

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

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

1. 序 論

コンクリートの引張破壊過程の特徴が、マイクロクラックの累進的発生を伴う損傷領域(破壊過程域, fracture process zone と呼ばれる)の局所的集中化に見いだせることから、き裂先端前方の細長い塑性域の進展を、仮想のき裂面にその開口に抵抗する力が作用するモデルで近似した結合力モデル(cohesive force model)の適用性が注目され、これまでもコンクリートのひび割れ伝播挙動の解析に類似モデルの適用が試みられている^{1)~7)}(その詳細については、和泉らにより総説されている⁸⁾)。

その際に、破壊過程域の構成法則として、直接引張試験により求められる応力-ひずみ関係を直接用いたり⁶⁾、あるいはそのアナロジーから簡単な関数型(例えば、直線^{1),2)}またはバイリニア^{3),7)}のひずみ軟化則)が利用されている。このことは、彼らに共通する主旨が、コンクリートの破壊現象を合理的に説明するため、あるいは提案の直接実験的方法^{9)~13)}により評価される破壊靱性パラメーターの物理的意味やその評価方法の妥当性を検証するための手段として破壊力学モデルの利用を考え、コンクリートの破壊靱性パラメーターは直接実験的に適切に測定される既知量として位置づけていることを示す。

しかしながら、直接引張試験による応力-ひずみ関係は、ひずみ軟化域での主ひび割れ進展に伴う実質的な耐荷断面の減少が無視されている、公称応力-ひずみ関係に基づく多分に見かけの巨視的現象であり、局所的な破壊過程域内部の構成法則の設定に適切な情報を提供するものではないと考えられる。一方、破壊過程域内部の構造特性の変化をより微視的レベルで定量化する試みが、Cedolin らにより行われており¹⁴⁾、今後の成果が期待される。

本研究では、破壊力学モデル解析に基づき、直接的評価においてブラックボックスとして扱われている破壊過程域内部の損傷レベルを定量的に推定するための間接的

評価手法を提案し、コンクリートのような非均質複合脆性材料に対して特徴的なひび割れ進展過程と、破壊過程域の損傷レベルとの関連について考察する。その目的として、直接的評価においてひび割れ発生点の検出は重要な課題であるが、コンクリートの場合その高度の非均質性によりひび割れ発生点の検出は一律ではなく、従来評価点として最大荷重点、可視クラック発生点、AE(アコースティック・エミッション)急増開始点などが採用されている。しかし、その根拠は不明確であり、その場合に間接的評価により、破壊過程域内部の損傷レベルと関連させて評価点の選定を合理的に行える可能性がある。

2. 解析方法

2.1 等価な Dugale モデルによる逐次解析

塑性域内部で完全弾塑性構成法則を仮定している Dugdale モデルの場合には、結合力を開口変位によらず一定の降伏強度とみなしているの、その解析は前報¹⁵⁾のように線形破壊力学で扱えるのに対して、結合力を開口変位の関数として導入する場合には、厳密には非線形解析を行わなければならない。

本解析では、任意の構成法則(結合力-開口変位関係)に対して同一の J 積分値を与えるように、等価な

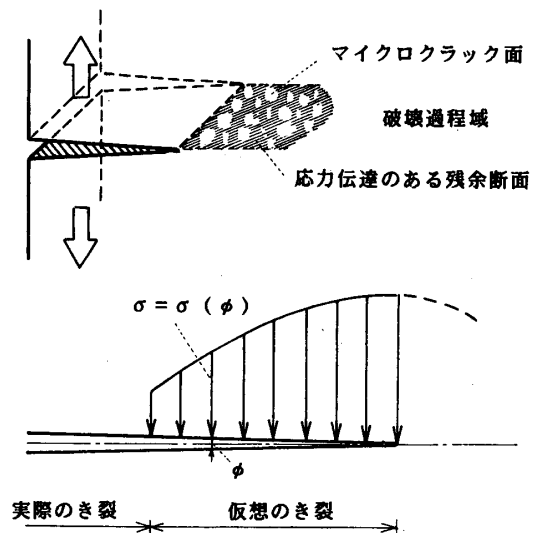


図-1 結合力モデルの基礎概念

本論文の一部は、昭和 60 年度大会学術講演梗概集に発表した。

* 東京大学 教授・工博

** 熊本大学 助手・工修

*** 大分大学 教授・工博

(昭和 61 年 1 月 29 日原稿受理)

