

高強度コンクリートの破壊エネルギーに関する検討

Study of Fracture Energy for High Strength Concrete

藤田 学 MANABU FUJITA
高木康宏 YASUHIRO TAKAKI

圧縮強度 35~145N/mm² のコンクリートに関する破壊エネルギー試験を行い、多直線近似解析法により引張軟化曲線を求めた。多直線近似解析法による荷重-ひび割れ開口変位曲線は、圧縮強度 80N/mm² を超える高強度コンクリートに対しても実験結果を忠実に再現できた。また、引張軟化曲線より求められる破壊エネルギーと載荷試験より求められる破壊エネルギーは、普通強度から高強度コンクリートまで概ね一致した。

キーワード：高強度コンクリート、破壊エネルギー、引張軟化曲線

Fracture energy tests were performed on concrete with compressive strength in the range 35 N/mm² to 145 N/mm², and tension softening diagram (TSD) was obtained as the value resulting from poly-linear approximation analysis. Load-CMOD curves obtained using the approximation analysis reproduced the results of the tests, even for high strength concrete. The figures for fracture energy obtained from TSD agreed with those obtained from loading tests for NSC to HSC.

Key Words : High strength concrete, Fracture energy, Tension softening diagrams

1. はじめに

これまで筆者ら¹⁾は、(社)日本コンクリート工学協会「コンクリートの破壊特性の試験方法に関する調査研究委員会」により提案された「プレーンコンクリートの破壊エネルギー試験法(案)」²⁾(以下、試験法案)の算定式に基づき、破壊エネルギー(本報告では破壊エネルギーはモード I 型に限定する)を求め、破壊エネルギーは圧縮強度の増大に伴い圧縮強度 80N/mm² 程度までは増大するが、それ以降は減少すること、一方 Hillerborg らにより提案されている特性長さ l_{ch} ³⁾は、圧縮強度と高い相関性を有していることを確認し、特性長さの圧縮強度に関する回帰式を示した。さらに、これら試験結果をせん断補強筋のない RC はり部材の斜めひび割れ発生時の公称せん断応力度(以下、せん断強度)の寸法効果に関する検討に適用し、圧縮強度 80N/mm² を超える高強度コンクリートのせん断強度の寸法効果則ならびにせん断強度算定式を提案している⁴⁾。

前出の委員会では、試験法案の提案とともにその有効性の検証と確認が行われ²⁾、加えて多直線近似解析法による引張軟化曲線推定プログラムも公開している⁵⁾。標準化された試験法により、破壊エネルギーから引張軟化

曲線まで誰もが同じ水準で求められる環境がほぼ整ったといえる。さらにコンクリート標準示方書[構造性能照査編](以下、示方書)⁶⁾では、新たに引張軟化特性に関して破壊エネルギー推定式ならびにモデル化された引張軟化曲線が示されている。

このように、破壊力学特性は材料特性として一般的になりつつあり、設計、解析、破壊現象の解明など多方面にわたり、今後さらに適用が進められていくものと思われる。しかしながら、示方書の適用範囲は圧縮強度 80N/mm² 以下である上、圧縮強度 80N/mm² を超える高強度コンクリートを対象とした標準化された試験法および引張軟化曲線推定法による破壊力学特性の検討例は非常に少ない。本報告では、高強度コンクリートの破壊エネルギー試験結果¹⁾に対し、引張軟化曲線推定プログラムの適用を試み、これより得られる破壊エネルギー値と、載荷試験から得られる破壊エネルギー値の比較など破壊力学特性に関する検討を行っている。

