論文　圧縮破壊エネルギーを考慮したコンクリートの圧縮軟化曲線のモデル化

越川　武晃 *1 ・村松　慎也 *2 ・長谷川　拓哉 *3

要旨：一軸圧縮応力下のコンクリートの圧縮軟化曲線モデルを提案した。このモデルは，コンクリートの圧縮軟化挙動における応力－ひずみ関係，応力－塑性変形関係，ポストピークエネルギー－塑性変形関係という 3 つの関係に基づいた考察から，圧縮破壊エネルギーをパラメータの 1 つとして構築したものである。著者等の行った実験結果に本提案モデルを適用し，各試験体の圧縮破壊エネルギーを推定した。また，実験結果における応力－ひずみ関係との比較により，本提案モデルは試験体の圧縮軟化挙動を実際の曲線形状に近い形で表現できることを示した。

キーワード：圧縮破壊エネルギー，ポストピーク，塑性変形，局所化，応力－ひずみ関係，コンクリート

1. はじめに

コンクリート構造物の終局挙動を精度よく予測するためには，コンクリートの圧縮軟化挙動を適切に定量評価し，構造解析手法等に取り入れる必要がある。コンクリートの圧縮軟化挙動は破壊の局所化とそれに伴う寸法効果に代表され，これまで破壊力学的な立場に基づいた多くの検討が為されている [1)~4)]。そこでは，圧縮破壊エネルギーをコンクリートの材料特性値として圧縮軟化挙動を定量評価する手法が用いられており，これはコンクリートの圧縮軟化曲線から得られるものである。

実験によって種々のコンクリートの圧縮破壊エネルギーを評価するには，本来，応力が 0 に至るまでの完全な圧縮軟化曲線を測定する必要があるが，これは一般に非常に困難である。そのため，圧縮軟化曲線のモデルを用いて実験データを補完し，圧縮破壊エネルギーを推定する手法が有効となる。この圧縮軟化曲線のモデルは，解析における材料モデルとしても用いられるものであり [5),6)]，したがってより精度の高い推定や解析を行うためには，モデルの精度向上が不可欠である。そこで本研究では，コンクリートの圧縮軟化挙動における応力－ひずみ関係，応力－塑性変形関係，ポストピークエネルギー－塑性変形関係という 3 つの関係に基づいた考察から，圧縮破壊エネルギーをパラメータとするより実現象に即した圧縮軟化曲線モデルを提案する。

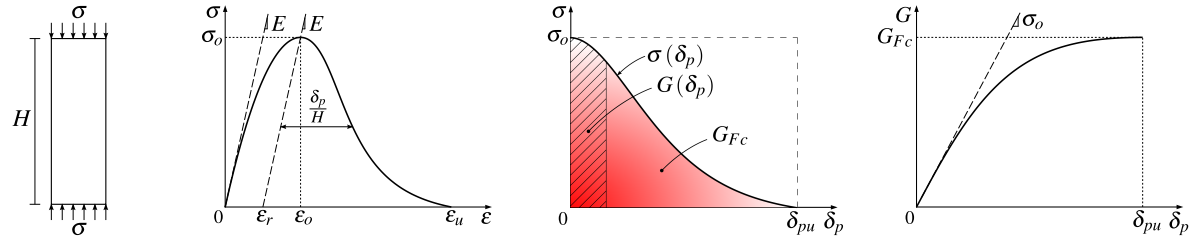
本論文では，まずコンクリートの圧縮軟化曲線のモデル化についての概要と，モデルとの比較に用いた一軸圧縮破壊実験の概要およびその圧縮軟化挙動の結果について示す。また，本提案モデルを用いた圧縮破壊エネルギーの推定方法とその結果に関する検討，ならびに本提案モデルと実験結果との比較について報告する。

2. 圧縮軟化曲線モデル

一軸圧縮力を受けるコンクリートの応力－ひずみ関係には，ピーク以後の挙動に破壊の局所化による寸法効果の影響が生じることが知られている [1)]。このため，コンクリートの圧縮軟化曲線は，この局所化の影響を取り除くために，ひずみに変えて破壊の局所化領域における塑性変形を用いて表現される [6),7)]。応力－塑性変形関係における曲線下の全面積は，圧縮破壊によってコンクリートの単位面積当たりで消費されたエネルギーを表しており，これが圧縮破壊エネルギー G_{Fc} と呼ばれるコンクリートの材料特性値である。