Dugdale モデルを逐次設定する方法で近似計算を行う。この方法によれば、線形破壊力学で扱える Dugdale モデル解析結果を利用して解析を手計算で行うことができ、また後述するように、その逆解法により、直接実験的に求められる荷重-き裂口変位曲線から結合力-開口変位関係を逆に推定することができる。

以下では、本実験で利用した切欠き曲げ供試体の中点曲げ載荷 (スパン・高さ比=3.0) について、その解析手順を述べる。

- 1) 結合力を開口変位の関数として与える。

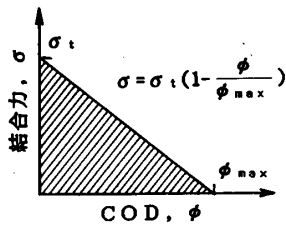


図-2 結合力-開口変位関係

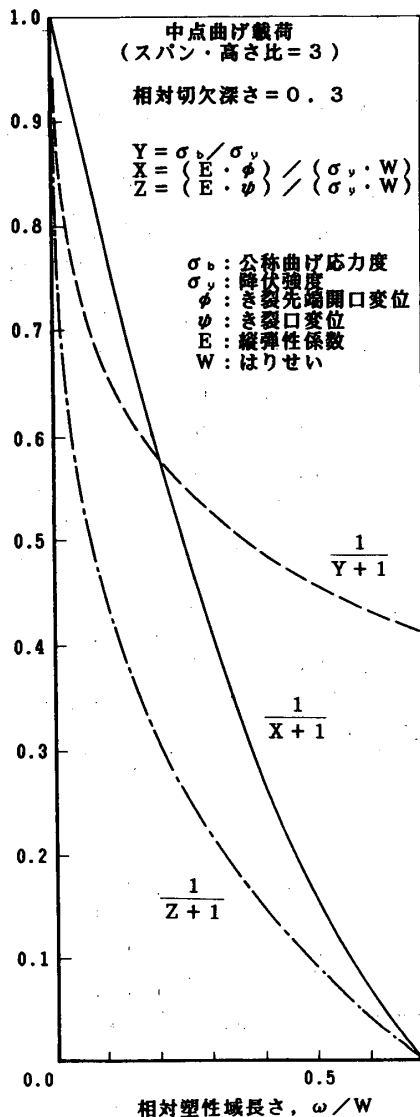


図-3 Dugdale モデル解析結果

2) 開口変位 ϕ の値を仮定し、同一の J 積分値を与えるような等価降伏強度 σ_y を求める。例えば、結合力 σ が図-2 に示すように開口変位 ϕ の一次関数で与えられた場合、 J 積分値は次のように求められるので、

$$J = \int_0^{\phi} \sigma(\phi) d\phi = \int_0^{\phi} \sigma_t \left(1 - \frac{\phi}{\phi_{\max}}\right) d\phi = \sigma_t \left(\phi - \frac{\phi^2}{\phi_{\max}}\right)$$

今、 $\phi = \phi_1$ (ただし、 $0 \leq \phi_1 \leq \phi_{\max}$) と仮定すると、 $J = \sigma_t(1 - \phi_1/2\phi_{\max})\phi_1$ だから、降伏強度 $\sigma_y = (1 - \phi_1/2\phi_{\max})\sigma_t$ が仮想き裂面に一様に作用する等価な Dugdale モデルで置きかえられる。

3) 上記のようにして得られた等価降伏強度 σ_y に対して、 $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_y \cdot W)$ の値を計算する。ただし、 E : 縦弾性係数、 W : はりせいである。

4) X の計算値から図-3 (表-1) に示す Dugdale モデル解析結果を利用して、 $Y = \sigma_b / \sigma_y$ および $Z = (E \cdot \phi) / (\sigma_y \cdot W)$ の値を求め、荷重およびき裂口変位をそれぞれ計算する。

以上のように、仮定した ϕ の値に対して一对の荷重およびき裂口変位の値が計算されるので、上記ステップの2)~4)を反復することによって、与えられた結合力-開口変位関係に対して荷重-き裂口変位曲線が求められる。

