

第5章 コンクリートの一軸圧縮特性に及ぼすひずみ速度の影響

前章では、急速一軸引張荷重を受けるコンクリートの引張軟化挙動にひずみ速度が影響を及ぼすことを明らかにした。一方、急速一軸圧縮荷重を受けるコンクリートのポストピーク領域における軟化挙動についても、未だ把握されていない。コンクリートが引張あるいは圧縮荷重を受けると、最大応力に達した後のポストピーク領域では破壊が急速に進行し、供試体に作用する荷重および供試体の全体変形を計測することが極めて困難であることに起因していると考えられる。

本章では、まず供試体に作用する圧縮荷重および破壊に至るまでの供試体の全体変形を計測する方法について検討する。次に、供試体の長さ寸法、供試体材端の拘束条件およびひずみ速度をパラメータとする急速一軸圧縮荷重試験を行い、これらのパラメータがプレピークの圧縮特性値、ポストピークにおけるひずみの局所化および軟化挙動に及ぼす影響について定性的・定量的な検討を行う。さらに、試験で得られた破壊領域内の応力-平均ひずみ関係に基づき、その定式化を行う。

5. 1 はじめに

コンクリートの圧縮特性に及ぼすひずみ速度の影響については、これまでに多くの実験的ならびに理論的研究の成果が報告されている。急速一軸圧縮荷重を受けるコンクリートの圧縮特性に関する1989年頃までの研究の現状が、BischoffとPerry¹⁾によって詳しく調査されまとめられている。それによれば、既往の研究のほとんどがプレピーク領域における応力-ひずみ関係に代表される動的圧縮特性の把握に重点を置いている。

コンクリートに圧縮荷重を加えていくと、応力の増大にともなうコンクリート内部には微視的なひび割れの発生・累積による損傷が蓄積される。最大応力に達した後も荷重を継続すると、微視的ひび割れの連結によって破壊領域が形成されひずみの増大に対して圧縮応力が低下する軟化現象を生じる^{2),3)}。既往の静的一軸圧縮荷重実験の結果によると、最大応力以降の軟化領域における応力-ひずみ曲線は、供試体の長さ、端面の拘束状態、あるいはひずみの計測長等に応じて異なることが報告されている^{2),3),4),5)}。これは、最大圧縮応力以後の軟化領域では、破壊が供試体中のある狭い範囲に集中するいわゆる破壊の局所化現象が生じるためと考えられている。このような圧縮応力下の軟化挙動は、破壊領域が3次的に形成されるため引張応力の場合と比べてその取り扱い是非常に複雑になる。そのため、圧縮軟化挙動のメカニズム等については未だ不明な点が多い。しかしながら、静的一軸圧縮荷重に限定すれば、応力-ひずみ関係に及ぼす供試体の長さ寸法の影響は、Bazant⁶⁾による Series Coupling

Modelをはじめとして、多くの研究者によって供試体内部の破壊領域と非破壊領域における変形挙動を重ね合わせることによって表現できることが示されている^{7,8)}。

衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物の終局状態に至る破壊メカニズムおよびその挙動を解析的に明らかにするためには、大きな応力速度あるいはひずみ速度の負荷下におけるコンクリートのポストピークの引張および圧縮軟化挙動を定量的に把握することが重要である。

本章では、供試体に作用する荷重および破壊に至るまでの供試体の全体変形を計測する方法について検討するとともに、供試体の長さ寸法、供試体材端の拘束条件およびひずみ速度をパラメータとする急速一軸圧縮試験を行い、これらのパラメータが軟化領域を含むコンクリートの応力-ひずみ関係に及ぼす影響について検討を行っている。具体的には、試験パラメータが、最大圧縮応力、最大圧縮応力時のひずみ、初期弾性係数等のプレピークの圧縮特性値に及ぼす影響を調べ、さらにポストピークの塑性変形エネルギーや脆性化指標を用いて、軟化領域の応力-ひずみ関係に及ぼす影響について定量的な評価を行う。また、急速一軸圧縮載荷における Series Coupling Modelの適否について検討するとともに破壊領域における応力-ひずみ関係の定式化を行う。

5. 2 実験概要

5. 2. 1 供試体の全体変形およびひずみの計測方法

これまで、急速一軸圧縮載荷を受けるコンクリート供試体のポストピークにおける変形挙動について調べた研究は見当たらない。これは、急速載荷装置そのものが一般に普及するには至っていないこと、かつ現象が短時間で終了するために供試体の変形を完全に計測することが極めて困難であるためと考えられる。

ここでは、最大速度 4m/sec の急速一軸圧縮載荷を受けるコンクリート円柱供試体のポストピーク以降の全体変形から応力-ひずみ関係を精度よく計測する方法について検討する。既往のプレピークにおける挙動を調べる目的で行われた急速一軸圧縮載荷実験では、コンクリート供試体のひずみや全体変形を計測する方法として、供試体の表面に貼付したひずみゲージや変位計等によって計測する方法が一般的に用いられている。

作用荷重に対して供試体全体が一様に変形するような場合は、供試体の表面に貼付したひずみゲージで平均ひずみを計測する方法は、簡易であり精度も良好である。過去に著者が行った急速一軸圧縮載荷実験で、コンクリート円柱供試体の表面に貼付したひずみゲージによって計測されたひずみを用いた応力-ひずみ関係、およびそのと

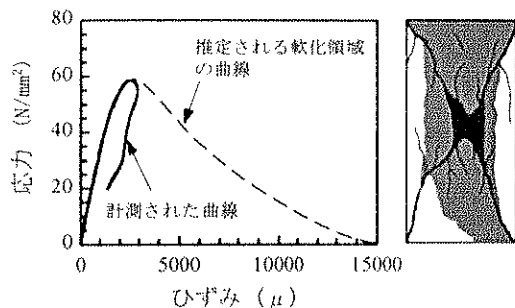


図-5.1 急速一軸圧縮荷試験による
応力-ひずみ関係の計測例と破壊状況

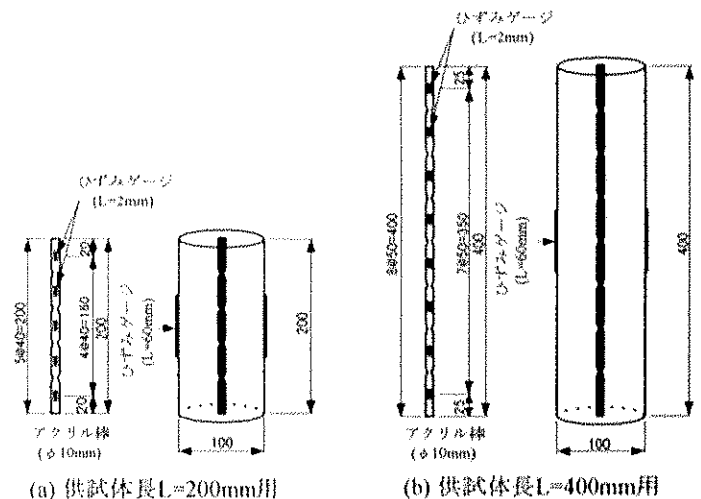


図-5.2 SMRの概要と供試体への設置状況

きの供試体の破壊状況を図-5.1に示す。計測はできなかったが、ポストピークの軟化領域における応力-ひずみ関係は、一般的に図-5.1中の破線で示されるような関係にあるものと推定される。しかしながら、供試体の表面に貼付されたひずみゲージによって計測された応力-ひずみ関係は、最大圧縮応力以降、応力の減少とともにひずみが減少する結果しか得られない。Van Mier が行った静的一軸圧縮荷試験の結果によると、供試体の表面に貼付されたひずみゲージによるひずみの計測値と変位計による全体変形量の計測値から評価されるひずみの関係は、最大圧縮応力まではほぼ同程度とみなせるものの、最大圧縮応力以降では顕著な相違を生じることが示されている⁹⁾。これは、最大圧縮応力以降、コンクリート供試体中には微視的ひび割れの連結によって巨視的なひび割れが形成され、その形成パターン、すなわち破壊モードに応じて供試体中の各部のひずみ応答は複雑に異なるためと考えられる。したがって、コンクリート円柱供試体の表面に貼付したひずみゲージでは、ポストピーク領域における供試体全体のひずみを計測することは不可能である。

一方、変位計によって供試体の全体変形を計測する場合、ひずみ速度が $10^0(1/sec)$ 程度の急速荷荷においては、変位計の性能として応答周波数 $10kHz$ 程度、分解能 $5/1000(mm)$ 程度が要求される。また、急速荷荷では、荷荷治具に非常に大きな加速度 ($200G$ 程度) や振動等が生じる。このため、変位計あるいはそのターゲットの取付は強固にする必要がある。Ahmad と Shah は、変位計を用いて急速一軸圧縮荷荷を受けるコンクリートの変形を計測することを試みたが、ポストピークの現象が短時間で終了するため不可能であったことを述べている¹⁰⁾。