図－1 に，コンクリートの圧縮軟化曲線をモデル化するにあたって用いた基本的なコンセプトを示す。本研究では，図の (a) のような圧縮応力下のコンクリートを対象に，(b)，(c)，(d) に示す 3 つの関係に基づいた圧縮軟化曲線モデルを提案する。(b) は一般的な応力－ひずみ関係（$\sigma - \varepsilon$ 関係）を模式的に示したものであり，この関係のピークからヤング係数 E の傾きで引いた直線の右側部分を用いて，破壊の局所化領域における塑性変形を求めると，本研究でモデル化の対象とする (c) の応力－塑性変形関係（$\sigma - \delta_p$ 関係）[8)] が得られる。本研究ではこの応力 σ を塑性変形 δ_p の関数と定義することにする。このように定義すると，図中の曲線下における斜線部分の面積も塑性変形 δ_p の関数として表現される。この面積は，塑性変形 δ_p が 0 から任意の値に至るまでにコンクリートの圧縮破壊によって消費されたポストピークエネルギー G [3)] を表しており，応力が 0 となる終局時の塑性変形 δ_{pu} までの曲線下の全面積は圧縮破壊エネルギー G_{Fc} となる。(d) はこのポストピークエネルギーと塑性変形の関係（$G - \delta_p$ 関係）を図示したものである。

*1　北海道大学大学院工学研究院　建築都市空間デザイン部門　助教　博士（工学）　（正会員）
*2　北海道大学大学院工学研究科　建築都市空間デザイン専攻　大学院生　（正会員）
*3　北海道大学大学院工学研究院　空間性能システム部門　准教授　博士（工学）　（正会員）



(a) 圧縮応力下のコンクリート　(b) 応力－ひずみ関係（$\sigma - \varepsilon$ 関係）　(c) 応力－塑性変形関係（$\sigma - \delta_p$ 関係）　(d) ポストピークエネルギー－塑性変形関係（$G - \delta_p$ 関係）

図－１　圧縮軟化曲線モデルのコンセプト

図の (d) の $G - \delta_p$ 関係は，$\sigma - \delta_p$ 関係の積分値を意味しており，(c) の模式図のような既往の実験結果[3),8)] に見られる $\sigma - \delta_p$ 関係の曲線形状から考察すると，この $G - \delta_p$ 関係は，(1) 原点と最大点を結ぶ単調増加曲線であり，最大点での値が圧縮破壊エネルギー G_{Fc} となること，また，(2) この曲線の傾きは応力 σ を表していることから，原点での傾きはピーク時の応力 σ_o となり，塑性変形 δ_p の増加につれて徐々に傾きが緩やかになっていき，最終的に最大点では 0 となること，がわかる。このような $G - \delta_p$ 関係の曲線を数式で表現し，微分すると $\sigma - \delta_p$ 関係の曲線式が得られることから，本研究では，以上のような $G - \delta_p$ 関係を近似できる式として，4 つの係数 a, b, c, d を有する次式を用いることとする。

$$G = \frac{a\delta_p + b\delta_p^2}{1 + c\delta_p + d\delta_p^2} \tag{1}$$

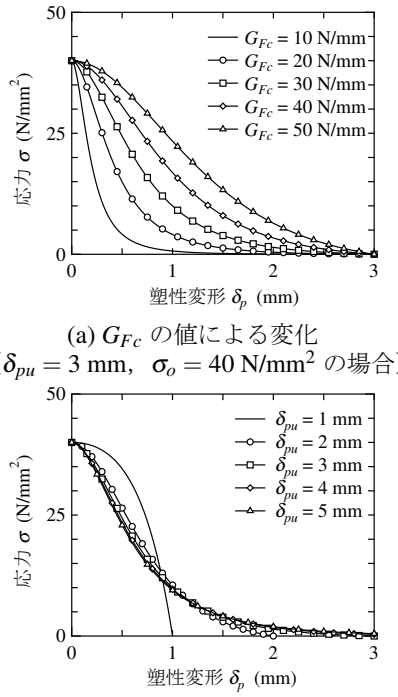
この式は，次の 4 つの条件を想定して用いたものである。

- $\delta_p = \delta_{pu}$ で　$G = G_{Fc}$
- $\delta_p = 0$ で　$G' = \sigma = \sigma_o$
- $\delta_p = \delta_{pu}$ で　$G' = \sigma = 0$
- $\delta_p = 0$ で　$G'' = \sigma' = 0$