2.2 逆解法による結合力-開口変位関係の推定

前述の解析手順の逆解法により、直接実験的に求められる荷重-き裂口変位曲線から、結合力-開口変位関係を

表-1 Dugdale モデル解析結果

中点曲げ載荷 (スパン・高さ比=3)

a/W	ω/W	Y	X	Z
0.1	0.05	0.616	0.114	0.387
	0.10	0.835	0.239	0.602
	0.15	0.988	0.388	0.810
	0.20	1.119	0.564	1.043
	0.25	1.237	0.779	1.316
	0.30	1.349	1.049	1.649
	0.35	1.452	1.379	2.049
	0.40	1.553	1.809	2.561
	0.45	1.649	2.354	3.203
0.3	0.05	0.362	0.126	0.805
	0.10	0.513	0.280	1.253
	0.15	0.629	0.480	1.700
	0.20	0.729	0.733	2.206
	0.25	0.818	1.053	2.802
	0.30	0.902	1.478	3.549
	0.35	0.981	2.054	4.523
	0.40	1.057	2.866	5.851
	0.5	0.05	0.210	0.133
0.10		0.301	0.314	2.130
0.15		0.373	0.578	3.008
0.20		0.436	0.956	4.107
0.25		0.494	1.523	5.612
0.30		0.550	2.440	7.800

a: 切欠深さ, $Y = \sigma_b / \sigma_y$
 ω : 塑性域長さ, $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_y \cdot W)$
 W : はりせい, $Z = (E \cdot \phi) / (\sigma_y \cdot W)$
 σ_b : 公称曲げ応力度,
 σ_y : 降伏強度,
 E : 縦弾性係数,
 ϕ : き裂先端開口変位 (COD),
 ψ : き裂口変位 (CMD)

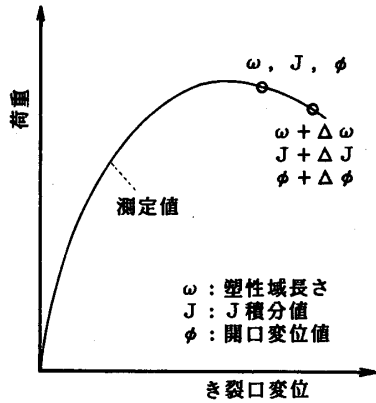


図-4 逆解法による結合力-開口変位関係の推定

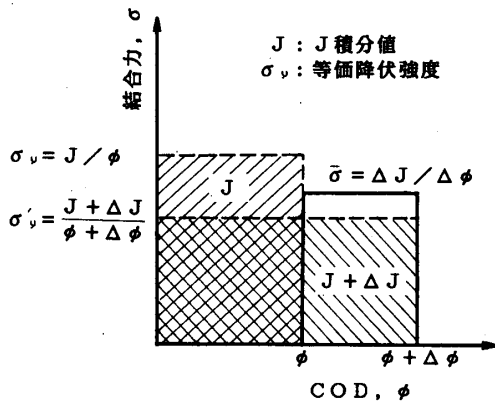


図-5 結合力の計算

逆推定することができる。すなわち、

- 1) 仮想き裂長さ ω の値を仮定して、図-3 から対応する X, Y, Z の値を求める。
- 2) 求められた $Y = \sigma_b / \sigma_y$, $Z = (E \cdot \phi) / (\sigma_y \cdot W)$ に対して、等価降伏強度 σ_y を適当に調節することにより、荷重およびき裂口変位の計算値を測定された荷重-き裂口変位曲線上の一点に一致させることができる。そのとき、与えられた σ_y に対して $X = (E \cdot \phi) / (\sigma_y \cdot W)$ から開口変位 ϕ が求められ、また J 積分値は $J = \sigma_y \cdot \phi$ として計算される。
- 3) 今、上記のようにしてわずかに仮想き裂長さの異なる2点について、図-4 に示すように各点で J 積分および開口変位の値が求められたとすると、結合力-開口変位関係において開口変位 $\phi \sim \phi + \Delta\phi$ で作用する平均

の結合力 $\bar{\sigma}$ は、 $\bar{\sigma} = \Delta J / \Delta \phi$ として計算される (図-5)。

以上のようにして、仮想き裂長さの各増分で上記ステップを反復計算すれば、結合力-開口変位関係が矩形近似で求められる。

3. 実験方法

破壊靱性試験は、寸法 $100 \times 100 \times 400$ mm の切欠き曲げ供試体の中点載荷 (スパン・高さ比=3.0) で行った。切欠きは、厚さ 1.0 mm のアクリル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種類とした。荷重と、切欠き端にナイフエッジ (ツメの厚さ 5 mm) を介して取り付けられたクリップゲージの変位 (き裂口変位) との関係は、X-Y レコーダにより自動記録した。また、最大耐力点以降の下降域の計測は、不安定破壊を生じないように X-Y レコーダのペン先速度を眺めながら、荷重試験機の油圧を調節して除荷・再載荷を繰り返す方法で行った。