これらのことから、急速一軸圧縮荷荷を受けるコンクリートの軟化領域 (ポストピーク領域) における供試体の全体変形およびひずみを計測するためには、供試体の表面に貼付されたひずみゲージや変位計以外の方法による必要がある。そこで本研究で

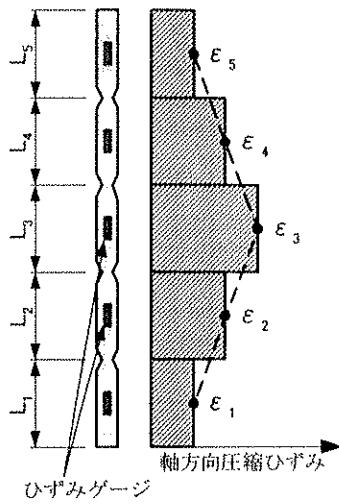


図-5.3 SMRのひずみ分布

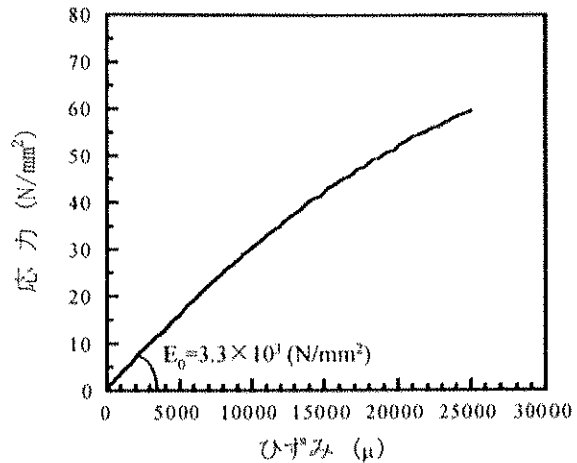


図-5.4 アクリル棒の応力-ひずみ関係

は、図-5.2 に示すような異形加工したアクリル棒にひずみゲージ（ゲージ長 2mm）を 5～8 枚貼付した治具（SMR：strain measurement rod、以後この治具を SMR と呼ぶ）をコンクリート円柱供試体の中央に埋め込み、SMR に貼付されたひずみゲージによるひずみの計測値を SMR 全体にわたって積分することで供試体の全体変形を計測する方法を採用している。具体的には、SMR の各位置で計測されたひずみデータから、アクリル棒のひずみ分布を図-5.3 に示すように仮定して、次式から全体変形を求めている。

$$\delta = \int_0^L \epsilon dL = \sum_{i=1}^n \epsilon_i L_i \quad (5-1)$$

図-5.4 に、アクリル棒の応力-ひずみ関係を示す。アクリル棒の弾性係数は、 $3.3 \times 10^3 (N/mm^2)$ でありコンクリートのそれと比較して 1/10 程度と小さい。平井らは、静的一軸圧縮荷重を受けるコンクリート供試体の局所ひずみおよび全体変形の計測に本研究と同様の方法を用いて試験を行い、アクリル棒から評価される全体変形と変位計から計測される全体変形は、ほぼ一致することを確認している¹⁴⁾。本研究においても、事前に行った予備実験の結果から、アクリル棒の円周上に 40～50(mm)間隔で三角形のノッチを切削加工することでコンクリートとの付着が強化され、ひずみゲージを貼付している区間でのコンクリートの局所的なひずみを計測することが可能であることを確認した。

表-5.1 実験パラメータの一覧

試験ケース	実験パラメータ										試験数
	供試体長 (mm)		材端条件		SMR設置の有無		載荷速度				
	200	400	NP	TP	有	無	静的	低速	中速	高速	
H200-NP	○		○		○		○				3
	○		○		○			○			3
	○		○		○				○		3
	○		○		○					○	3
H200-NP-NR	○		○			○	○				3
	○		○			○		○			3
	○		○			○			○		3
	○		○			○				○	3
H200-TP	○			○	○		○				3
	○			○	○			○			3
	○			○	○				○		3
	○			○	○					○	3
H400		○	○		○		○				3
		○	○		○			○			3
		○	○		○					○	3

5. 2. 2 試験パラメータ

急速一軸圧縮荷重を受けるコンクリート円柱供試体の長さ寸法、供試体材端の拘束条件および載荷速度がコンクリートの動的軟化特性に及ぼす影響を把握するために、表-5.1 に示す実験パラメータを設定した。

コンクリート円柱供試体は、直径が同じ(100mm)で長さが 200mm および 400mm の 2 種類のを準備した。材端の拘束条件は、供試体を直接鋼製の載荷棒に接触させて行う場合(NP)と、供試体と鋼製の載荷棒の間に端面摩擦を極力小さくする目的から 2 枚のテフロンシート(t=0.05mm)の間にシリコングリースを塗布したテフロンパッドを挿入して行う場合(TP)の 2 種類である。なお、コンクリートの全体変形および局所ひずみを計測するために供試体の中心に SMR を埋め込んだ。そこで、SMR の埋め込みによる影響を調べるために SMR を設置しない供試体(H200-NP-NR)に対する試験も行っている。

載荷速度は、静的、低速、中速および高速の 4 種類である。ただし、供試体長さが 400mm である H400 シリーズについては、静的、低速および高速の 3 種類とした。載荷速度の概略の値は、ひずみ速度で表示すると静的載荷が 1.2×10^{-6} (1/sec)、低速載荷が 1.5×10^{-2} (1/sec)、中速載荷が 4.4×10^{-1} (1/sec)、高速載荷が 1.4×10^0 (1/sec)程度である。試験は、それぞれの載荷速度に対して 3 回行っている。

表-5.2 コンクリートの配合

W/C	W/P	単体量 (kg/m ³)							空気量 (%)	スランプフロー (cm)
		W	C	LS	S	G	SP P×%	VA W×%		
60	40	180	300	150	822	847	1.8	0.25	4.0	67.5

注) P: 粉体(=C+LS), LS: 石灰石粉, SP: 高性能AE減水剤, VA: 増粘剤

5. 2. 3 供試体の製作

本節 5. 2. 1 で述べたように、コンクリート供試体に生じる全体および局所的なひずみを計測するため、コンクリート中に埋め込んだ SMR には切り欠きを入れ異形加工することでコンクリートとの付着を期待している。そのためには、SMR の切り欠き部分にコンクリートを確実に充填させることが重要である。供試体内には、SMR に貼付してあるひずみゲージのリード線が多数配置されることから突き棒等でコンクリートを締め固めることが困難な状況にある。

そこで、この難点を極力回避できるように高流動コンクリートを用いることにした。

使用した高流動コンクリートの配合を、表-5.2 に示す。コンクリートの材料は、普通ポルトランドセメント (密度 3.16 g/cm³)、石灰石粉 (密度 2.70 g/cm³) を使用し、細骨材には山砂 (岩井寺産, 密度 2.57 g/cm³, 吸水率 2.02%, 粗粒率 2.71) を、粗骨材には最大粗骨材寸法 20(mm) の硬質砂岩碎石 (青梅産, 密度 2.65 g/cm³, 吸水率 0.54%, 粗粒率 6.71) を使用した。混和剤には高性能 AE 減水剤および増粘剤を用いている。

試験体は、打設後材齢 1 日でキャッピング、脱型した後水中養生を 14 日間行い、その後は実験室内にて気中養生を行った。実験は、材齢 52 日目から 6 日間で行った。試験時のコンクリートの圧縮強度は平均 45.6(N/mm²)であった。

