15mm 粗粒率=6.50

表-2 使用調合

シリーズ	調合	圧縮強度 (kg/cm ²)	ヤング係数 (X10 ⁶ kg/cm ²)
豊浦標準砂 モルタル	水セメント比 =60% C:S=1:2 (重量比)	276	2.09
川砂 モルタル	水セメント比 =50% C:S=1:2.14	328	2.49
川砂利 コンクリート	水セメント比 =50% C:S:G=1:2.14:2.89	482	3.36

ひび割れ進展深さ a_1 と破壊過程域における損傷による剛性の低下に等価な仮定の主ひび割れ進展深さ a_2 の和とみなせる。ところで、オフセット法において必要なのは、主ひび割れ進展深さの増分 Δa_1 であるから、いま損傷の程度が主ひび割れ進展深さによらずほぼ一定であると

仮定すれば、 $\Delta a_2 \approx 0$ となり、解析的に求められるひび割れ進展深さの増分 Δa に関しては Δa_1 とほぼ一致するものと考えられる。

3. 実験方法

使用材料および調査をそれぞれ表-1, 2 に示す。ここでは、豊浦標準砂モルタル、川砂モルタルおよび川砂利コンクリートの非均質性の程度が異なる3種類の調査について検討した。破壊靱性試験は、幅10 cm×せい10 cm×長さ40 cmのノッチつき梁の3点曲げ（スパン・高さ比=3）で行い、ノッチ深さは3 cmとした。ただし、ノッチは厚さ1 mmの亚克力板を先打ちする方法で入れた。供試体は、各シリーズについて3個ずつ作製した。また、荷重点変位を計測するために、供試体は材令21日（水中養生）後7日間気中で乾燥し、供試体両側面の荷重点下にアングル状の切片を接着した。測定

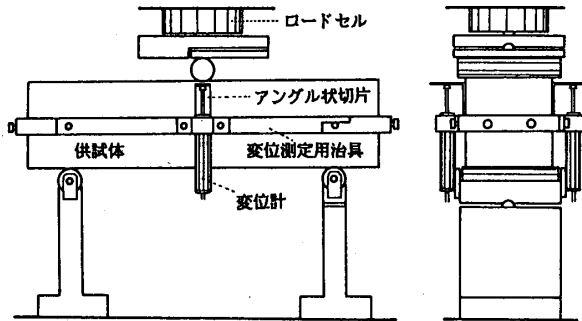


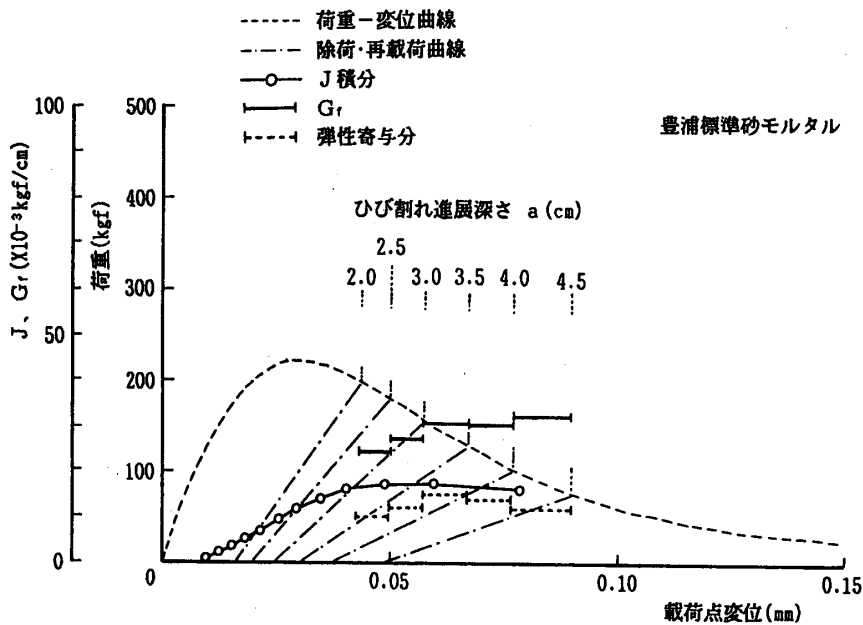
図-4 測定方法

方法は図-4に示すとおりであり、支承部のめり込みによる変位を除去するために、変位測定治具は直接供試体に取り付けた。荷重と変位との関係はX-Yレコーダーにより自動記録した。