ここで，$()'$ は δ_p に関する微分を意味しており，上から 3 つ目までの条件は，先に見た $G - \delta_p$ 関係の特徴から与えられるもので，4 つ目は $\sigma - \delta_p$ 関係においてピーク点での傾きが 0 となる条件を加えたものである。したがって，これらの条件を用いて 4 つの係数を求め，式 (1) の微分形に代入すると，次のような $\sigma - \delta_p$ 関係のモデル式が得られることになる。

$$\sigma = \frac{\sigma_o\left\{1 + 2\left(\frac{\sigma_o}{G_{Fc}} - \frac{2}{\delta_{pu}}\right)\delta_p - \left(\frac{2\sigma_o}{G_{Fc}\delta_{pu}} - \frac{3}{\delta_{pu}^2}\right)\delta_p^2\right\}}{\left\{1 + \left(\frac{\sigma_o}{G_{Fc}} - \frac{2}{\delta_{pu}}\right)\delta_p + \left(\frac{\sigma_o}{G_{Fc}} - \frac{1}{\delta_{pu}}\right)^2\delta_p^2\right\}^2} \tag{2}$$

本研究で提案する式 (2) の圧縮軟化曲線モデルは，圧縮破壊エネルギー G_{Fc}，終局時の塑性変形 δ_{pu}，およびピーク時の応力 σ_o という 3 つのパラメータで構成されたものである。これらのパラメータは，**図－1**(c) で見ると破線で示す矩形領域の面積 $\sigma_o\delta_{pu}$ と圧縮軟化曲線下の面積 G_{Fc} の関係にあり，G_{Fc} の上限値が $\sigma_o\delta_{pu}$ となることから，本提案モデルの適用範囲は次のように与えられる。



(a) G_{Fc} の値による変化
（$\delta_{pu} = 3$ mm，$\sigma_o = 40$ N/mm^2 の場合）

(b) δ_{pu} の値による変化
（$G_{Fc} = 30$ N/mm，$\sigma_o = 40$ N/mm^2 の場合）

図－２　パラメータによる圧縮軟化曲線の変化

$$0 < \frac{G_{Fc}}{\sigma_o\delta_{pu}} < 1 \tag{3}$$

パラメータによる本提案モデルの曲線形状の変化を具体例で見てみると，**図－２**に示すように，このモデルでは G_{Fc} の値に応じて軟化曲線の形状が大きく変化し（図の (a)），G_{Fc} の値が大きくなるほど軟化曲線の勾配はより緩やかになる。一方，δ_{pu} の値に対してはそれほど変化せず（図の (b)），$\sigma_o\delta_{pu}$ に対する G_{Fc} の割合がおおむね 0.5 よりも高くなる場合（図中の δ_{pu}=1mm の場合）を除いて，ほぼ同程度の曲線形状となる。またこの例では，δ_{pu} を大きくしていくと塑性変形 δ_p が 1.2mm 程度までの範囲で応力がわずかに低下していくが，その低下の度合いは徐々に小さくなっており，曲線形状の変化が少なくなっていくことがわかる。

3. 実験概要

ここでは，本提案モデルとの比較に用いたコンクリー

トの一軸圧縮破壊実験の概要，ならびに実験結果における圧縮軟化挙動について示す。

3.1 コンクリート試験体

本実験には，**図－3** のようなひずみゲージ付きのアクリル棒を埋め込んだ円柱形状の試験体を用いた。これは，ひずみの分布を測定することによって，圧縮軟化挙動時における破壊の局所化領域の範囲を特定するためのものであり，Nakamura 等[4] によって提案された測定方法である。**表－1** に試験体一覧を示す。実験変数は試験体の寸法とし，表に示すように試験体直径 D が 3 種類（D=100mm, 125mm, 150mm），試験体高さ H が直径 D に対してそれぞれ 2 種類（H/D=2, 4）の計 6 種類の寸法の試験体を作製し，それぞれの寸法に対して 2 体ずつの実験を行った。試験体の作製にあたっては，型枠の上下にそれぞれ 100mm ずつの余長を設けて，上面側からコンクリートを縦打ちで打設し，脱型した後に余長部分を切断した。また，試験体の端面は研磨を行うことで平滑に仕上げた。**表－2** にコンクリートの調合を示す。