2. 破壊エネルギー試験の概要¹⁾

(1) 試験水準および使用材料

表-1 に試験水準および配合、表-2 に使用材料を示す。

表-1 試験水準とコンクリートの配合

Series	ケース	養生条件	配合強度 (N/mm ²)	スランプレ値 (cm)	空気量 (%)	水結合材比 W/B (%)	細骨材率 s/a (%)	単位量 (kg/m ³)						
								水 W	B		細骨材 S	粗骨材 G	混和剤 ×B (%)	消泡剤 ×B (%)
									セメント C	シリカフェューム SF				
A	L-36	気中	36	7.5	3.7	565	47.9	162	287	0	881	962	1.1	0.009
	L-36-S	水中	36											
	M-60	気中	60	8.5	2.2	35.0	46.1	165	472	0	804	944	1.3	0.0
	M-60-S	水中	60											
	U-100	気中	100	4.5	2.3	21.0	42.2	160	686	76	667	917	1.6	0.0
	U-100-S	水中	100											
B	H-80-S	水中	80	50.0	1.2	30.0	52.8	150	450	50	907	842	1.2	0.015
	H-100-S	水中	100	64.0	2.1	25.0	50.4	150	540	60	824	842	1.4	0.012
	H-120-S	水中	120	61.0	2.0	20.0	46.3	150	675	75	699	842	1.7	0.012
	H-140-S	水中	140	69.0	1.4	16.7	41.5	150	810	90	575	842	2.1	0.012
	H-160-S	水中	160	58.5	1.8	14.3	35.7	150	945	105	450	842	2.4	0.012

注) Series-B のスランプレ値はフロー値を表す。

表-3 材料試験結果

ケース	圧縮強度 f'_c	引張強度 f_t	ヤング係数 E_c	ポアソン比 ν
	N/mm ²	N/mm ²	kN/mm ²	—
L-36	35.1	2.87	29.0	0.175
L-36-S	43.0	3.90	30.0	0.189
M-60	50.2	4.19	32.1	0.182
M-60-S	88.0	5.09	31.1	0.223
U-100	85.6	5.47	37.2	0.182
U-100-S	101.0	7.06	40.9	0.208
H-80-S	91.9	5.61	39.6	0.221
H-100-S	102.4	6.68	40.7	0.216
H-120-S	127.8	7.07	42.9	0.224
H-140-S	138.9	8.52	47.1	0.225
H-160-S	145.8	7.13	47.0	0.204

表-2 使用材料

材 料	Series-A	Series-B
セメント	普通ポルトランドセメント	低熱ポルトランドセメント
細骨材	川砂 表乾比重：2.62 吸水率：1.65%	川砂 表乾比重：2.58 吸水率：2.68%
粗骨材	碎石 表乾比重：2.63 吸水率：1.59%	碎石 表乾比重：2.67 吸水率：0.97%

本試験は圧縮強度をパラメータとした全 11 ケースからなる。高強度コンクリートの製造には、シリカフェュームおよび高性能 AE 減水剤を、Series-B では水和発熱を抑制するため低熱ポルトランドセメントを使用し、粗骨材の最大寸法 d_{max} は 20mm で一定とした。

(2) 試験体

試験体は試験法案²⁾に準じて製作した。試験体寸法は 100mm×100mm×400mm であり、切欠き幅は約 4mm であった。試験時の材齢は 28 日、各ケースの試験体数は 5 以上とした。コンクリートの破壊エネルギー試験時ににおける材料試験結果を表-3 に示す。

(3) 試験方法

荷重装置および計測位置を図-1 に示す。本試験では、荷重スパン 300mm とし、294kN アムスラーで手動による荷重制御で実施した。荷重装置は両支点下にローラー