5. 2. 4 試験方法

コンクリートの静的一軸圧縮試験にはサーボ制御式圧縮試験機 (最大荷重容量 980kN)、急速一軸圧縮載荷試験には急速載荷装置をそれぞれ用いた。図-5.5 に、急

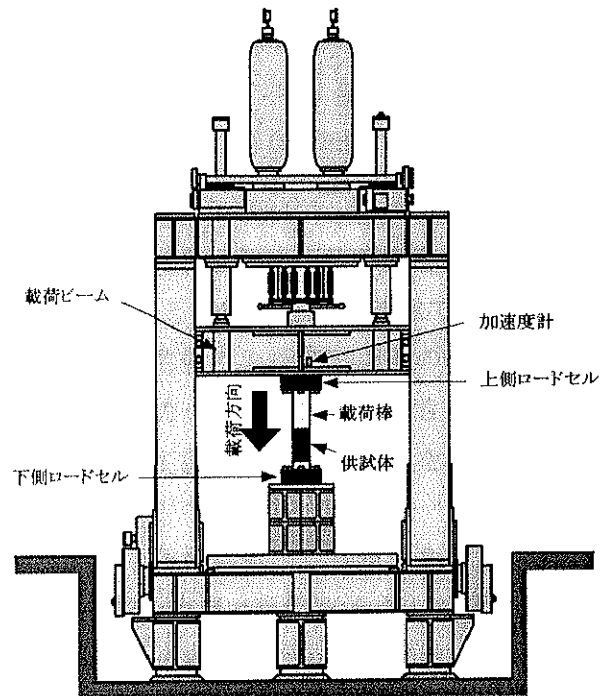


図-5.5 急速載荷装置と供試体の設置状況

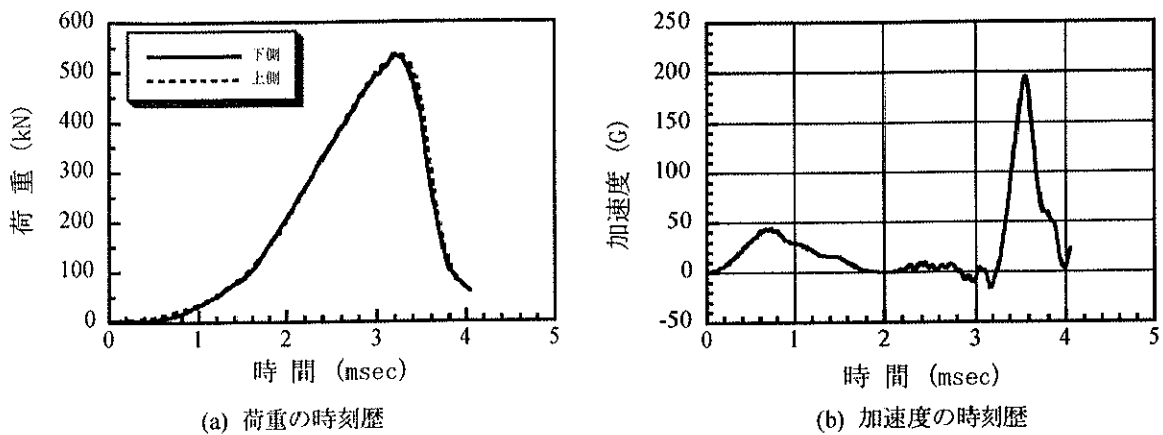


図-5.6 高速載荷時の荷重および加速度の時刻歴

速載荷装置と供試体の設置状況の概要を示す。急速載荷装置は、最大荷重容量 490kN、任意の載荷速度（最大載荷速度 4m/sec）に設定できる機能を有する装置である。

既往の静的一軸圧縮載荷実験の結果によれば、載荷棒の先端に球座式の載荷盤を用いた場合は、供試体端部の回転が最大応力以降の応力-ひずみ関係に大きな影響を及ぼすことが報告されている^{3),4)}。本試験では、すべて供試体端部の回転を拘束した状態で行うことにした。

急速一軸圧縮載荷試験においては、コンクリート円柱供試体に作用する荷重を計測する際、慣性力の影響を排除するために供試体に近い位置で計測することが望まれる。そこで、供試体下の固定端側のロードセルを供試体の載荷面に近い位置で計測できるように設置した。また、供試体の上側にもロードセルを設置するとともに、ロードセルに付加される慣性力を算定する目的で載荷ビームに加速度計を設置している。

計測項目は、コンクリート円柱供試体に作用する荷重、供試体表面に貼付した 2 枚のひずみゲージ（ゲージ長 60mm）による軸方向ひずみ、供試体の中心に埋め込んだ SMR の各ひずみおよび加速度である。

5. 3 供試体に作用する荷重の評価

急速一軸圧縮載荷試験で供試体に作用する荷重を計測する際、載荷初期および最大荷重以降において大きな加速度が発生する。このため、計測された荷重値には載荷治具自体の慣性力の影響が含まれていることが考えられる。

図-5.6 に、供試体の上下に設置したロードセルおよび載荷治具に取り付けた加速度計によって計測された高速載荷時の荷重および加速度の時刻歴の一例を示す。図-5.6(a)から、載荷初期の加速域において、上下に設置したロードセルの計測値に若干の差があるものの最大荷重まではほぼ等しい値が得られていることがわかる。しかしながら、図-5.6(b)に示すように最大荷重以降では大きな加速度が発生することにより、

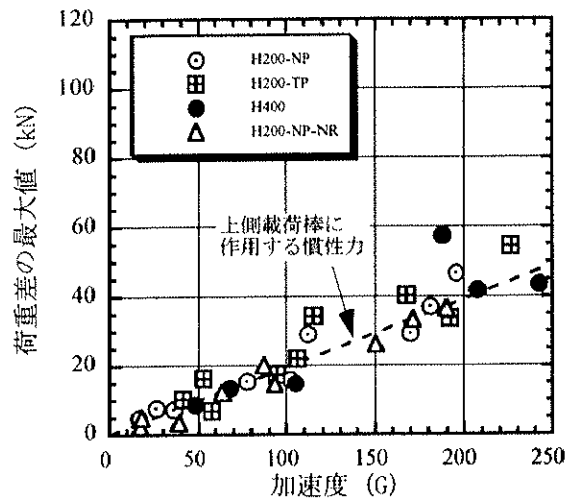


図-5.7 最大荷重以後に上下のロードセルで計測された荷重差と加速度の関係

上下に設置したロードセルの計測値に若干の差異が生じている。図-5.7に、上下に設置したロードセルによる最大荷重以降のそれぞれの荷重計測値の最大差とそのときの発生加速度の関係を示す。この図から、上下に設置したロードセルによる荷重計測値の最大差とそのときの発生加速度の間にはほぼ比例関係があることが認められる。また、その関係は、図中に破線で示すように上側ロードセルに取り付けてある鋼製の載荷棒（重量：196N）に働く慣性力にほぼ等しい。このことから、供試体の上下に設置したロードセルで計測された荷重差は、上側ロードセルに取り付けられている載荷棒に作用する慣性力とみなして差し支えない。よって、本研究では、供試体直下の固定端側に設置したロードセルによる計測値を供試体に作用する荷重と評価することにする。供試体に作用する圧縮応力は、作用荷重を供試体の全断面積で割った公称応力として計算している。SMRを埋設した供試体については、SMRによる断面欠損があるがその断面積がコンクリート供試体の断面積に対して1/100と小さいので無視している。

5. 4 応力速度およびひずみ速度の定義

急速圧縮または引張荷重を受けるコンクリートの強度特性は、載荷速度に依存することがわかっている。コンクリートが影響を受ける速度効果に関する既往の研究では、載荷速度を表すパラメータとして一般的にひずみ速度あるいは応力速度が用いられている^{12),13),14)}。また、全体的な載荷過程を表す平均的な応力速度およびひずみ速度は、載荷開始点と最大圧縮応力点を結ぶ直線の勾配として定義されている¹⁾。

図-5.8に、高速載荷における代表的な圧縮応力の時刻歴およびSMRから評価された平均ひずみの時刻歴を示す。この図から、載荷初期に供試体に作用する圧縮応力お

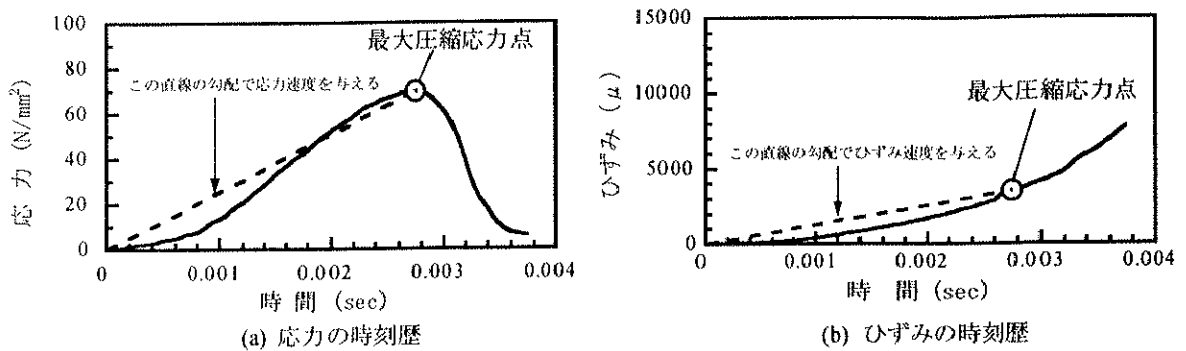


図-5.8 応力速度およびひずみ速度の定義

よび平均ひずみの立ち上りは緩慢であるが、その後は最大圧縮応力点までほぼ直線的に増加する傾向にあることがわかる。本研究では、既往の研究と同様に載荷開始点から最大圧縮応力点までの圧縮応力-時間、平均ひずみ-時間のそれぞれの直線の勾配で応力速度およびひずみ速度を定義するものとする。ただし、SMR を設置していない H200-NP-NR シリーズについては、供試体の表面に貼付したひずみゲージの計測値から評価される平均ひずみを用いてひずみ速度を与えている。なお、静的載荷の場合の応力速度およびひずみ速度は、全データの平均的な値としてそれぞれ $0.2(\text{N}/\text{mm}^2/\text{sec})$ 、 $1.2 \times 10^{-5} (1/\text{sec})$ の値を用いることにする。