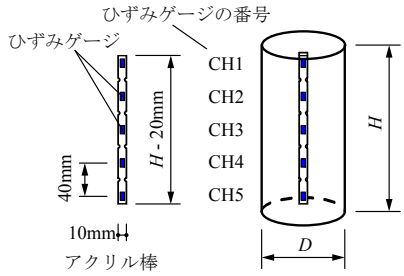
3.2 測定・制御方法

コンクリートの局所化領域における破壊の進行程度は，ひずみの大きさと対応する。したがって，この領域におけるひずみの増加速度を制御できれば，徐々に破壊を進行させることが可能となる。本研究で用いた実験手法は，ひずみゲージによって測定されたひずみの増加速度をフィードバック制御して，コンクリート試験体の圧縮軟化挙動を測定するというものである。**図－4** に示す本実験に用いた測定・制御システムの構成は既報告[9] と同様であり，ひずみをフィードバック制御するためのクローズド・ループを構成している。制御の方法に関しては，**図－5** に示すようにひずみが増加しているひずみゲージを制御対象 CH とし，それぞれの制御対象 CH で測定されたひずみの和を求めて，その増加速度を制御対象とした。ピークまでの応力上昇時には，すべてのひずみゲージが制御対象 CH となり，ピーク後の圧縮軟化挙動時にひずみが減少しているひずみゲージは制御の対象外となる。増加速度は，載荷開始から終了に至るまで 1CH あたりのひずみの増加速度が毎分 200μ 程度となるように設定した。

載荷時には，載荷板の四隅に変位計を設置することによって，試験体全体の変位も測定した。また，載荷板と試験体端面との間にテフロンシート (厚さ：0.05mm) とシリコングリースを用いることで摩擦拘束の軽減を図った。載荷はピークの 20 %まで耐力が低下した段階で終了した。この荷重段階は，Nakamura 等[4] の圧縮破壊エネルギーの評価方法を参考に，予備実験でここまでの安定した測定・制御を確認したことから定めたものである。

3.3 実験結果

表－3 に各試験体の実験結果を示す。表中のひずみと



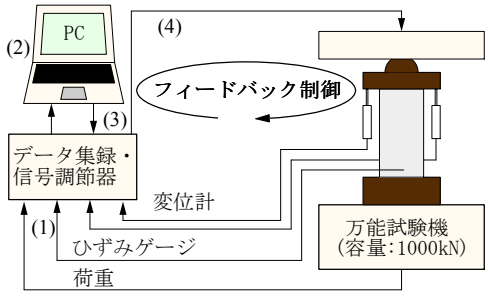
図－3　コンクリート試験体

表－1　試験体一覧

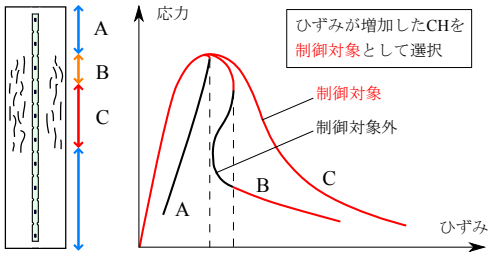
試験体名称	試験体直径 D (mm)	試験体高さ H (mm)	ゲージの数
C-100-200-1	100	200	5
C-100-200-2			
C-100-400-1		400	10
C-100-400-2			
C-125-250-1	125	250	6
C-125-250-2			
C-125-500-1		500	12
C-125-500-2			
C-150-300-1	150	300	7
C-150-300-2			
C-150-600-1		600	15
C-150-600-2			

表－2　コンクリートの調合

調合強度 (N/mm²)	スランプ (cm)	空気量 (%)	水セメント比 (%)	粗骨材の最大寸法 (mm)	細骨材率 (%)	単位水量 (kg/m³)	単位質量 (kg/m³) セメント	細骨材	粗骨材	化学混和剤の使用量 (C×%)
36	18	4.5	56.2	20	44.5	178.6	318	784	998	0.006



図－4　測定・制御方法



図－5　制御対象の選択方法

ヤング係数は，アクリル棒に貼付したすべてのひずみゲージの測定値を平均したものから求めた値であるため，ばらつきが大きくなっているが，ピーク時の応力に関しては平均値が 27.24N/mm^2，変動係数が 4.6 %と全ての試験体で同程度の値となっており，試験体の寸法による相違は見られなかった。また，試験体のピーク時の応力がテストピースによる圧縮強度を下回っているのは，載荷