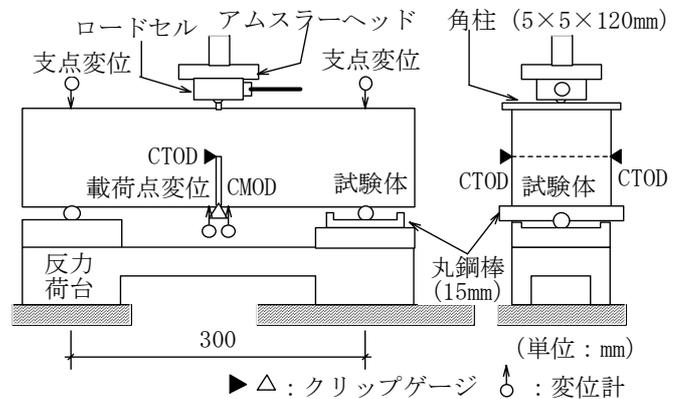


図-1 荷重装置および計測位置

を配置し、水平方向に可動な構造とすると共に、支点の一方は試験体の軸方向にも回転できる構造とした。

計測項目は荷重荷重、ひび割れ開口変位 (CMOD)、切欠き先端開口変位 (CTOD)、荷重点および支点の鉛直変位とした。

荷重試験による荷重-CMOD 曲線から算出される G_f は次式により求めた⁴⁾。

$$G_f = (0.75W_0 + W_1) / A_{fg} \tag{1}$$

$$W_1 = 0.75(S/L \cdot m_1 + 2m_2) \cdot CMOD_c$$

表-4 破壊エネルギー試験結果

ケース	破壊エネルギー G_f	特性長さ l_{ch}	破壊エネルギー G_f^{TSD}	特性長さ l_{ch}^{TSD}	初期結合応力度 σ_0	限界開口変位 w_{cr}	ヤング係数の推定値 E_{cal}	有効引張強度 f_t^{eff}
	N/mm	mm	N/mm	mm	N/mm ²	mm	kN/mm ²	N/mm ²
L-36	0.197 (5.5)	692.3	0.201 (5.2)	707.7	4.92	0.710	26.4	2.75
L-36-S	0.197 (8.5)	388.6	0.200 (10.0)	394.1	5.37	0.644	27.0	2.89
M-60	0.201 (2.6)	368.2	0.202 (6.7)	369.0	6.27	0.330	32.5	3.64
M-60-S	0.202 (4.9)	242.9	0.202 (7.5)	242.8	6.47	0.451	30.0	3.45
U-100	0.192 (8.5)	208.5	0.216 (11.0)	268.6	7.31	0.350	31.4	4.11
U-100-S	0.180 (12.8)	147.5	0.172 (10.7)	141.2	7.05	0.231	31.4	3.62
H-80-S	0.211 (11.1)	265.5	0.200 (8.1)	251.0	7.99	0.192	29.6	4.62
H-100-S	0.170 (17.8)	154.7	0.158 (16.8)	144.4	11.13	0.122	34.0	5.26
H-120-S	0.185 (5.8)	158.5	0.164 (7.4)	141.0	11.67	0.109	33.7	5.83
H-140-S	0.172 (5.2)	111.5	0.159 (4.7)	103.3	13.67	0.080	36.0	7.05
H-160-S	0.175 (19.4)	162.0	0.155 (15.6)	143.3	15.12	0.060	38.0	7.74

注) 比較のため、表中の値は各ケースの解析可能であった試験体および解析結果の平均値を、() 内の数値は変動係数を表す。

G_f^{TSD} は w_{cr} までの破壊エネルギーとして、 l_{ch}^{TSD} は破壊、エネルギー以外は材料試験結果を用いて評価している。

ここに、 W_0 : 破断までの荷重-CMOD 曲線下の面積、 W_1 : 試験体自重と治具がなす仕事、 A_{lig} : リガメント面積、 m_l : 試験体重量、 S : 載荷スパン、 L : 試験体の全長、 m_2 : 破断まで試験体に載る治具の重量、 $CMOD_c$: 破断時のひび割れ開口変位、とする

また、特性長さ l_{ch} は次式より求めた³⁾。

$$l_{ch} = E_c \cdot G_f / f_t^2 \quad (2)$$

ここに、 E_c : ヤング係数、 f_t : 引張強度、とする。

3. 試験結果および考察

(1) 試験結果および引張軟化曲線

破壊エネルギー試験結果を表-4 に示す。さらに、公開されている引張軟化曲線推定プログラム⁵⁾を用いて、計測された荷重-CMOD 曲線より引張軟化曲線を求めた。解析の過程で算定される荷重-CMOD の推定値と実測値の比較を、代表的な試験体について図-2 に示す。図-2 より、いずれの圧縮強度レベルにおいても推定値と実測値はよく一致しており、高強度コンクリートに対しても公開プログラムは適用可能であるといえる。しかしながら、圧縮強度の低いケースでは全て十分な結果が得られたが、圧縮強度の高いケースでは十分な結果が得られない試験体の割合が増える傾向にあった。例えば、H-140-S では9体中2体が、H-160-S では9体中7体が不可であった。解析結果が不十分であった試験体は、荷重低下域を含め試験体の破断まで荷重-CMOD 曲線は概ね捉えられていた。多直線近似解析法は、荷重-CMOD 曲線の初