5. 5 コンクリートの応力-ひずみ関係に及ぼす試験条件の影響

コンクリートの静的一軸圧縮載荷による軟化特性に関する既往の研究結果によれば、最大圧縮応力以降の軟化領域における応力-ひずみ曲線は、供試体の長さ、端面の拘束状態、あるいはひずみの計測長さ等に応じて結果に顕著な相違が生じることが指摘されている^{2),3),4),5)}。

ここでは、コンクリート円柱供試体の長さ寸法、材端の拘束条件およびひずみ速度をパラメータとした急速一軸圧縮試験によって得られた結果に基づき、これらのパラメータが最大圧縮応力以降の軟化領域における応力-ひずみ関係に及ぼす影響について調べる。なお、検討に用いるひずみは、SMR の各ひずみの計測値から計算される供試体全体に対するひずみを意味している。

SMR を供試体中に埋設した以外は同一の条件下で実験を行った H200-NP と H200-NP-NR の 2 種類の供試体の圧縮強度は、いずれの載荷速度に対してもほぼ同程度の値を示したことから SMR を供試体の中心に埋設した影響は無視できるとみなせる。

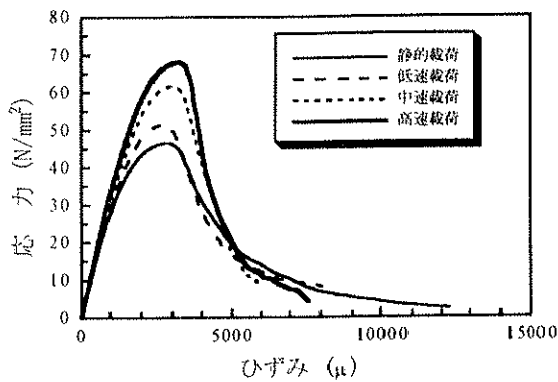


図-5.9 応力-ひずみ関係(H200-NP)

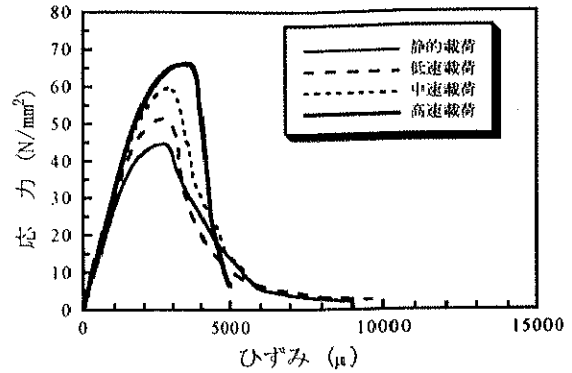


図-5.10 応力-ひずみ関係(H200-TP)

5. 5. 1 ひずみ速度による影響

供試体 H200-NP、H200-TP および H400 の各実験シリーズで得られた応力-平均ひずみ関係を、図-5.9~図-5.11 に示す。いずれの図においても、最大応力以降の応力低下域までの応力-ひずみ関係が得られており、SMRを用いることにより精度良くコンクリートの動的軟化挙動を計測することが可能であると言える。

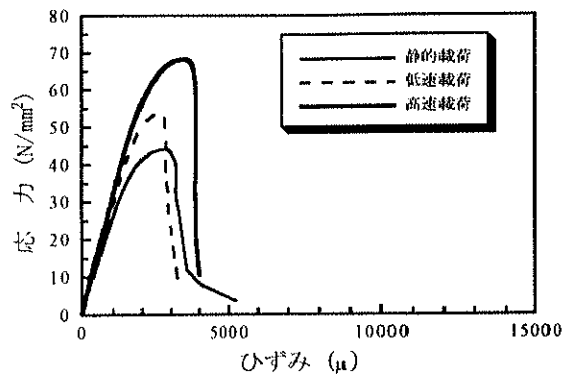


図-5.11 応力-ひずみ関係(H400)

図-5.9~図-5.11 に示す応力-ひずみ関係から、ひずみ速度が大きくなるにしたがって最大圧縮応力が増大するとともにプレピーク部分の応力の上昇域における応力-ひずみ関係の勾配も大きくなっている。一方、ひずみ速度が大きくなり最大圧縮応力が増大する反面ポストピークの軟化勾配は急になる傾向にある。すなわち、ひずみ速度が大きくなると圧縮強度は増加するが脆性化する傾向にあると考えられる。これは、通常の静的一軸圧縮試験においてコンクリートの圧縮強度が大きくなる、すなわち高強度コンクリートになる程ポストピークの軟化勾配が急になり脆性化する傾向にあるのと類似している。

5. 5. 2 供試体の長さの相違による影響

材端の拘束条件が同じでコンクリート円柱供試体の長さが異なる H200-NP および H400 シリーズに対して、静的載荷と高速載荷で得られた代表的な応力-平均ひずみ関係を比較したものを、図-5.12 に示す。どちらの載荷速度においても、供試体の長さが大きい H400 シリーズの方が最大圧縮応力以降の軟化勾配が急になる。静的載荷においては、供試体の長さが長くなると軟化勾配は急になることが一般的に知られて

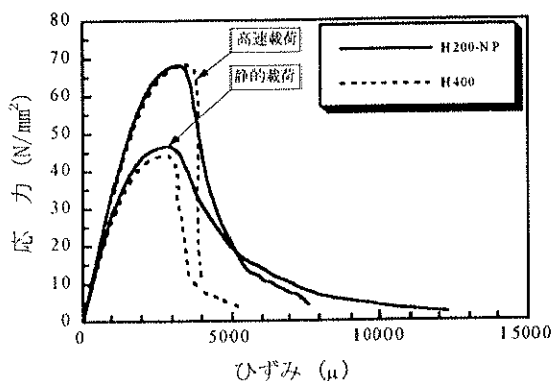


図-5.12 供試体の長さ寸法の影響

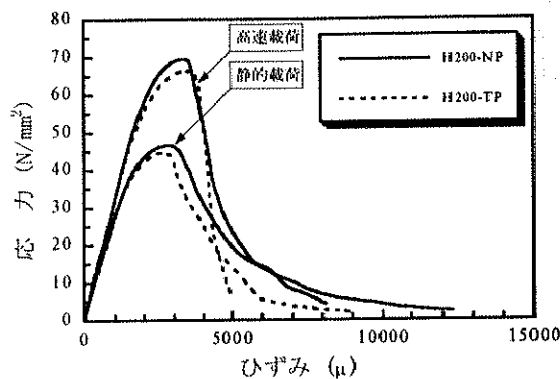


図-5.13 供試体材端の拘束条件の影響

いる^{2),3),5)}が、急速載荷においても同様の傾向がみられる。

5. 5. 3 材端の拘束条件の相違による影響

コンクリート円柱供試体の長さは同じで材端の拘束条件が異なる H200-NP および H200-TP シリーズにおいて、静的載荷と高速載荷で得られた応力-ひずみ関係を比較したものを、図-5.13 に示す。どちらの載荷速度においても、最大圧縮応力以降のポストピーク領域の軟化勾配は、供試体の両端にテフロンパッドを挿入して端面摩擦を減少させた H200-TP シリーズの方が急になる傾向にあることが認められる。静的載荷においては、供試体の端面における拘束が小さくなるほど軟化勾配は急になることが知られている^{3),5)}が、高速載荷においても同様の傾向がみられる。

5. 6 供試体の圧縮破壊とひずみの局所化の問題

H200-NP および H400 シリーズは、供試体の材端に減摩処理を施していないケースである。これらの供試体の試験後の破壊モードは、載荷速度の違いによらずせん断破壊型であった。一方、H200-TP シリーズのようにテフロンパッドを挿入して端面摩擦を除去したケースでは、載荷速度の違いによらず縦ひびわれ（割裂破壊）に斜めひびわれを伴った混合型の破壊モードであった。

静的および高速載荷に対する H200-NP、H200-TP および H400 の各実験シリーズで得られた最大応力以降の軟化域における供試体の軸方向ひずみの分布状況、ならびにその時の供試体の破壊状況を、図-5.14～図-5.16 に示す。図中には、ひずみ分布の状況を、最大応力(σ_{max})時および軟化域における最大応力(σ_{max})に対する 10% 間隔ごとの応力レベルについて描いている。

