

正会員 ○ 村上 聖¹同 岸谷孝一²同 平居孝之³

J等価Dugdaleモデルによるコンクリートの破壊力学解析

1. はじめに

最近のコンクリートの破壊力学的研究の動向として、コンクリートの非均質性による主ひび割れ先端前方でのマイクロクラックの累進的発生に起因する非線形破壊過程域内部の構成法則と破壊靱性との関係が大きな関心の対象となっている。一般に、その領域の構成法則を直接実験的に求めることは困難であり、そこで結合カモデル（あるいは、仮想き裂モデル）による解析に基づいて、その構成法則を近似的に推定する手法が利用されている。これまでに提案されている手法は、結合カモデルにおける結合カ-き裂開口変位関係を部分的線形で近似し（その形状については、直接引張試験による引張りひずみ軟化の測定値とのアナロジーから、直線、バイリニア、トリリニア等の簡単な関数型がよく用いられている）、その折点（break point）を、荷重-変位関係の測定値と計算値との一致が最適になるように決定するものである。一方、筆者らが提案しているJ等価Dugdaleモデル（任意の結合カ-き裂開口変位関係をその曲線下の面積で表されるJ積分が等価になるように、一定の結合カが仮想き裂面に作用するモデル〔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）によれば〔図-1参照〕、解析に必要なパラメーターは、寸法効果の小さいヤング係数のみであり、しかもあらかじめ構成法則の形状を仮定することなく、逆解法により一意的に結合カ-き裂開口変位関係を推定することができる。これは、Dugdaleモデルが基本的には線形弾性解析に基づくことによるメリットである。そこで、本稿では、本モデルの妥当性を検証するとともに、解析例としてひずみ軟化形状の違いが線形破壊力学パラメーターの試験体寸法依存性に及ぼす影響について示した。

2. 解析方法

Dugdaleモデル解析結果を表-1に示す（ただし、解析には間接境界要素法〔線形要素〕を用いた）。ここでは、公称曲げ応力（ σ_0 ）、き裂開口変位（ ϕ ）、き裂口変位（ ψ ）は、それぞれ無次元パラメーターX, Y, Zで表されている。解析方法としては、設定した ϕ に対してJ積分が等価になるように、等価降伏強度（ σ_y ）を計算し、図-2（表-1の解析結果から作図）を用いれば、一对の荷重とき裂口変位の値が求められる。以上のステップを反復すれば、与えられた結合カ-き裂開口変位関係に対して荷重-き裂口変位関係が求められる。

3. 解析結果及び考察

図-3に、結合カ一定、直線及びバイリニア-ひずみ軟化の3種類の結合カ-き裂開口変位関係を示す。ただし、その曲線下の面積で表されるJ積分値、及びヤング係数はすべて一定であり、それぞれ0.03kgf/cm, 3×10^5 kgf/cm²である。図-4に、与えられた結合カ-き裂開口変位関係に対して計算された荷重-き裂口変位関係を示す（ただし、3点曲げ〔スパン・高さ比=3〕）。ここで、結合カモデルは非線形弾性モデルであるからき裂発生後の荷重-変位関係は、き裂を順次切断し負荷したときのき裂発生点を包絡する経路をたどるはずであり、それに注意すれば、本手法の誤差は同図に示す程度であり、十分な妥当性を有していると考えられる。

図-5に、異なるはりせいに対して計算された荷重-き裂口変位関係を示す。ただし、構成法則は、直線ひずみ軟化についてのみ示す。この図から、はりせいが大きくなるにつれて、最大荷重点とき裂発生点が近接し線形弾性破壊力学の適用性が試験体寸法に依存する様子がわかる。また、図-6には、上記の3種類の構成法則について、限界J積分値に対する、最大荷重点で評価されたエネルギー解放率（G）の相対比をはりせいに

対して示す。この図から、有効な G_c 、あるいは K_{Ic} を得るための試験体寸法の最小限界値や、試験体寸法依存性の程度が同一の破壊靱性 (J_c) であっても、ひずみ軟化形状により異なること等がわかる。

以上のように、対象とする試験体形状や載荷形式について一度Dugdaleモデル解析を行えば、任意の構成法則に対して手計算により解析を行え、多くの有用な知見が簡単に得られる。