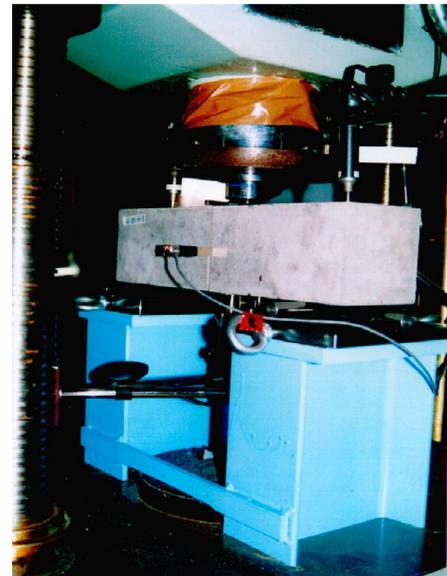


写真-1 試験状況

期勾配を正確に評価することが困難な場合、正確な解析ができないとされている⁵⁾。解析にあたり、実測値の荷重-CMOD についてスムージング処理を行ったものの、圧縮強度の高いケースほど、荷重-CMOD 曲線の初期勾配が下に凸な弓なり形状を呈する傾向が現れ、これにより解析結果が正確に得られなかったものと思われる。図-3 にヤング係数について解析の過程で得られた推定値と材料試験結果の比較を示す。推定値は材料試験結果に比べて全体的に低く評価されており、圧縮強度が高いほどこの傾向は強く、両者の差は大きくなっている。ヤング係数の推定値は、荷重-CMOD 曲線の初期勾配より算定しているため、同じく初期勾配の影響によるものと思われる。多直線近似解析により高強度コンクリートの引