図-5.17 に、SMR に貼付した各ひずみゲージによって計測された H200-NP シリー

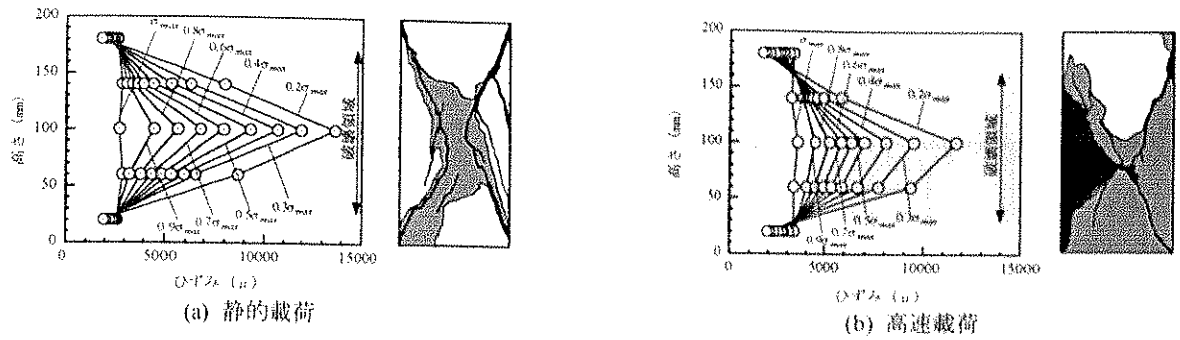


図-5.14 H200-NPシリーズの代表的なひずみ分布と破壊状況

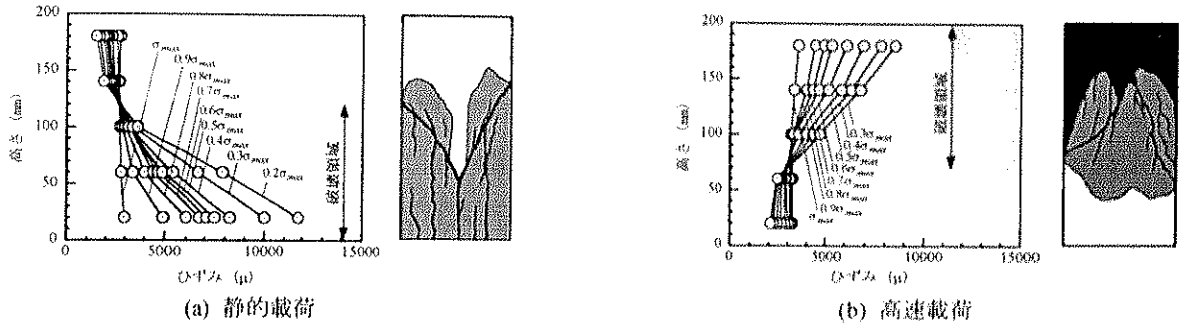


図-5.15 H200-TPシリーズの代表的なひずみ分布と破壊状況

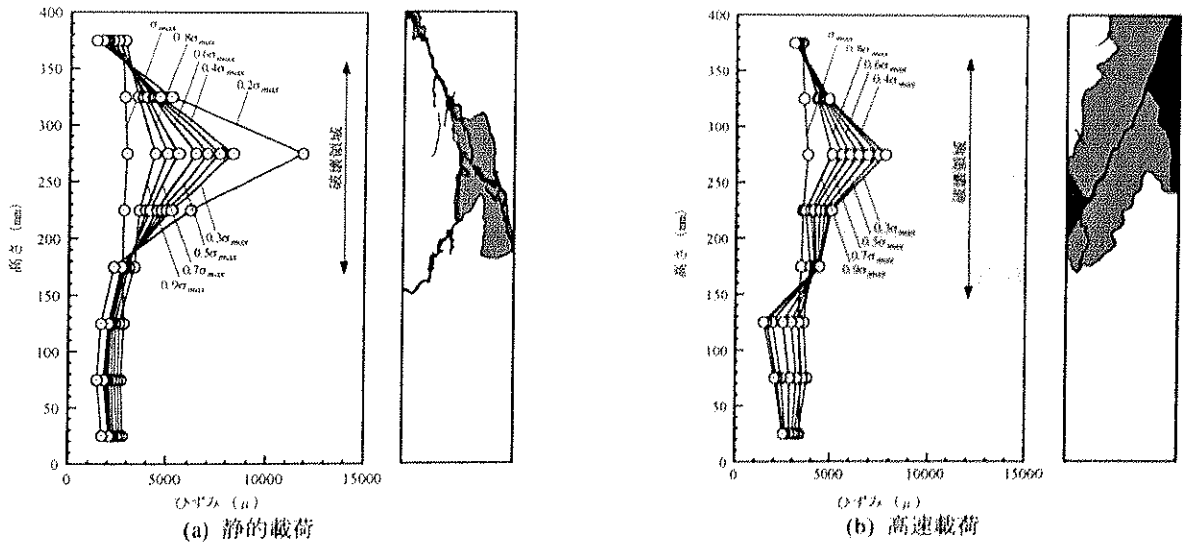


図-5.16 H400シリーズの代表的なひずみ分布と破壊状況

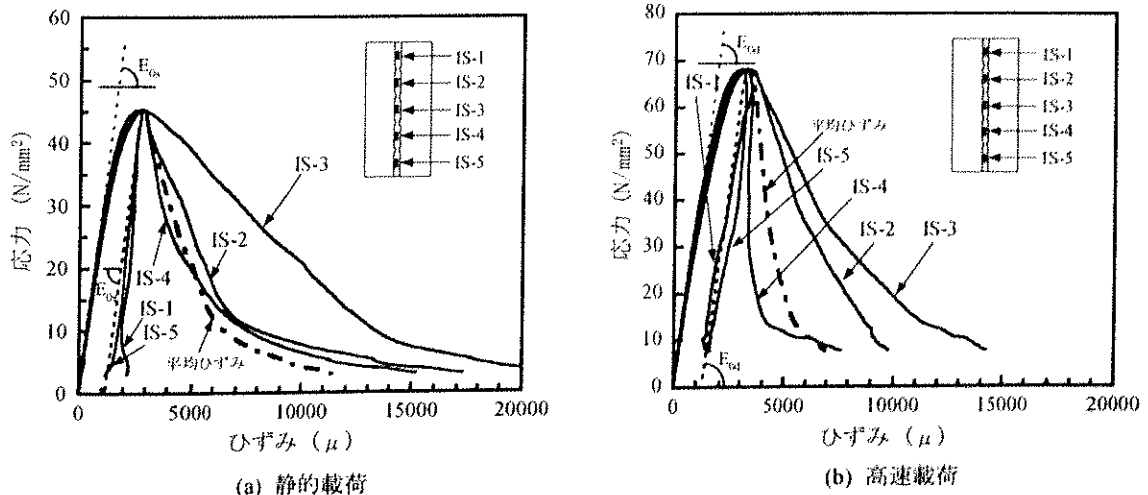


図-5.17 SMRの各ひずみの計測位置における応力-ひずみ関係 (H200-NPシリーズ)

ズの静的および高速載荷時の応力-ひずみ関係を示す。この図から、SMRに貼付した各ひずみゲージの計測値は最大圧縮応力まではほぼ等しいと言える。しかしながら、図-5.17あるいは図-5.14～図-5.16から、最大応力以降の軟化領域においては、明らかにひずみが増加する（IS2,IS3,IS4）領域と減少する（IS1,IS5）領域が存在することが認められる。このことから、静的載荷におけるTorrentiら⁴⁾の研究結果と同様に、高速載荷においても供試体中にある特定の領域のひずみのみが増加する部分が形成されるひずみの局所化は、載荷速度の違いによらずに最大応力点以降から起こると考えられる。また図-5.17から、最大圧縮応力以降においてひずみが戻る場合は、ほぼ初期弾性係数を有する直線上に戻る傾向があることが認められる。

図-5.14および図-5.15に示したH200-NPとH200-TPシリーズのひずみの分布形および破壊状況は、いずれの載荷速度に対しても端面での拘束条件によって大きく異なる。端面摩擦が大きいH200-NPシリーズの場合、最大応力点以後で両端近傍の軸方向ひずみは減少するのに対して、中央付近の軸方向ひずみの増加が顕著となる。すなわち、供試体の中央付近の特定の領域に軸方向ひずみは局所化する。両端にテフロンパッドを挿入して端面摩擦を除去したH200-TPの場合は、上か下のいずれか一方の材端における軸方向ひずみの増加が顕著となり、もう一方の材端付近のひずみは減少する傾向を示す。すなわち、端面摩擦を除去した場合においても、軸方向のひずみ分布は一様にならずどちらか一方の材端に局所化する。供試体の上下端いずれか一方の材端にひずみが局所化する現象は、テフロンパッドによる端面摩擦の除去の程度差や、あるいはコンクリート自体の不均一性によるものと考えられる。供試体長さが200mmのH200-NPシリーズに対して2倍の長さとしたH400シリーズの場合、図-5.16に示すように概ね供試体の上半もしくは下半のどちらか一方の領域の中央付近でひずみの増加が顕著となり、もう一方の領域のひずみは減少する傾向を示している。ひずみが局所化する領域のひずみ分布の形は、H200-NPシリーズの場合と類似している。