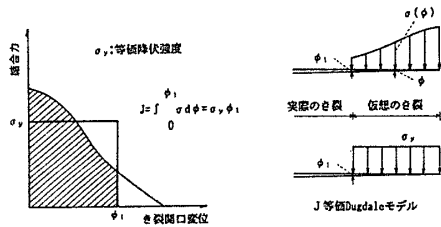


図-1 J等価Dugdaleモデルの基礎概念

表-1 Dugdaleモデル解析結果

a/D	omega/D	Y	X	Z
0.10	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
0.30	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	2.868	5.851
0.50	0.05	0.210	0.133	1.330
	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	7.880

Y = σ_y / σ_u , X = $(E\phi) / (\sigma_y D)$, Z = $(E\phi) / (\sigma_y a)$
 a: き裂長さ, D: はりせい, omega: 仮想き裂長さ,
 σ_u : 公称曲げ応力, σ_y : 降伏強度, E: ヤング係数
 ϕ : き裂開口変位, ϕ : き裂口変位

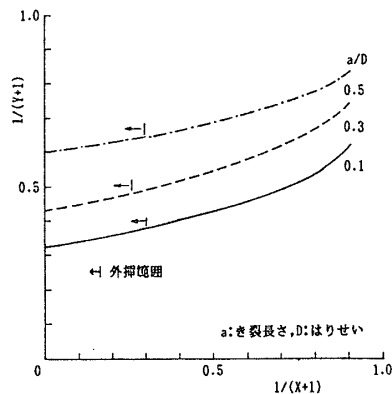


図-2 Dugdaleモデル解析結果 (表-1から作図)

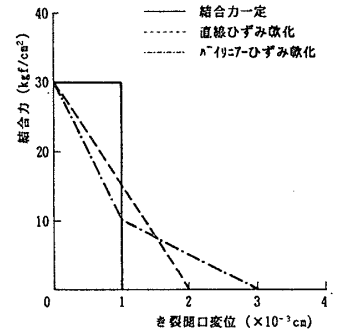


図-3 仮定された結合力-き裂開口変位関係

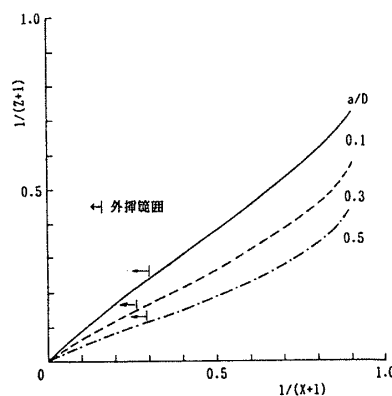


図-4 荷重-き裂口変位関係の計算値

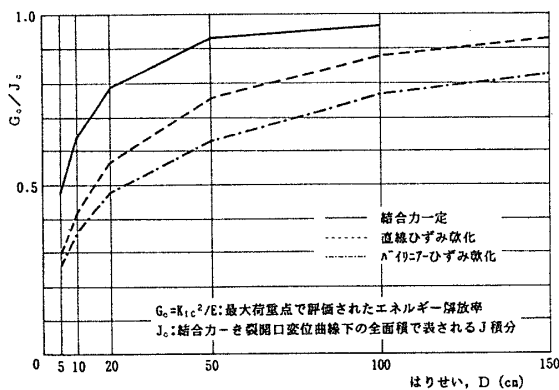


図-5 はりせいが異なる場合の荷重-き裂口変位関係

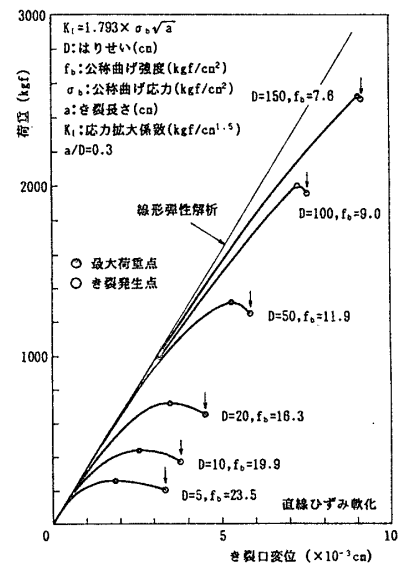


図-6 限界エネルギー解放率(G_c)の試験体寸法依存性

図-5 はりせいが異なる場合の荷重-き裂口変位関係

*1 熊本大学助教授・工博、*2 日本大学教授・工博 (東京大学名誉教授)、*3 大分大学教授・工博