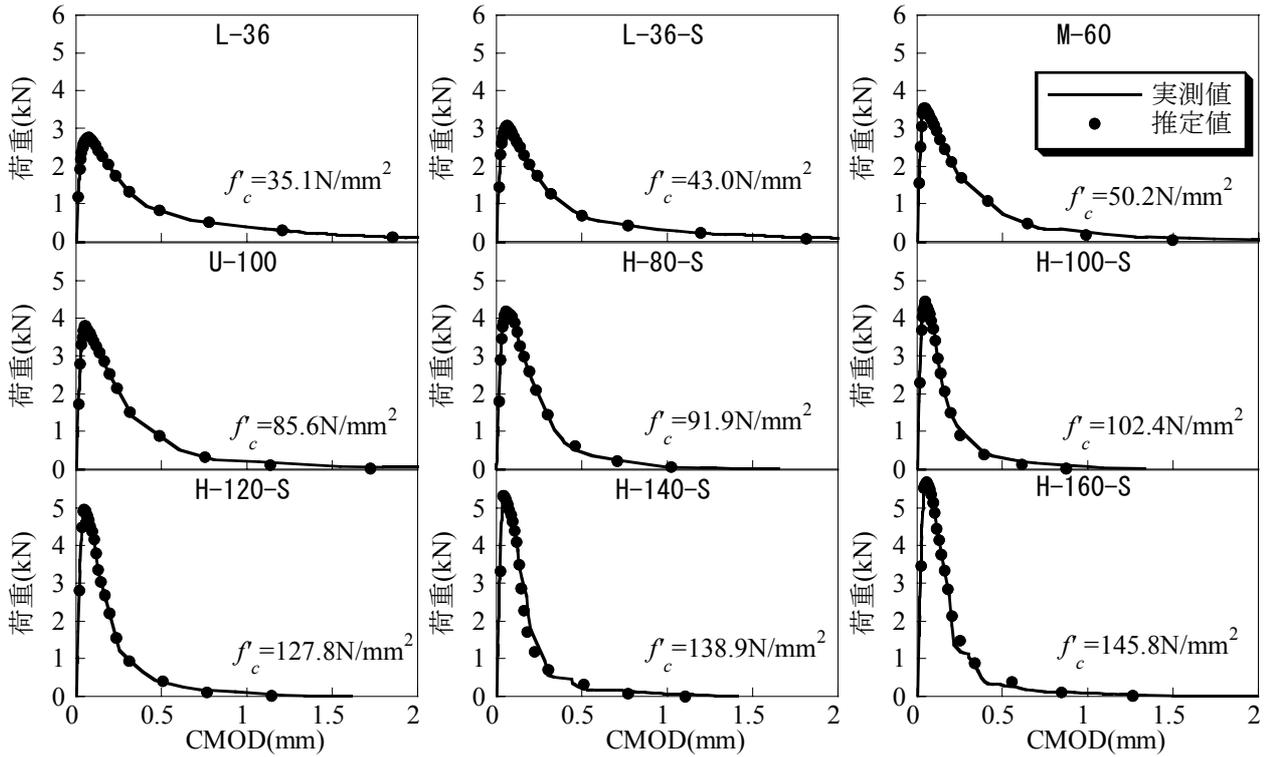


図-2 荷重-CMOD の多直線近似解析法による推定値と実測値の比較

張軟化曲線を精度よく得るために、荷重-CMOD 曲線の初期勾配の補正および計測方法の改善が今後の課題と考える。

代表的例とし、図-2 と同一の試験体の引張軟化曲線を図-4 に、引張軟化曲線下の面積として求められる破壊エネルギー G_f^{TSD} , G_f^{TSD} を用いて算出した特性長さ l_{ch}^{TSD} 、軟化が開始する初期結合応力度 σ_0 、結合応力度 $\sigma = 0$ の時の開口変位である限界開口変位 w_{cr} 、ヤング係数の推定値 E_{cal} 、開口変位 0.01mm までの結合応力を平均化した有効引張強度 $f_t^{eff(7)}$ を表-4 に示す。荷重-CMOD 曲線では、圧縮強度が高いほど、ひび割れの開口が進行しないうちに荷重は急激に低下し、脆性的な破壊に至ることが確認されている¹⁾。一方、図-4 より引張軟化曲線では、圧縮強度が高いほど初期結合応力度からブレイクポイントまでの勾配が小さく、開口変位の増大に伴い急激に結合応力度が低下する傾向が認められ、荷重-CMOD 曲線における荷重低下域の傾向が反映された結果になっている。また、限界開口変位は圧縮強度が高くなるほど小さくなる傾向が認められる。

無次元化した引張軟化曲線、すなわち縦軸を σ/σ_0 、横軸を $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD}$ とした時の軟化勾配と、 $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD}$ の関係を図-5 に示す。なお、バイリニア型の引張軟化曲線である 1/4 モデルの場合、 $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD} \leq 0.75$ では-1 の

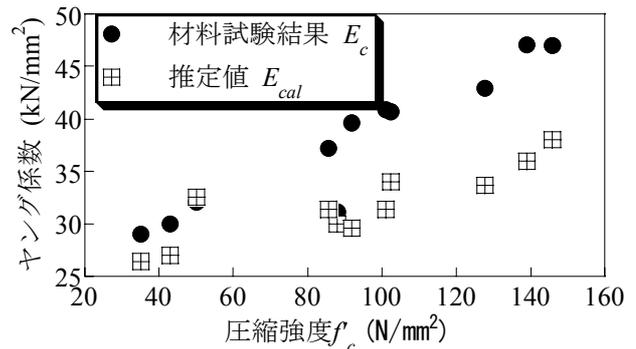


図-3 ヤング係数の比較

一定値となる。図-5 では、軟化勾配は圧縮強度の低いケースほど $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD} \leq 0.1$ において小さく、それ以降はほぼゼロに漸近している。圧縮強度が高くなるにつれ、 $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD} \leq 0.1$ の軟化勾配は大きくなるが、 $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD} > 0.1$ の軟化勾配は小さくなるため、 $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD} \leq 0.8$ の軟化勾配はより平均化され、-2~0 程度の値を示す傾向となっている。すなわち、本検討では高強度コンクリートの引張軟化曲線ほど、1/4 モデルのブレイクポイントである $w \cdot \sigma_0/G_f^{TSD} \leq 0.75$ までの軟化勾配は、1/4 モデルに近い値を示す結果となった。図-4 中の破線は 1/4 モデルを表し、これと解析結果を比べても、高強度コンクリート、特に圧縮強度 100N/mm² を超えるケースでは、解析結果の引張軟化曲線は 1/4 モデルに非常に近い形状を示している。このことより、示方書においてモデル化さ