最大圧縮応力以降の応力の低下域においてSMRに貼付した各ひずみゲージによって計測されたひずみが増加(局所化)する部分を破壊領域と考えると、その破壊領域の長さは、図-5.18に示すように載荷速度の違いによらずH200-NPシリーズでは約

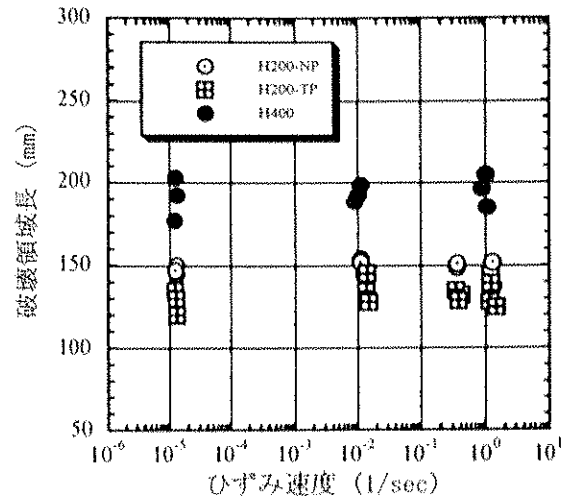


図-5.18 破壊領域長と載荷速度の関係

15cm、H200-TP シリーズでは約 13cm、H400 シリーズでは約 19cm 程度である。H200-NP シリーズと H400 シリーズを比較した場合、H400 シリーズの方が約 30% 程度大きな値を示している。これは、SMR によるひずみの計測間隔の違いに起因している可能性が考えられる。同一条件（供試体長さ、材端拘束条件）の供試体においては、ひずみが局所化する領域の長さには載荷速度の違いによる顕著な違いは認められずほぼ同程度であった。また、SMR の計測値から評価されるひずみが局所化する領域と実験終了後に目視によって確認した供試体の破壊が集中する領域は、概ね一致している。

5. 7 プレピーク領域における圧縮特性とひずみ速度の関係

コンクリートのプレピークの圧縮特性とひずみ速度の関係について示し、コンクリートのプレピークの圧縮特性に及ぼすひずみ速度の影響を定量的に評価する。ここでは、コンクリートのプレピークの圧縮特性として、最大圧縮応力、最大圧縮応力時のひずみおよび初期弾性係数に着目し、静的載荷に対する高速載荷時の各特性値の比を動的圧縮強度の増加率、最大圧縮応力時のひずみの変化率、弾性係数の増加率とそれぞれ定義する。なお、全実験シリーズで得られた応力-ひずみ関係が最大圧縮応力の 1/3 点程度まではほぼ線形とみなせることから、初期弾性係数は最大圧縮応力の 1/3 点における割線係数として求めている。

コンクリートの静的一軸圧縮特性に関する既往の研究結果によれば、供試体の形状比(H/D)が 2～4 の範囲内では最大圧縮応力、最大圧縮応力時のひずみおよび初期弾性係数のそれぞれは、供試体の長さ寸法や材端の拘束条件の相違によらずほぼ一定値をとることが示されている⁸⁾。

5. 7. 1 動的圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

本試験で得られた動的圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係を、図-5.19 に示す。図中には Watstein¹⁵⁾、竹田ら¹²⁾、Dilger ら¹⁶⁾、Ahmad ら¹⁰⁾、山口ら¹⁷⁾、Tang ら¹⁸⁾、白井ら²⁰⁾および過去に行った著者ら¹⁹⁾による結果を併せて表示している。

本試験結果および既往の結果とも値にバラツキはあるが、ひずみ速度が大きくなると動的圧縮強度の増加率は増加することがわかる。また、本試験で得られた結果をみると、同一ひずみ速度では供試体の長さ寸法や材端の拘束条件によらずほぼ一定値となっている。したがって、動的圧縮強度の増加率は主としてひずみ速度のみに依存すると言える。

次に、図-5.19 に示す本試験結果による動的圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

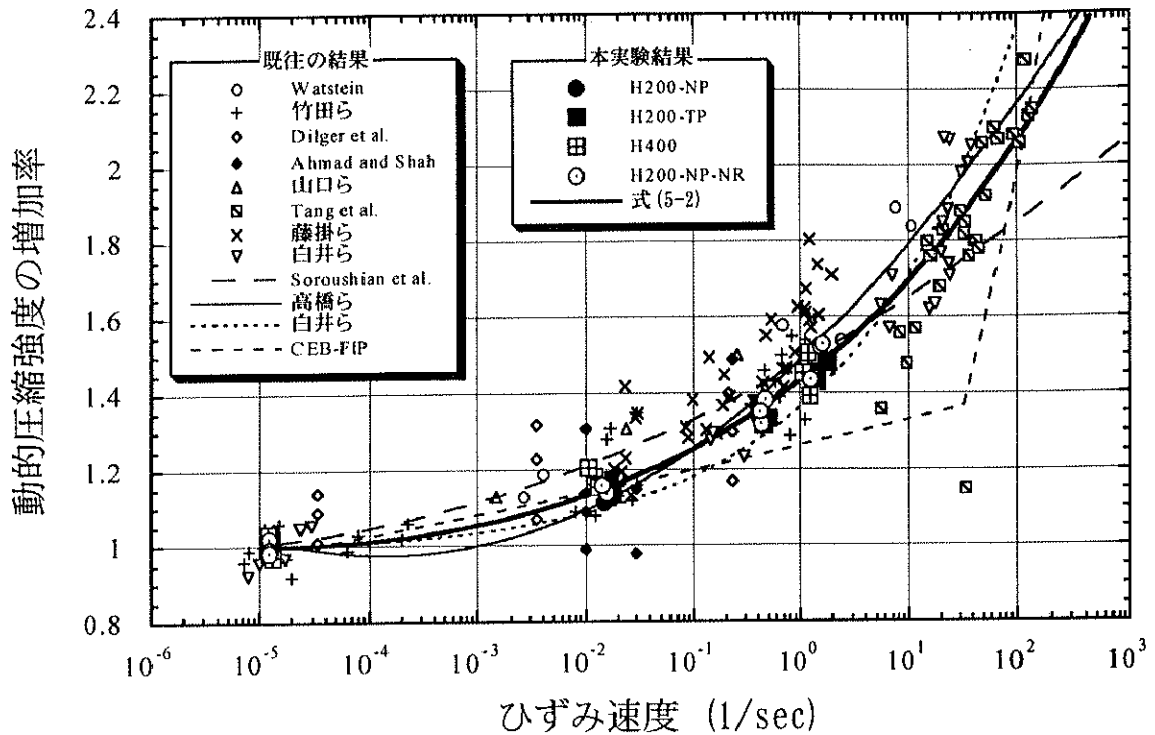


図-5.19 動的圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

に対して回帰式を求めた。その結果、次に示す式を得た。

$$\frac{f'_{cd}}{f'_{cs}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^\alpha \left[\log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^\beta \quad (5-2)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速載荷時のひずみ速度(1/sec)、 f'_{cs} は静的載荷時の圧縮強度(N/mm²)、 f'_{cd} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の圧縮強度(N/mm²)、 α および β は定数 [$\alpha = 0.006$, $\beta = 1.05$]である。式(5-2)による関係を、図-5.19に太い実線で示す。図中には、Soroushianら²¹⁾、高橋ら²²⁾、白井ら²⁰⁾、CEB-FIPモデルコード²³⁾による関係も併せて示している。なお、CEB-FIPモデルコードの算定式には、本試験で使用したコンクリートの圧縮強度 $f'_c = 45.6$ (N/mm²)を用いた。

式(5-2)による評価は、ひずみ速度が 10^1 (1/sec)以上の載荷速度で得られた Tang らや白井らのデータに対しても良い対応を示している。また、本試験値および既往のすべてのデータに対して、提案されている評価式の中でも本実験式(5-2)は最も整合性が良いことが認められる。