供試体は、材令 28 日 (20°C 水中養生) 後、湿潤状態で試験に供した。使用材料および調査は表-2, 3 に示すとおりであり、同一条件ごとに各3個ずつ供試体を作製した。また、引張強度は、 $\phi 100 \times 200$ mm 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であり (換算式は、文献 16) によった)、静弾性係数はコンプレッソメータにより計測した圧縮応力-ひずみ曲線の 1/3 割線係数である。

4. 解析および実験結果

図-6 は、破壊過程域内部の構成法則として3種類の簡単な関数型を仮定して計算された荷重-き裂口変位曲線と測定値との比較を、モルタルについて示したものである。モデル①, ②, ③は、それぞれ完全弾塑性則、直線ひずみ軟化則、およびモデル①と②の混合モデルである。これらの関数中のパラメーター (ϕ_{\max} など) は、ここでは相対切欠深さ=0.3の供試体に関して最大荷重の測定値と計算値がほぼ一致するように決定した。

図から、モデル②の直線ひずみ軟化則では、測定値に比べて同一荷重でより大きな変位を生じ、その一致は良くない。一方、モデル③の場合、最大荷重点近傍に至るまでの計算結果はモデル①の Dugdale モデルに当然一致するが、最大荷重点近傍の急激な非線形性の増加やそ

表-2 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 = 15.0mm F. M. = 6.50
鋼繊維	市販のせん断ファイバー 寸法 = $0.5 \times 0.5 \times 30$ mm

表-3 使用調査

シリーズ	調査	直接引張強度 (kgf/cm ²)	静弾性係数 ($\times 10^5$ kgf/cm ²)
ブレンモルタル	水セメント比 = 50% 砂体積率 = 0.5 材令 (日) = 28	35.5	2.83
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 材令 (日) = 28	30.3	3.36
鋼繊維補強コンクリート	水セメント比 = 50% 砂体積率 = 0.4 砂利体積率 = 0.2 繊維体積率 = 1.0% 材令 (日) = 28	36.5	3.17