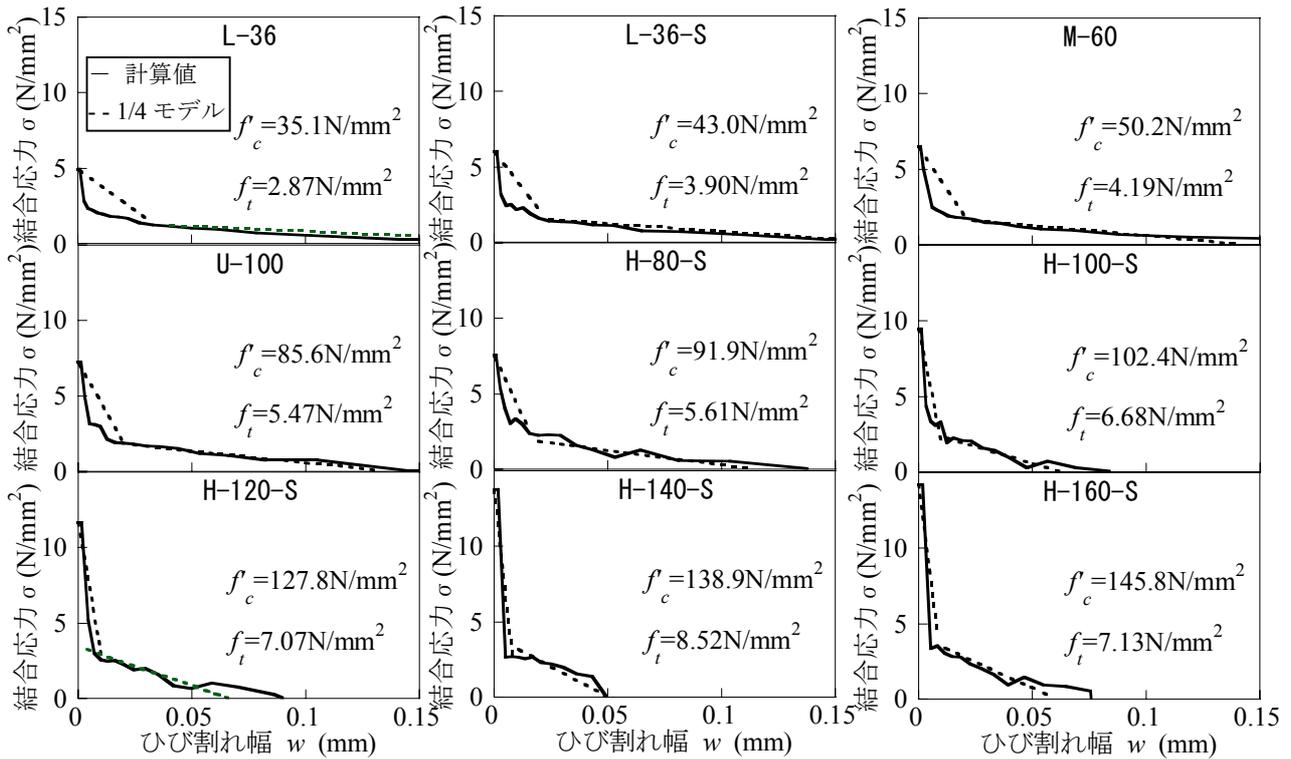


図-4 引張軟化曲線

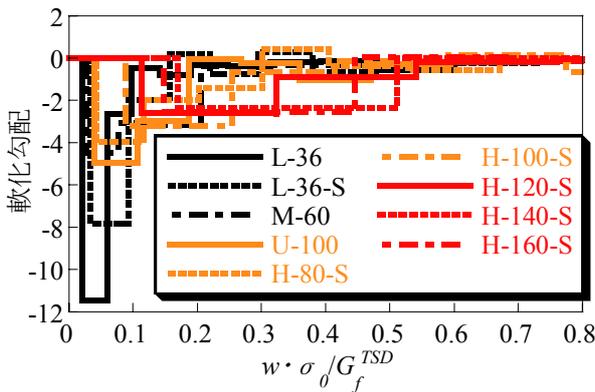


図-5 軟化勾配の変化

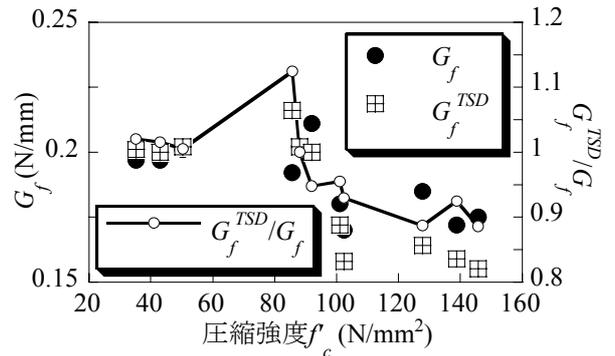


図-6 破壊エネルギーの比較

れた引張軟化曲線として示されている 1/4 モデルは、示方書の適用範囲外である圧縮強度 80N/mm^2 を超える高強度コンクリートに対しても適用可能であると思われる。

(2) 破壊エネルギーの比較

表-4 より、破壊エネルギー G_f および G_f^{TSD} とともに、変動係数は 20%以下となっている。前出の委員会における共通試験では 20%程度の変動係数は認められており²⁾、 G_f および G_f^{TSD} とともに普通強度から高強度コンクリートまで比較的良い精度で得られていると言える。また、 G_f の変動係数が大きいものは G_f^{TSD} の変動係数も大きくなる傾向にあり、荷重-CMOD 曲線のばらつきが解析結果のばらつきにも影響を与えることがうかがわれる。