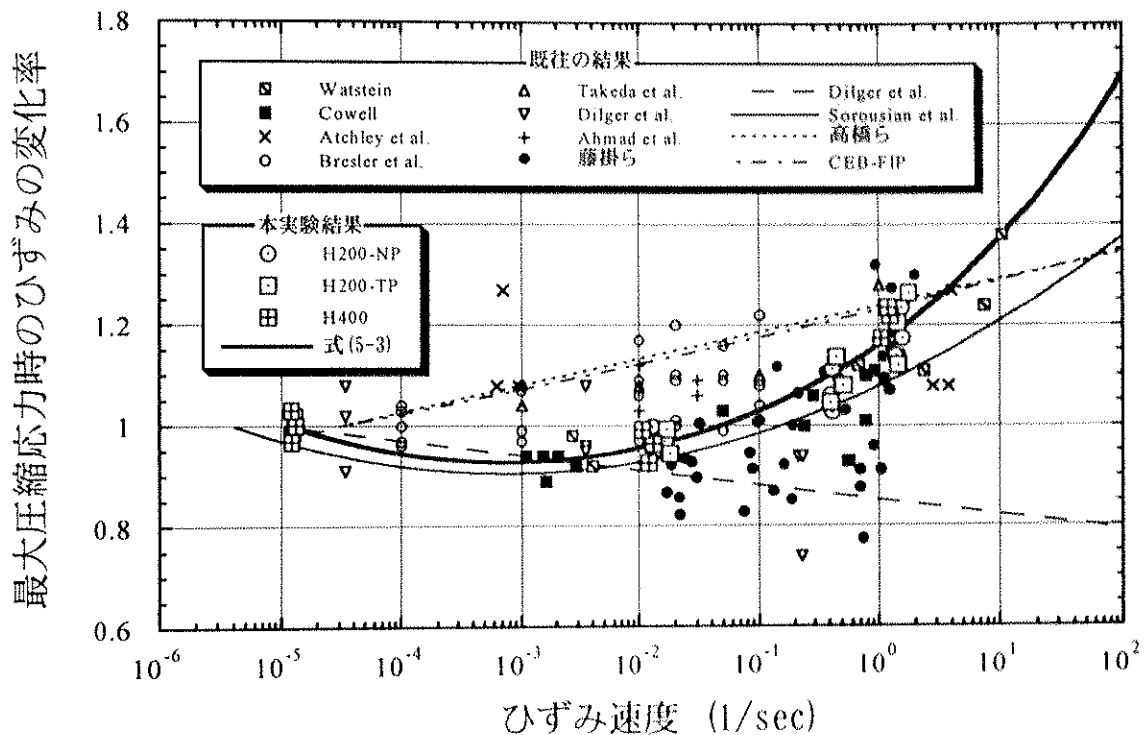


図-5.20 最大圧縮応力時のひずみの変化率とひずみ速度の関係

5. 7. 2 最大圧縮応力時のひずみの変化率とひずみ速度の関係

H-200-NP、H200-TP および H400 シリーズにおける最大圧縮応力時のひずみの変化率とひずみ速度の関係を、図-5.20 に示す。図中には Watstein¹⁵⁾、文献 21) から引用した Cowell、Atchley ら²⁴⁾、Bresler ら²⁵⁾、Takeda ら²⁶⁾、Dilger ら¹⁶⁾、Ahmad ら¹⁰⁾、および著者ら¹⁹⁾による結果を併せて示している。

本試験で得られた結果をみると、同一ひずみ速度では供試体の長さや材端の拘束条件によらず最大圧縮応力時のひずみの変化率はほぼ一定値をとることがわかる。したがって、最大圧縮応力時のひずみの変化は、主としてひずみ速度に依存すると言える。本試験結果は、ひずみ速度が約 $1.0 \times 10^{-5} (1/sec) \sim 1.0 \times 10^{-2} (1/sec)$ の範囲ではひずみ速度の増加とともに徐々に減少していき、ひずみ速度が $1.0 \times 10^{-3} (1/sec)$ 付近でのひずみの変化率が約 0.95 で最小となる。それより大きいひずみ速度の範囲では、ひずみ速度の増加にともないひずみの変化率は増加し、ひずみ速度が約 $1.0 \times 10^0 (1/sec)$ ではひずみの変化率は 1.15~1.20 程度に増加している。このような現象は、ひずみ速度が大きくなる（載荷時間が短くなる）とクリープに伴う粘性変形や遅れ弾性ひずみが小さくなるためと考えられている¹⁾。

図-5.20 に示す既往の結果をみると、各データが非常にばらついている。そのため、最大圧縮応力時のひずみの変化率とひずみ速度の関係について、研究者によって様々

な見解が示されている。たとえば、Takeda らは、ひずみ速度が大きくなるにしたがい、最大応力時のひずみの変化率は徐々に増加していく傾向を示すことを述べている。また、Cowell は、最大圧縮応力時のひずみはひずみ速度によらずほぼ一定値を示すことを述べている。一方、Dilger らは、ひずみ速度の増加とともに最大圧縮応力時のひずみの変化率は減少すると報告している。

本試験で得られた圧縮強度時のひずみの変化率とひずみ速度の関係について、回帰式を求めた。その結果、次に示す式を得た。

$$\frac{\epsilon_{cd}}{\epsilon_{cs}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{\left[\gamma + \eta \log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]} \quad (5-3)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的荷重のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速荷重時のひずみ速度 (1/sec)、 ϵ_{cs} は静的荷重の場合の最大圧縮応力点でのひずみ、 ϵ_{cd} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で荷重した場合の最大圧縮応力点のひずみ、 γ および η は定数 [$\gamma = -0.036$, $\eta = 0.01$] である。式(5-3)で与えられる曲線を、図-5.20 に太い実線で示す。図中には、Dilger ら¹⁶⁾、Soroushian ら²¹⁾、高橋ら²²⁾、CEB-FIP モデルコード²³⁾による算定式の結果を併せて示している。

図-5.20 から、式(5-3)および Soroushian らによる提案式は、類似した関係を与えることがわかる。また式(5-3)は、Watstein、Cowell、らの既往のデータとも良い対応を示すことが認められる。

5. 7. 3 初期弾性係数の増加率とひずみ速度の関係

H200-NP、H200-TP および H400 の各シリーズにおける初期弾性係数の増加率とひずみ速度の関係を、図-5.21 に示す。図中には Watstein¹⁵⁾、文献 21) から引用した Cowell、山口ら¹⁷⁾、著者ら¹⁹⁾の既往の結果を併せて示す。

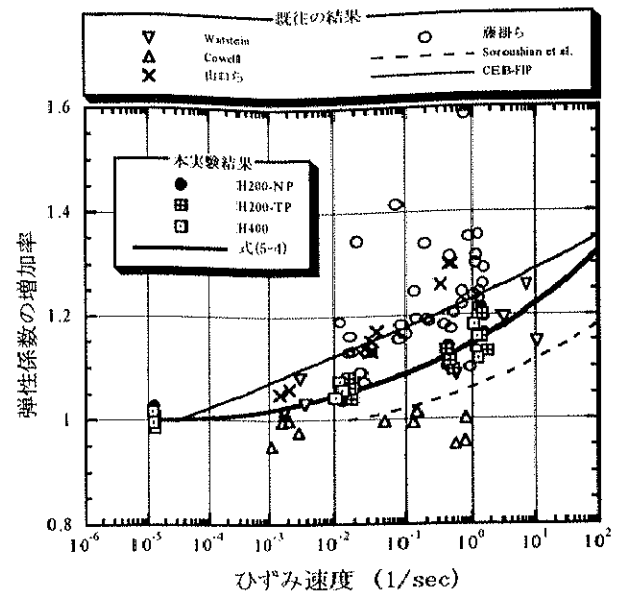


図-5.21 弾性係数の増加率とひずみ速度の関係

本試験で得られた結果から、同一ひずみ速度では供試体の長さ寸法や材端の拘束条件によらず増加率はほぼ一定値をとることから、弾性係数の増加率も主としてひずみ速度のみに依存すると言える。またこの図から、本試験結果は Watstein の結果と概ね一致しているが、山口らおよび著者らが過去に行った結果に比べて小さい値を示している。これは、山口らおよび著者らはコンクリート強度が 20~30 (N/mm²) の供試体を用いた試験結果であることから、初期弾性係数の増加率はコンクリート強度の違いにも影響を受けると考えられる。

本試験で得られた初期弾性係数の増加率とひずみ速度の関係について、回帰式を求めた。その結果、次に示す式を得た。

$$\frac{E_{0d}}{E_{0s}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{\lambda \left[\log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^{\mu}} \quad (5-4)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10⁻⁵ (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速載荷時のひずみ速度(1/sec)、 E_{0s} は静的載荷の場合の初期弾性係数(N/mm²)、 E_{0d} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の初期弾性係数(N/mm²)、 λ および μ は定数 [$\lambda = 0.002$, $\mu = 1.12$] である。式(5-4)で与えられる曲線を、図-5.21 に太い実線で示す。図中には、Soroushian ら²⁰⁾、CEB-FIP モデルコード²³⁾の初期弾性係数の増加率に関する算定式による結果を併せて示す。

図-5.21 から、CEB-FIP モデルコードの算定式は本実験値に対して大きめな評価を、Soroushian らの算定式は本実験値に対して小さめな評価をそれぞれ与えている。式(5-4)は、CEB-FIP モデルコードおよび Soroushian らの提案式の中間的な評価を与えらるると言える。

5. 8 コンクリートの動的圧縮軟化挙動の定量的評価

前章では、急速一軸引張載荷を受けるコンクリートの引張軟化挙動を破壊進行領域 (Fracture Process Zone) の単位面積当りで消費される破壊エネルギー²⁷⁾を用いて定量的に評価した。

本章では、動的引張軟化挙動に対して用いた破壊エネルギーと同様の概念である圧縮破壊エネルギーを用いて供試体の長さ寸法、端面の拘束条件およびひずみ速度の各パラメータが圧縮軟化挙動に及ぼす影響を定量的に評価することを試みる。