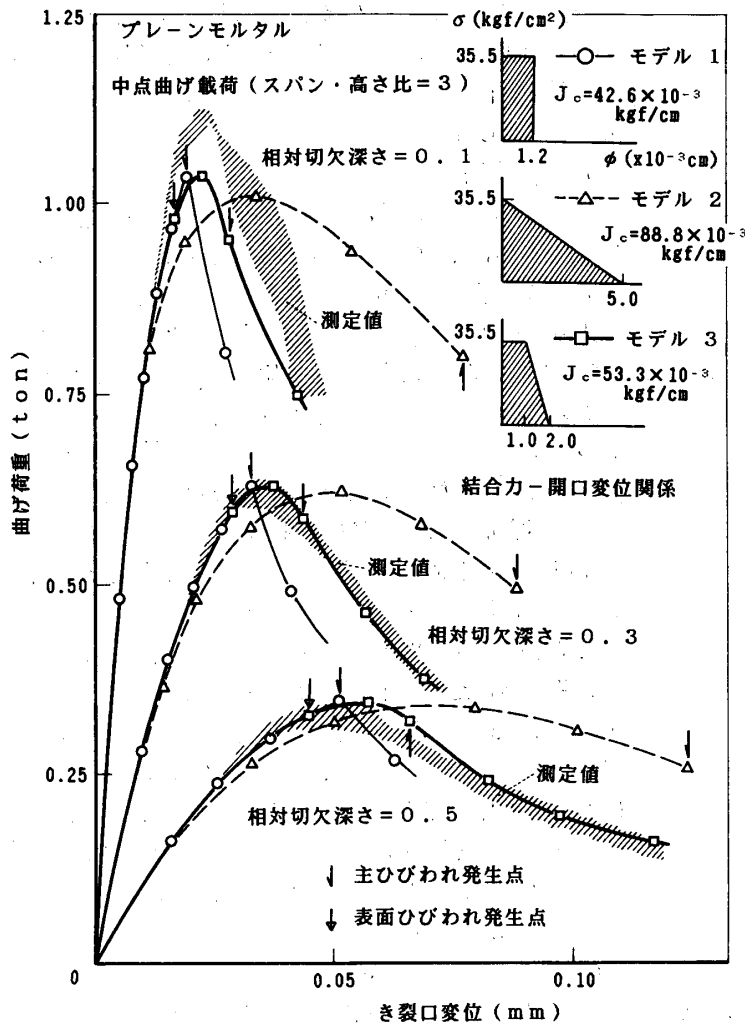


図-6 荷重-き裂口変位曲線に関する解析および実験結果の比較

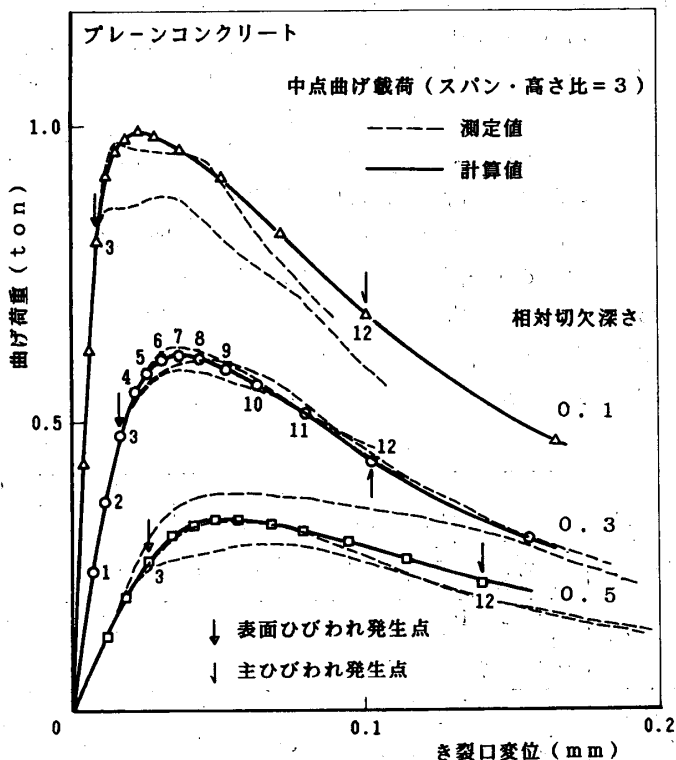


図-7 荷重-き裂口変位曲線に関する解析および実験結果の比較

れ以降の下降域の挙動を妥当な精度でとらえているように思われる。

その結果として、モデル③の構成法則の関数形状から、次のようなことが推察される；切欠き先端前方のマイクロクラックの累積発生過程が、その領域の結合力を低下させる直接の主因ではなく、その引金となるのは最大荷重点に至る少し以前に切欠き先端で視察されるヘア状の微細な表面ひび割れの発生である。それは、荷重-変位曲線の特異点解析による最初の特異点を生じる位置で、切欠き先端部に表面ひび割れの発生が認められており¹⁷⁾、またその特異点が、モデル③において結合力の低下しはじめる点に対応する荷重レベル(図-6中の↓印)にほぼ一致しているからである。表面ひび割れが次第にその幅や長さを拡大するにつれて、結合力は急激に低下し、ついには主ひび割れに合体する。荷重制御の下では、主ひび割れは不安定伝播し終局的な崩壊に至るが、変位あるいはエネルギー制御下では、主ひび割れは安定に成長し、その先端前方でマイクロクラックの累積的発生や表面ひび割れの進展を順次伴って破壊が進行してゆくものと考えられる。

ところで、各モデルにより求められる(結合力が作用しなくなる限界の開口変位点で定義される)主ひび割れ発生点における J 積分値、 J_c (結合力-開口変位曲線下の面積として与えられる)は、モデル②において過大評価される。このことは、巨視的に得られる引張応力-ひずみ関係のアナロジーから選んだ関数型を局所的な破壊過程域内部の構成法則として用いる^{11,2)}ことは、危険側の評価を与える可能性を示し、また最大荷重の測定値との一致のみからその妥当性を示唆する²⁾には、構成法則の関数型や関数中のパラメータの自由度からいって不十分であり、変位などのほかのパラメータとの一致も調べる必要があるように思われる³⁾。

図-7は、プレーンコンクリートについて荷重-き裂変位曲線の測定値と計算値との比較を示す。ただし、ここでは相対切欠き深さ=0.3の供試体に関する測定値から、前述の逆解法により推定された、図-8に示す結合力-開口変位関係に基づいて、相対切欠き深さ=0.1および0.5の供試体に関し荷重-き裂口変位曲線が計算されている。その結果は、実験結果と妥当な一致を示しているようであ