G_f と G_f^{TSD} の比較を図-6 に示す。普通強度コンクリートでは両者はほぼ同程度の値を示しているが、圧縮強度 80N/mm^2 を超える高強度コンクリートでは両者に相違が認められ、圧縮強度が高いほど、 G_f に比べ G_f^{TSD} が小さくなる傾向が認められたが、 G_f^{TSD}/G_f は ±15% の範囲に収まっている。図-3 のヤング係数 E_c と E_{cal} の比較においても、圧縮強度が高いほどヤング係数の推定値 E_{cal} は過小評価される傾向が顕著に認められており、これが G_f と G_f^{TSD} の相違にも影響を与えている可能性がある。

(3) 各種パラメータに関する検討

材料の引張強度に関するパラメータである割裂引張強度 f_t 、初期結合応力度 σ_0 、有効引張強度 f_t^{eff} の比較を図

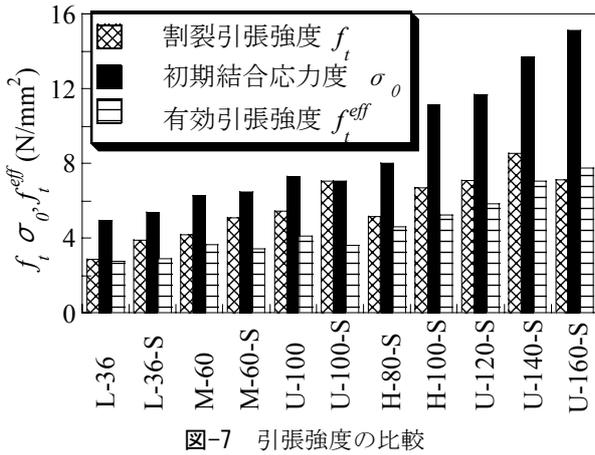


図-7 引張強度の比較

図-7 に示す。σ₀ は他の二つのパラメータに比べて大きな値を示し、圧縮強度に対して線形に増加する傾向が認められ、圧縮強度が高いほどその差が大きくなり現れた。一方、f_t^{eff} は圧縮強度に関係なく f_t と比較的近い値を示し、両者は良い対応を示している。σ₀ はばらつきが大きくパラメータとして安定性がないという指摘もある⁷⁾ことから、材料の引張強度を評価するパラメータとしては有効引張強度 f_t^{eff} の方が適当と思われる。