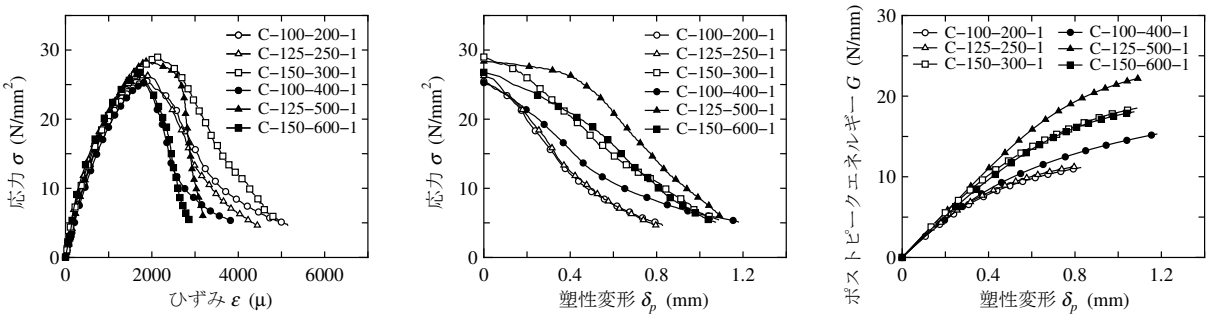
表－３　実験結果

試験体名称	ピーク時の応力 σ_o (N/mm^2)	ピーク時のひずみ ε_o (μ)	ヤング係数 E (kN/mm^2)	圧縮強度 f'_c (N/mm^2)*
C-100-200-1	25.49	1874	24.26	29.43
C-100-200-2	28.36	2093	22.52	33.74
C-100-400-1	25.29	1805	22.45	29.43
C-100-400-2	27.76	1936	21.36	36.40
C-125-250-1	26.28	1900	31.05	29.03
C-125-250-2	28.36	2003	23.44	32.10
C-125-500-1	28.37	1863	24.87	29.03
C-125-500-2	27.54	2047	22.65	32.10
C-150-300-1	28.99	2128	28.18	34.81
C-150-300-2	27.67	1910	24.65	35.60
C-150-600-1	26.79	1712	35.52	34.81
C-150-600-2	25.95	1860	26.64	35.60

* 試験体載荷日に実施したテストピースによる圧縮強度試験の結果

C-125-250-1　C-125-250-2　C-125-500-1　C-125-500-2

図－６　最終破壊状況



(a) 応力－ひずみ関係　(b) 応力－塑性変形関係　(c) ポストピークエネルギー－塑性変形関係

図－７　圧縮軟化挙動

板による摩擦拘束が軽減された結果[8]に加えて，既往の文献[10]でも示されているように，ひずみ速度を制御したことによって，圧縮強度試験のような荷重制御の場合に見られるピーク付近でのひずみ速度の増加が生じなかったために，荷重の上昇がさらに抑えられた可能性があるものと考えられる。

図－６に最終破壊状況の一例を示す。いづれの試験体においても破壊の局所化が生じる結果であった。破壊の局所化は，H/D=2 の試験体ではすべて試験体端部で生じたが，H/D=4 の試験体では端部で生じる場合と中央部で生じる場合があり，同一寸法の 2 体の試験体でも局所化位置が異なるケースが見られた。また目視による局所化領域の範囲は，試験体中央部で局所化が生じた場合のほうがやや大きめであった。

図－７に圧縮軟化挙動の実験結果について，(a) 応力－ひずみ関係，(b) 応力－塑性変形関係，(c) ポストピークエネルギー－塑性変形関係を示す。これらの図には，それぞれの寸法の試験体につき 1 体ずつの結果が示されている。図の (a) から，ピークまではすべての試験体でほぼ同程度の実験結果となっているが，ピーク後の最大負勾配は試験体の寸法に応じて異なっており，H/D=2 の試験体に比べて H/D=4 の試験体のほうがより勾配が急になっていることから破壊の局所化による寸法効果が生じていることがわかる。一方，塑性変形を用いて表した図の (b) の圧縮軟化曲線では，ばらつきはあるものの，H/D=2 と 4 の試験体で比較しても最大負勾配に明確な違いは観察されない。また図の (c) の結果からは，すべての試験体で徐々に傾きが緩やかになる単調増加の傾向を示すことが確認できる。なお，図の (b) と (c) におけるばらつきの範囲を実験結果の最終値である $0.2\sigma_o$ 時点の値で見てみると，塑性変形で 0.8～1.2 mm，ポストピークエネルギーで 10～25 N/mm であった。