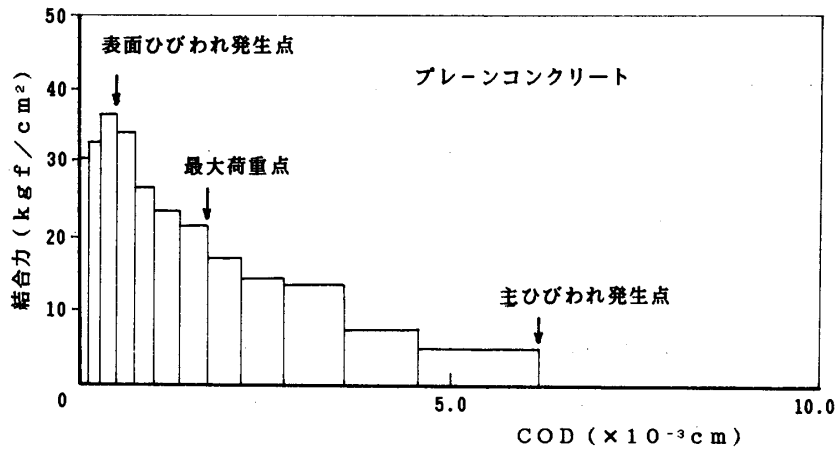


図-8 逆解法により推定された結合力-開口変位関係

表-4 各選点で評価された J 積分値

選点番号	ω/W	σ_y	ϕ	J	σ
1	0.05	30.9	0.114	3.45	30.3
2	0.10	31.8	0.265	8.43	32.9
3	0.15	34.0	0.486	16.5	36.6
4	0.20	34.0	0.742	25.2	34.0
5	0.25	32.0	1.00	32.1	26.6
6	0.30	30.0	1.32	39.6	23.4
7	0.35	28.0	1.71	47.9	21.4
8	0.40	25.6	2.18	55.9	17.0
9	0.45	23.3	2.74	63.8	14.1
10	0.50	21.0	3.57	75.0	13.4
11	0.55	18.0	4.57	82.2	7.2
12	0.60	14.5	6.21	90.0	4.8

ここに、 ω : 塑性域長さ、 W : はりせい、 σ_y : 等価降伏強度、 ϕ : き裂開口変位、COD ($\times 10^{-3}$ cm)、 J : J 積分値 ($\times 10^{-3}$ kgf/cm)、 σ : 結合力 (kgf/cm²)

表-5 各選点で評価された J 積分値

選点番号	σ_y	ϕ	J	σ
1	40.2	0.93	37.4	40.2
2	40.2	1.87	75.2	40.2
3	40.2	3.63	146	40.2
4	42.0	5.30	223	45.9
5	43.1	7.77	335	45.5
6	43.1	11.7	504	43.1
7	43.1	15.9	685	37.0
8	40.2	22.7	913	29.6
9	36.5	30.0	1095	25.0
10	32.9	36.0	1184	14.9
11	25.6	51.3	1313	8.4

ここに、 σ_y : 等価降伏強度 (kgf/cm²)、 ϕ : き裂開口変位、COD ($\times 10^{-3}$ cm)、 J : J 積分値 ($\times 10^{-3}$ kgf/cm)、 σ : 結合力 (kgf/cm²)