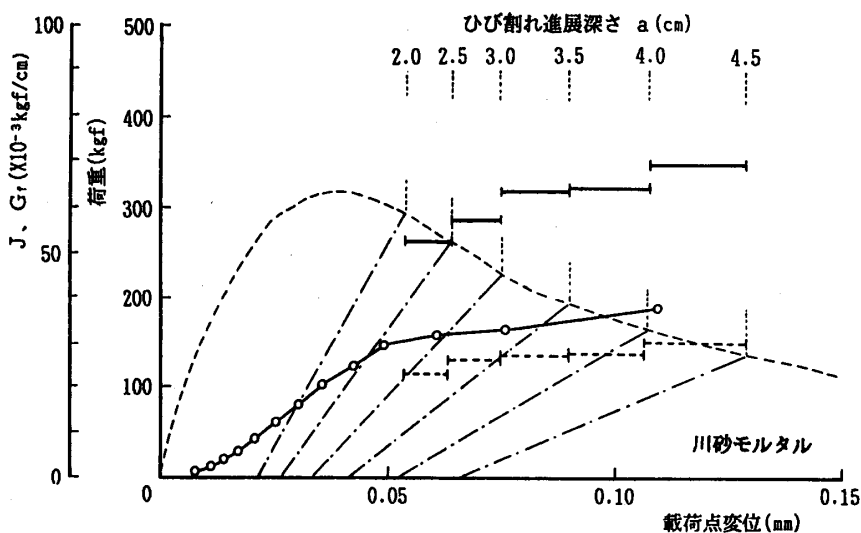
4. 結果および考察

図-5 (a), (b), (c) に豊浦標準砂モルタル、川砂モルタルおよび川砂利コンクリートに関する、荷重-荷重点変位曲線の測定値、解析的に求められたひび割れ進展深さにおける除荷・再載荷直線、本手法による J 積分-変位関係、ならびにオフセット法による G_r -変位関係（図中には、 G_r に占める弾性寄与分も併記している）を示す。

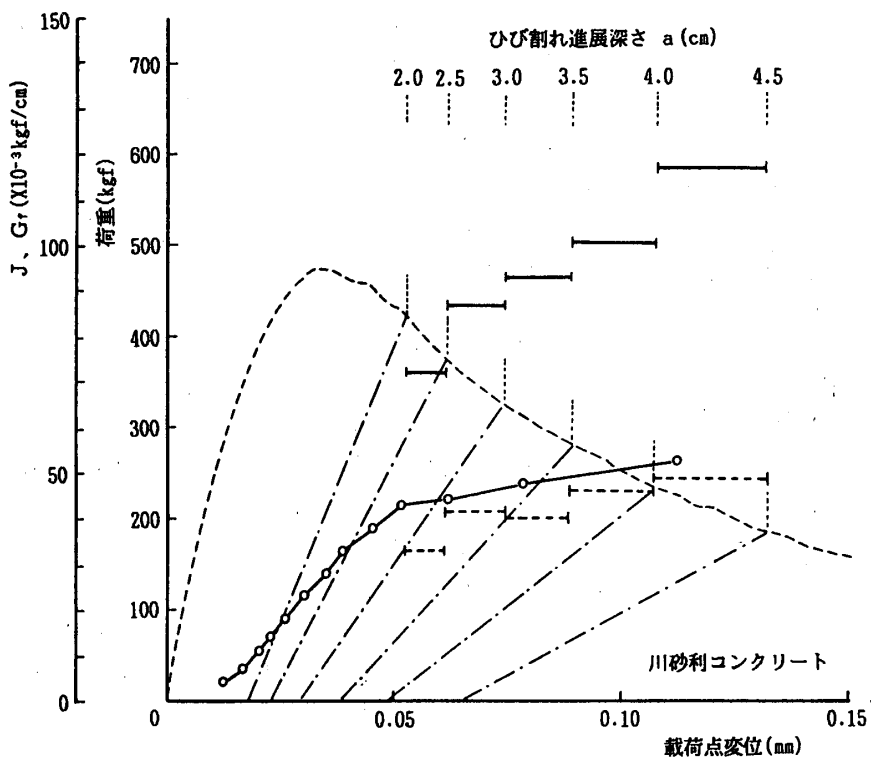
これらの図から、 G_r に占める弾性寄与分と J 積分はほぼ一致していることから、 G_r と J 積分との差は非弾性寄与分であることが分かる。このことは、 J 積分と G_r との関連についてのエネルギー的考察を実験的に裏づけるものである。また、ひび割れの進展に伴い、若干の J 積分の増加がみられるが、これは見かけのものであり、 J 積分-変位関係における急激な屈折点で主ひび割れが発生し、それ以降では弾性エネルギー解放率としての J 積分は一定値をとるものと考えられる。こ



(a) (豊浦標準砂モルタル)

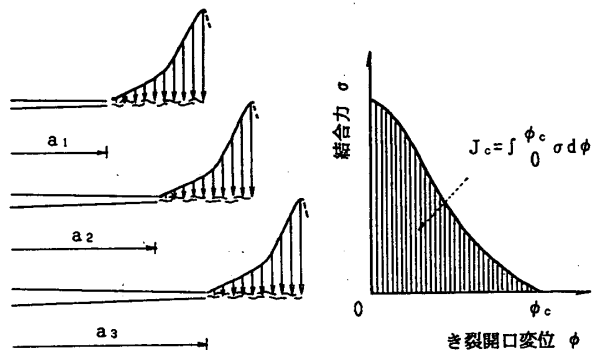


(b) (川砂モルタル)