特性長さ l_{ch} と l_{ch}^{TSD} の比較を図-8 に示す。図-8 中の一点鎖線は l_{ch}^{TSD} に関する回帰式を、破線は文献 1) で示した l_{ch} の回帰式を表す。なお、l_{ch}^{TSD} の回帰式の相関係数は 0.95 であった。二つの回帰式はほぼ一致し、ともに圧縮強度のほぼ-1.1 乗に比例する結果となった。G_f と G_f^{TSD} の相違が本検討程度であれば、l_{ch} と l_{ch}^{TSD} の相違はわずかであり、同様の圧縮強度相関を呈するといえる。ここで、特性長さは圧縮強度の-1 乗に比例すると仮定し、最小二乗法により求めた以下の簡易式を図-8 に実線で示す。

$$l_{ch} = 20000 f_c^{-1.0} \quad (3)$$

簡易式は l_{ch} および l_{ch}^{TSD} と非常によい相関を示し、その相関係数はともに 0.94 であった。式(3)は非常に簡易な式であるが、特性長さを十分な精度で算定可能であるといえる。しかし、本報告では骨材の最大寸法 d_{max} の影響については検討していないため、式(3)の適用範囲は d_{max}=20mm に限定される。

4. まとめ

本報告で得られた知見を以下にまとめる。

- ①多直線近似解析法による逆解析で得られた荷重-CMOD 曲線は、圧縮強度 80N/mm² を超える高強度

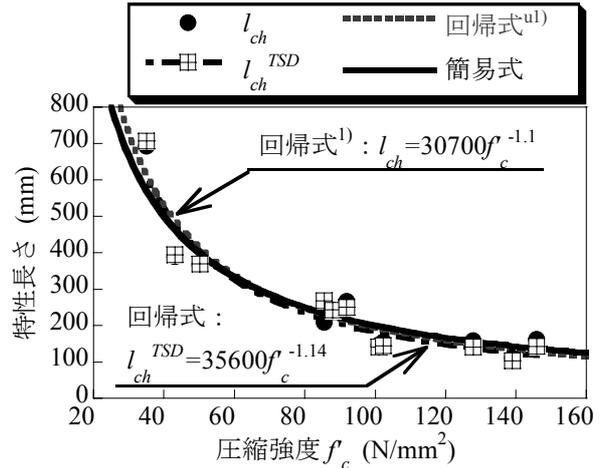


図-8 特性長さに関する回帰式の検証

コンクリートに対しても実験結果を忠実に再現できた。

- ②高強度コンクリートの引張軟化曲線は、示方書に示されている 1/4 モデルに近い形状を示した。
- ③二つの破壊エネルギー G_f と G_f^{TSD} は、普通強度から高強度コンクリートまで概ね同程度であった。

参考文献

- 1) 松元香保里ほか：超高強度コンクリートの破壊エネルギーおよび材料特性に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.24, No.2, pp.739-744, 2002.
- 2) (社)日本コンクリート工学協会：コンクリートの破壊特性の試験方法に関する調査研究委員会報告書，pp.401-405, 2001.
- 3) Gustafsson, P. J. et al. : Sensitivity in Shear Strength of Longitudinally Reinforced Concrete Beams to Fracture Energy of Concrete, ACI Structural Journal, May-June, pp.286-294, 1988.
- 4) 藤田学ほか：高強度コンクリートを用いた RC はりのせん断強度と寸法効果，土木学会論文集，No.711, V-56, pp.161-172, 2002.
- 5) 橋高義典：引張軟化曲線多直線近似解析プログラム，(http://www.ecomp.metro-u.ac.jp/%7Ekitsu/fmpana-j.html)
- 6) (社)土木学会：【2002 年制定】コンクリート標準示方書[構造性能照査編]，2002.
- 7) 橋高義典ほか：高強度コンクリートの破壊パラメータに及ぼす粗骨材の影響，日本建築学会構造系論文集，第 490 号，pp.7-16, 1996.