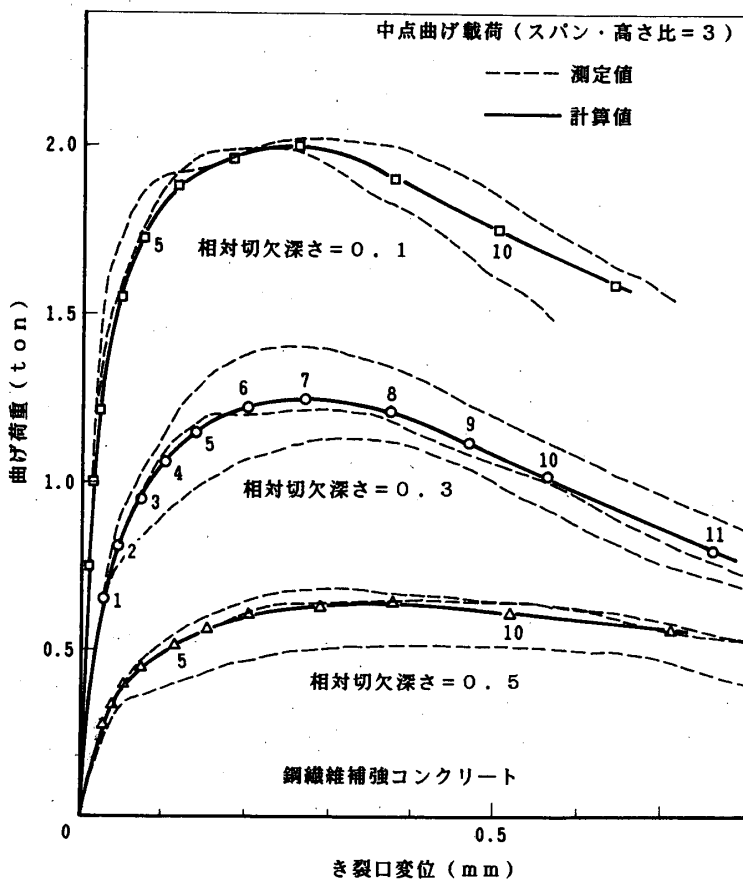


図-9 荷重-き裂口変位曲線に関する解析および実験結果の比較

る。また、測定値との一致を調べた各選点(図-7中に○印で示す)で評価された J 積分値を表-4に示す。

今、モルタルとブレンコンクリートとを比較すると、表面ひび割れ発生点では前者が後者よりも多少高い J 積分値を与えるが、主ひび割れ発生点では逆に後者の方がずっと高い J 積分値を与え、これに関して主ひび割れ進展抵抗性に及ぼす粗骨材の効果をみる事ができる。すなわち、モルタルの場合表面ひび割れ発生後の結合力の低下は直線的であるのに対して、ブレンコンクリートの場合には開口変位が増加するにつれて、結合力は次第になだらかな下に凸の曲線状に低下してゆくことから、ひび割れ面での粗骨材のブリッジ作用が、主ひび割れ進展抵抗性に対して有効に働いているものと考えられる。

図-9は、鋼繊維補強コンクリートについて上記と同様の方法で計算された荷重-き裂口変位曲線と測定値との比較を示す。図-10は、相対切欠深さ=0.3の供試体に関する測定値に基づいて推定された結合力-開口変位関係を示す。また、図-9中に○印で示す各

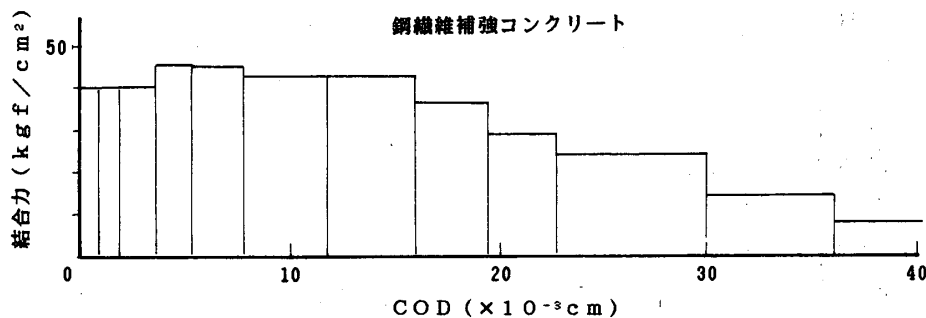


図-10 推定された結合力-開口変位関係

選点で評価された J 積分値を、表-5 に示す。

繊維補強コンクリートにおける繊維強化機構の本手法による定量化については、次の機会に譲るものとして、鋼繊維の混入によりそのひび割れ抵抗性が顕著に改善されることは、表-4 および 5 あるいは図-8 および 10 の比較から理解されると思われる。

5. 結論

本研究で得られた知見を以下に述べる。

1) 等価な Dugdale モデルによる逐次解析手法により、荷重-き裂口変位曲線における最大荷重点近傍ならびにそれ以降の下降域の非線形挙動を追従することができる。その結果として、直接引張試験により巨視的に求められる応力-ひずみ関係に基づいて、局所的な破壊過程域内部の構成法則を設定すると、主ひび割れ進展抵抗性に関し危険側の評価を与える可能性を示し、破壊力学モデル解析に基づく間接的評価において、最大荷重の測定値との一致のみから材料の破壊靱性を評価することは、構成法則の関数型や関数中のパラメータの自由度からいって不十分であり、変位などのほかのパラメータとの一致も検討する必要があるように思われる。

2) 逆解法により推定された破壊過程域内部の損傷レベルと、ひび割れ進展過程との関連についての考察から、結合力-開口変位関係において結合力の低下しはじめる点が表面ひび割れ発生点に、また結合力の作用しなくなる限界の開口変位点が主ひび割れ発生点にそれぞれ対応していると考えられる。その結果から、コンクリートの場合表面ひび割れの発生は最大荷重点に達する少し以前で、また主ひび割れは最大荷重点以降の下降域で生じることを示し、破壊靱性の評価点として最大荷重点を採用する根拠は、ひび割れ進展過程の面で不明瞭であるように思われる。