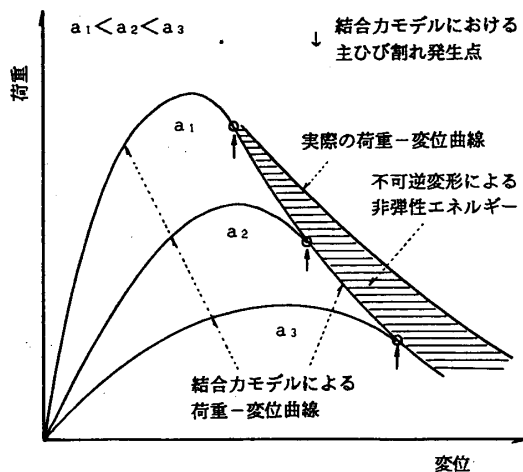


(c) (川砂利コンクリート)

図-5 J 積分, G_r 変位関係



(a) 結合力モデル



(b) 荷重-変位関係

図-6 結合力モデルからみた J 積分と G_r との関係

のことに関連して、モルタルよりコンクリートと非均質性が大きくなるほど、ひび割れの進展に伴う G_r の増加が大きくなっているが、それは非弾性エネルギーの消費が非均質性の程度やひび割れ進展深さに依存することを示し、既往の研究⁹⁾において G_r が供試体寸法やノッチ深さに少なからず依存している理由の一つの説明を与えるものと考えられる。

ところで、結合力モデルは非線形弾性モデルであるから、その可逆性によりき裂発生後の荷重-変位関係は、図-6 に示すようにき裂を順次切断し負荷したときの荷重-変位関係を包絡する経路をたどるはずである。しかし、実際には、き裂の安定成長の過程での不可逆変形のために、その包絡線から次第に逸脱し、その差である図

中の斜線部分の面積に当たる非弾性エネルギーが余分に消費されるものと考えられる。したがって、結合力モデルの適用は、破壊過程域内部で結合力-き裂開口変位関係が完全に展開され、主ひび割れがまさに進展する時点でのクライテリオンを与えるのには、すなわちき裂発生時のクライテリオンとしての J 積分の評価には有効であるが、それ以後のき裂の安定成長の解析には、不可逆変形を考慮した非弾性解析が要求され、その際のクライテリオンとして非弾性エネルギー解放率を含む G_r が有効なパラメーターになるものと考えられる。

5. 結論

本研究では、J 積分を結合力モデルにより、また G_r をオフセット法により評価し、き裂の安定成長のクライテリオンとしての G_r の位置づけを、弾性エネルギー解放率としての J 積分との対応から考察し、コンクリートにおける主ひび割れの安定成長の解析には、その際の不可逆変形を考慮に入れた非弾性解析の必要性、ならびにそのときのクライテリオンとして非弾性エネルギー解放率を含む G_r の有効性を示唆した。

参考文献

- 1) 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, pp. 109~119, 1979.5
- 2) M. Wecharatana, S. P. Shah; Double Torsion Tests for Studying Slow Crack Growth of Portland Cement Mortar, Cement and Concrete Research, Vol. 10, No. 6, pp. 833~844, 1980.12

- 3) K. Visalvanich, A. E. Naaman; Fracture Mechanics in Cement Composites, Proc. ASCE, Vol. 107, No. EM 6, pp. 1155~1171, 1981. 12
- 4) P. E. Petersson; Fracture Energy of Concrete; Method of Determination, Cement and Concrete Research, Vol. 10, No. 1, pp. 78~89, 1980. 1
- 5) 50-FMC Committee; Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, RILEM, Vol. 18, No. 106, pp. 285~290, 1985. 3
- 6) 岸谷孝一, 村上 聖, 平居孝之; コンクリートの破壊力学に関する研究—その1 破壊過程域の損傷解析—, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 368 号, pp. 11~17, 1985. 10
- 7) 村上 聖; コンクリートのひび割れ抵抗性の評価に関する研究, 熊本大学工学部研究報告, 第 35 卷, 第 3 号, pp. 181~189, 1985. 11
- 8) 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, pp. 529~547, 1984. 3
- 9) P. Nallathambi, B. L. Karihaloo, B. S. Heaton; Various Size Effects in Fracture of Concrete, Cement and Concrete Research, Vol. 15, No. 1, pp. 117~126, 1985. 1

SYNOPSIS

UDC : 69. 32 : 666. 97 : 620. 17

STUDY ON EVALUATION OF FRACTURE TOUGHNESS OF CONCRETE

— Association of *J*-integral and fracture energy —

by Dr. **KIYOSHI MURAKAMI**, Lecturer, Kumamoto University, Dr. **KOICHI KISHITANI**, Professor, Nihon University and Dr. **TAKAYUKI HIRAI**, Professor, Oita University Members of A. I. J.

In this study the *J*-integral and fracture energy are evaluated respectively by means of the cohesive force model analysis and the offset fracture energy method, and the positioning of the fracture energy as the criterion of a main crack extension after cracking is considered in comparison with the *J*-integral.