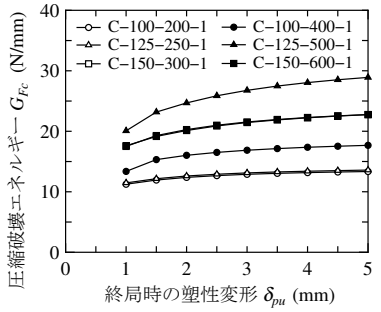
4. 実験結果への適用

前章の一軸圧縮破壊実験の結果を対象として本提案モデルを適用し，その妥当性について検討を行う。以下では，本提案モデルを用いた各試験体の圧縮破壊エネルギーの推定方法とその結果に関する検討，ならびに応力－ひずみ関係への適用結果について示す。

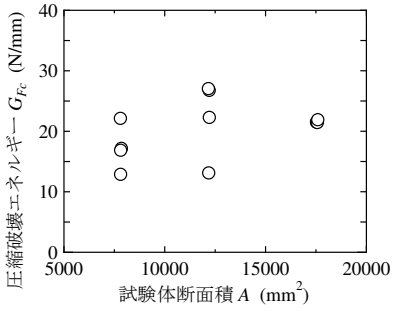
4.1 圧縮破壊エネルギー G_{Fc} の推定

本研究で提案する圧縮軟化曲線モデル（式 (2)）で用いるパラメータのうち，圧縮破壊エネルギー G_{Fc} と終局時の塑性変形 δ_{pu} の 2 つは，コンクリートが完全に圧縮破壊した（応力が 0 となる）状態での値を想定したものである。通常，これらの値を実験によって測定することは非常に困難である。そこで本研究では，実験の結果測定された範囲の応力－塑性変形関係に対して最小二乗法を用いた圧縮軟化曲線モデルのフィッティングを行い，これらの値を推定することにする。

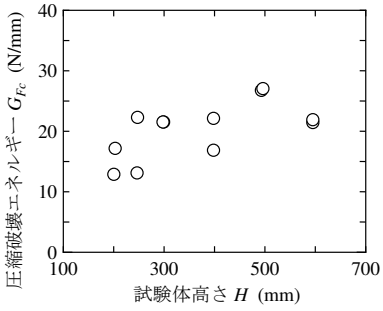
図－８に最小二乗法を用いて推定した G_{Fc} と δ_{pu} の関係について，各寸法の試験体 1 体ずつの結果を示す。ここでは，δ_{pu} の値を固定値として任意に与えた上で G_{Fc}



図－８　G_{Fc} と δ_{pu} の関係



(a) 試験体断面積 A との関係



(b) 試験体高さ H との関係

図－９　G_{Fc} と試験体寸法の関係

の値を推定する方法を採用した。この図は，δ_{pu} の値を 1～5mm までの範囲で 0.5mm 刻みで変化させて与えた場合の G_{Fc} の推定値の変化を示すものである。実験結果の測定値に対して本提案モデルのフィッティングを行うと，測定値が得られているところまでのモデル曲線下の面積は δ_{pu} の値によらずほぼ同程度となり，それ以降のモデル曲線下の面積は δ_{pu} の値につれて変化することから，各試験体とも与えた δ_{pu} の値に応じて G_{Fc} の推定値も大きくなっているが，図の結果から，その変化は少しずつ小さくなる傾向を示していることがわかる。これは，先の**図－２**(b) で見たように，δ_{pu} の増加に対してモデルの曲線形状の変化が少なくなっていくことに対応する結果であり，この傾向は，δ_{pu} の値を 5mm 以上に設定した場合でも同様であった。

本提案モデルを実験結果に適用するためには，以上の G_{Fc} と δ_{pu} の組み合わせの中からいづれかを選択する必要があるが，本研究では δ_{pu} の値が 3mm の場合の組み合わせを用いることとする。これは，(1) 実験結果における $0.2\sigma_o$ 時点での塑性変形の値が 0.8～1.2mm 程度であり，既往の研究成果[8] と見比べてみると実際の δ_{pu} の値はおよそその 2～4 倍程度であるものと推察されること，また，(2) 先の**図－２**に示したように，モデルの曲線形状は G_{Fc} の値によって大きく変化するが，δ_{pu} の値に対してはあまり変化しないこと，等の理由によるものである。

図－９に δ_{pu}=3mm として推定した G_{Fc} の値と試験体寸法の関係について示す。実験を行った試験体の寸法は，試験体断面積 A（または試験体直径 D）に関して３種類，試験体高さ H に関して６種類ある。図の (a) の試験体断面積 A との関係について見てみると，G_{Fc} の値は試験体断面積 A によらずばらついており，G_{Fc} に及ぼす影響は見られなかった。図の (b) に示す試験体高さ H との関係については，全体で見ると若干右肩上がりの相関関係が認められるが，これには H/D=2 の試験体に比べて H/D=4 の試験体の実験結果の方が，局所化領域の範囲がやや大きめであったことが影響しているものと考えられる。