3) 表面ひび割れ発生点ならびに主ひび割れ発生点でそれぞれ破壊靱性を評価することにより、コンクリートのような非均質複合材料におけるひび割れ抵抗性の特徴を合理的に把握することができるように思われる。その結果として、モルタルおよびプレーンコンクリートの比較から、表面ひび割れ進展抵抗性に関しては前者の方が若干大きい、主ひび割れ進展抵抗性に関しては逆に後

者の方がずっと大きくなり、これに関してひび割れ面での粗骨材のブリッジング作用が、主ひび割れ進展抵抗性に対して有効に働いているものと推察される。

4) 本手法により、繊維補強コンクリートのひび割れ抵抗性の定量化も可能であることを示し、鋼繊維の混入によりそのひび割れ抵抗性が顕著に改善される。

謝辞

本論文をまとめるにあたって、貴重な資料を頂いた熊本大学三井宜之教授に深く感謝致します。また、東京大学工学部金属工学科木原諒二教授主催の境界要素法ゼミにおいて、本研究の一部に対して貴重な御助言を頂いたことを感謝致します。

参考文献

- 1) 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, No. 6, 1976
- 2) Z. P. Bazant, B. H. Oh : Crack Band Theory for Fracture of Concrete, Materials and Structures (RILEM), Vol. 16, No. 93, 1983
- 3) J. G. Rots, P. Nauta, G. M. A. Kusters, J. Blaauwendraad : Smearred Crack Approach and Fracture Localization, HERON, Vol. 30, No. 1, 1985
- 4) M. Wecharatana, S. P. Shah : Predictions of Non-linear Fracture Process Zone, Proc. ASCE, Vol. 109, No. EM5, 1983
- 5) K. Z. Cho, A. S. Kobayashi, N. M. Hawkins, D. B. Barker, F. L. Jeang : Fracture Process Zone of Concrete Cracks, Proc. ASCE, Vol. 110, No. EM8, 1984
- 6) K. Visalvanich, A. E. Naaman : Fracture Model for Fiber Reinforced Concrete, Jour. ACI, Vol. 80, No. 2, 1983
- 7) K. Gylltoft : A Fracture Mechanics Model for Fatigue in Concrete, Materials and Structures (RILEM), Vol. 17, No. 97, 1984
- 8) 和泉正哲, 三橋博三, 野村希晶 : コンクリート材料の破壊力学におけるモデル解析的アプローチ—review, 東北大学建築学報, No. 23, 1984
- 9) P. E. Petersson : Fracture Energy of Concrete ; Method of Determination, Cement and Concrete Reserch, Vol. 10, No. 1, 1980
- 10) P. E. Petersson : Fracture Energy of Concrete ;

- Practical Performance and Experimental Results, Cement and Concrete Research, Vol.10, No.1, 1980
- 11) 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, 1980
 - 12) M. Wecharatana, S.P. Shah : Slow Crack Growth in Cement Composites, Proc. ASCE, Vol.108 No.ST6, 1982
 - 13) K. Visalvanich, A.E. Naaman : Fracture Methods in Cement Composites, Proc. ASCE, Vol.107, No.EM6, 1981
 - 14) L. Cedolin, S.D. Poli, I. Iori : Experimental Determination of the Fracture Process Zone in Concrete, Cement and Concrete Research, Vol.13, 1983
 - 15) 岸谷孝一, 平居孝之, 村上 聖 : コンクリートの破壊靱性評価に関する研究—破壊力学モデル解析に基づく間接評価, 日本建築学会構造系論文報告集, 第360号, 1986.2
 - 16) 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
 - 17) 永松静也, 佐藤嘉昭 : モルタルの曲げクリープ破壊及び変形に関する実験的研究, セメント技術年報, Vol.30, 1976

SYNOPSIS

UDC : 691.32 : 624.059.22

STUDY ON FRACTURE MECHANICS OF CONCRETE

Part 1 Damage analysis of fracture process zone

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

Since the localization and concentration of damage gives rise to the tensile fracture of concrete, the applicability of cohesive force model is noticed for the study on fracture mechanics of concrete. Then it requires further investigations for setting up the constitutive relation in the local fracture process zone.

In this study a numerical analysis using an equivalent Dugdale model as giving the same J -integral value for any constitutive relation in which the cohesive force is introduced as a function of crack opening displacement was suggested and the fracture toughness of concrete was indirectly estimated by means of its reverse solution.