4.2 応力－ひずみ関係の比較

一軸圧縮破壊実験によって得られた各試験体の測定結果に対して本提案モデルを適用し，応力－ひずみ関係における比較を行う。本提案モデルはピーク以後の圧縮軟化挙動を対象としたものであるため，ここでは，ピークまでの挙動には次式[11] を用い，ピーク以後の挙動には本提案モデルを用いることで応力－ひずみ関係を算定した。

表－４　実験結果との比較に用いた G_{Fc} と δ_{pu} の値

試験体名称	圧縮破壊エネルギー G_{Fc} (N/mm)	終局時の塑性変形 δ_{pu} (mm)
C-100-200-1	12.89	3.00
C-100-200-2	17.18	
C-100-400-1	16.87	
C-100-400-2	22.14	
C-125-250-1	13.12	
C-125-250-2	22.30	
C-125-500-1	26.77	
C-125-500-2	27.06	
C-150-300-1	21.54	
C-150-300-2	21.54	
C-150-600-1	21.45	
C-150-600-2	21.92	

$$\sigma = \frac{E\varepsilon - \frac{\sigma_o}{\varepsilon_o^2}\varepsilon^2}{1 + \left(\frac{E}{\sigma_o} - \frac{2}{\varepsilon_o}\right)\varepsilon} \tag{4}$$

ここで，E はヤング係数，ε_o はピーク時のひずみである。各試験体の応力－ひずみ関係にこの式を適用する際には，先の**表－３**に示したパラメータの値を用いた。

ピーク以後の挙動に関しては，**表－４**に示す G_{Fc} と δ_{pu} の値を用いて各試験体の応力－塑性変形関係を算定した後に，次式を用いて塑性変形に対応するひずみの値に変換した。

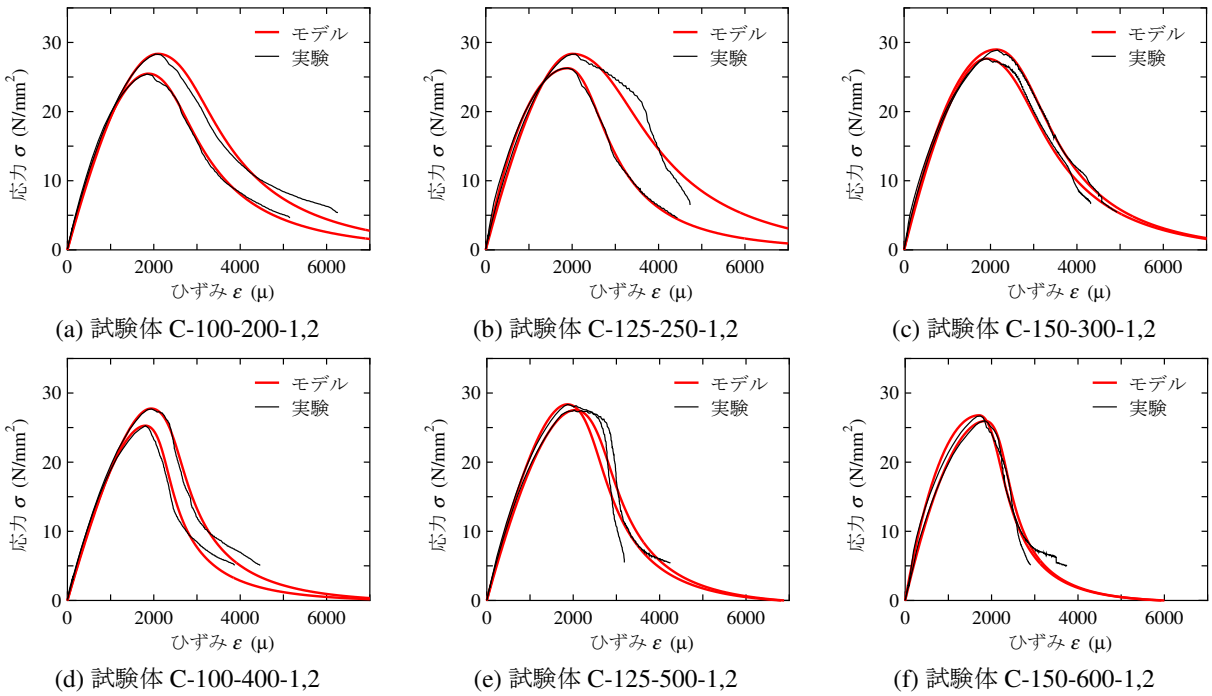
$$\varepsilon = \varepsilon_o - \frac{\sigma_o - \sigma}{E} + \frac{\delta_p}{H} \tag{5}$$

図－10 に全試験体の応力－ひずみ関係について，本提案モデルによる算定結果と実験結果との比較を示す。いづれの試験体においても，モデルによる結果は実験結果とよく対応しており，試験体の圧縮軟化挙動を実際に近い形で表現できていることがわかる。

5. まとめ

本論文では，一軸圧縮応力下のコンクリートの圧縮軟化曲線モデルを提案した。本研究によって得られた知見を以下に示す。

(1) 圧縮破壊エネルギーをパラメータとする本提案モデル



(a) 試験体 C-100-200-1,2　(b) 試験体 C-125-250-1,2　(c) 試験体 C-150-300-1,2

(d) 試験体 C-100-400-1,2　(e) 試験体 C-125-500-1,2　(f) 試験体 C-150-600-1,2

図－10　応力－ひずみ関係の比較

では，その値に応じて圧縮軟化曲線の形状が大きく変化することを示した。

(2) 本提案モデルを用いて実験結果における圧縮破壊エネルギーを推定した結果，圧縮破壊エネルギーは試験体断面積には依存せず，試験体高さに関しては局所化領域の範囲の違いによる若干の相関関係が認められた。

(3) 実験結果と本提案モデルを比較した結果，本提案モデルは試験体の圧縮軟化挙動を実際に近い形で表現できることを明らかにした。

謝辞

本研究の一部は，文部科学省科学研究費補助金（若手研究（B）・課題番号 : 21760426・研究代表者 : 越川武晃）によりました。また，本研究は東京工業大学建築物理研究センター共同利用研究の一環として行いました。関係各位に謝意を表します。

参考文献

1) Van Mier, J. G. M.: Multiaxial Strain-Softening of Concrete, Part I: Fracture, Materials and Structures, Vol.19, pp.179-190, 1986
2) Markeset, G. and Hillerborg, A.: Softening of Concrete in Compression – Localization and Size Effect, Cement and Concrete Research, Vol.25, No.4, pp.702-708, 1995
3) Jansen, D. C., and Shah, S. P.: Effect of Length on Compressive Strain Softening of Concrete, Journal of Engineering Mechanics, Vol.123, No.1, pp.25-35, Jan. 1997
4) Nakamura, H., and Higai, T.: Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, JCI-C51E Seminor on Post-Peak Behavior of RC Structures Subjected to Seismic Loads, Vol.2, pp.259-272, 1999.10
5) Hillerborg, A.: Fracture Mechanics Concepts Applied to Moment Capacity and Rotational Capacity of Reinforced Concrete Beams, Engineering Fracture Mechanics, Vol.35, No.1/2/3, pp.233-240, 1990
6) Carpinteri, A., Corrado, M., Mancini, G. and Paggi, M.: The Overlapping Crack Model for Uniaxial and Eccentric Concrete Compression Tests, Magazine of Concrete Research, Vol.61, No.9, pp.745-757, Nov. 2009
7) Fantilli, A. P., Mihashi, H. and Vallini, P.: Post-Peak Behavior of Cement-Based Materials in Compression, ACI Materials Journal, Vol.104, No.5, pp.501-510, Sep./Oct. 2007
8) 渡部憲, 大岡督尚, 白井伸明, 森泉和人: 各種コンクリートの圧縮軟化挙動, コンクリート工学年次論文集, vol.22, No.2, pp.493-498, 2000
9) 越川武晃, 上田正生, 菊地優, 和田俊良: フィードバック制御を用いたコンクリートの一軸圧縮破壊実験, コンクリート工学年次論文集, vol.30, No.3, pp.91-96, 2008
10) Jansen, D. C., Shah, S. P. and Rossow, E. C.: Stress-Strain Results of Concrete from Circumferential Strain Feedback Control Testing, ACI Materials Journal, Vol.92, No.4, pp.419-428, July/Aug. 1995
11) CEB (Comite Euro-International du Beton): CEB-FIP MODEL CODE 1990, Bulletin d'Information, No.195, CEB, 1990