試験によって得られる荷重(P)-全体変形(δ)関係において、任意の荷重点での除荷は初期剛性を有する直線上を戻ると仮定する。図-5.22 に示すように最大圧縮荷

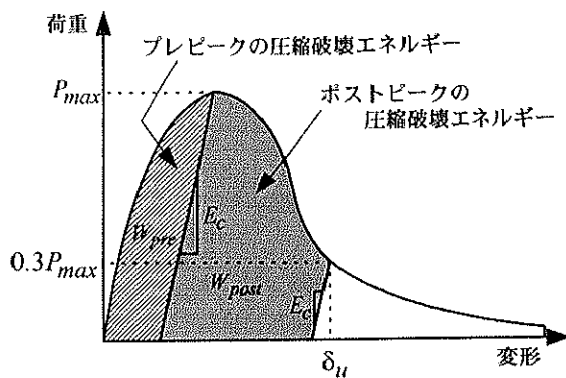


図-5.22 圧縮破壊エネルギーの定義

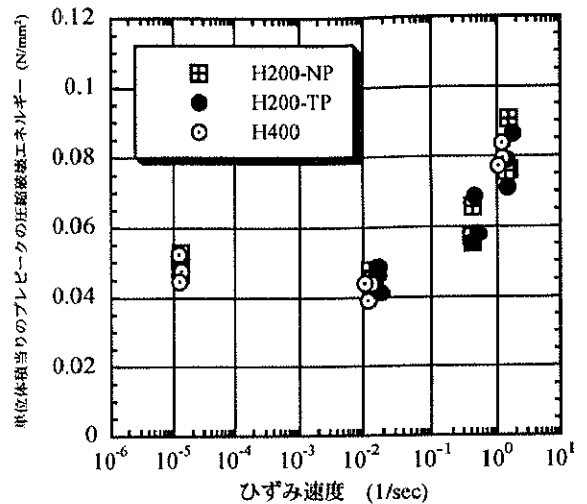


図-5.23 プレピークの圧縮破壊エネルギーとひずみ速度の関係

重までに蓄積される塑性変形エネルギーをプレピークの圧縮破壊エネルギー (W_{pre}) と定義する。また、軟化領域における荷重が最大圧縮荷重 P_{max} の 30% に低下したとき ($0.3 P_{max}$) の変位を終局変位 δ_H として最大圧縮荷重点からこの終局点までに消費される塑性変形エネルギーをポストピークの圧縮破壊エネルギー (W_{post}) と定義する。

5. 8. 1 圧縮破壊エネルギーによる動的軟化挙動の評価

図-5.23 に、H200-NP、H200-TP および H400NP の各シリーズに対して得られたプレピークの圧縮破壊エネルギー (W_{pre}) を供試体容積 (V) で割って求めた単位体積当りのプレピークの破壊エネルギー (W_{pre}/V) とひずみ速度の関係を示す。単位体積当りのプレピークの圧縮破壊エネルギーは、ひずみ速度が約 $1.0 \times 10^{-5} (1/sec) \sim 1.0 \times 10^{-2} (1/sec)$ の範囲ではひずみ速度の増加とともに若干減少し、低速载荷時に最小となる。それより大きいひずみ速度の範囲では、ひずみ速度の増加にともないプレピークの圧縮破壊エネルギーは増加している。これは、低速载荷時のクリープ等に起因した塑性ひずみが最も小さくなるためと考えられる。またこの図から、単位体積当りのプレピークの圧縮破壊エネルギーは、供試体の長さ寸法や材端の拘束条件によらずに同一ひずみ速度レベルではほぼ同程度の値をとることが認められる。プレピークの圧縮破壊エネルギーは、微視的なひび割れ(マイクロクラック)の発生・累積によって、最大圧縮荷重までに消費されるエネルギーを意味している。これらのことから、同一ひずみ速度に対しては、供試体の長さ寸法や材端の拘束条件によらず最大圧縮荷重までにはほぼ均等に内部損傷を受けていると考えられる。

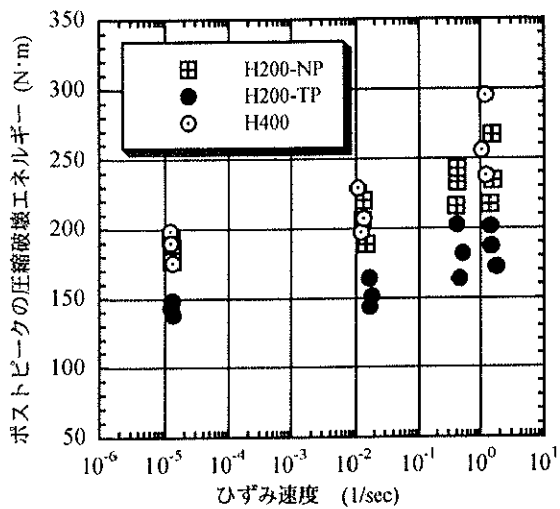


図-5.24 ポストピークの圧縮破壊エネルギーとひずみ速度の関係

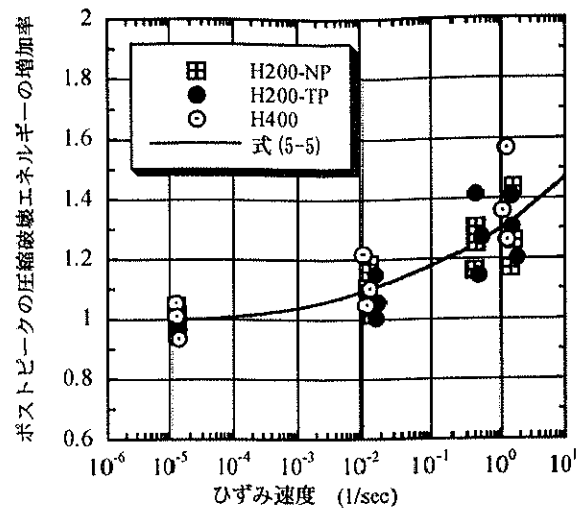


図-5.25 ポストピークの圧縮破壊エネルギーの増加率とひずみ速度の関係

次に、H200-NP、H200-TP および H400 の各シリーズで得られたポストピークの圧縮破壊エネルギー(W_{post})とひずみ速度の関係を、図-5.24 に示す。この図から、ポストピークの圧縮破壊エネルギーは、いずれのシリーズにおいてもひずみ速度が大きくなるにしたがい増加する傾向にあることがわかる。また、供試体材端の拘束条件が同じで供試体の長さが異なる H200-NP と H400 シリーズのポストピークの圧縮破壊エネルギーは、同一ひずみ速度レベルではほぼ同程度の値をとっている。すなわち、同一のひずみ速度で載荷した場合、材端の拘束条件が同じであれば供試体の長さの違いによらず破壊領域（ひずみの局所化領域）で消費される圧縮破壊エネルギーは一定値をとるものと考えられる。一方、供試体材端での減摩処理をした H200-TP シリーズの圧縮破壊エネルギーは、同一ひずみ速度レベルでは減摩処理していない H200-NP および H400 の値と比較して小さい。

5. 8. 2 ポストピークの圧縮破壊エネルギーの増加率とひずみ速度の関係

静的載荷に対する急速載荷時のポストピークの圧縮破壊エネルギーの比を、圧縮破壊エネルギーの増加率と定義する。図-5.25 に、全てのシリーズに対して得られた圧縮破壊エネルギーの増加率とひずみ速度の関係を示す。圧縮破壊エネルギーの増加率は、ひずみ速度が大きくなるほどばらつく傾向を示すが、同一ひずみ速度レベルにおいては全シリーズでほぼ同程度の値をとることが認められる。同一ひずみ速度下においては材端の摩擦が小さいほうがポストピークの圧縮破壊エネルギーは小さくなるが、急速載荷における圧縮破壊エネルギーの増加率に着目した場合、その値は供試体の長さや材端の拘束条件にはよらずに同一ひずみ速度レベルではほぼ同程度の値をとると言える。したがって、ポストピークの圧縮破壊エネルギーの増加率はひずみ速度のみ

に依存すると言える。

本実験で得られたポストピークの圧縮破壊エネルギーの増加率とひずみ速度の関係について回帰式を求めると、次式が得られる。

$$\frac{W_{post,d}}{W_{post,s}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{\chi \left[\log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^{\zeta}} \quad (5-5)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10^{-6} (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速載荷時のひずみ速度(1/sec)、 $W_{post,s}$ は静的載荷によるポストピークの圧縮破壊エネルギー(N・m)、 $W_{post,d}$ はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合のポストピークの圧縮破壊エネルギー(N・m)、 χ および ζ は定数 [$\chi = 0.004$, $\zeta = 1.10$] である。式(5-5)による関係を、図-5.25 に示す。

5. 8. 3 脆性化指標による定量的評価

本章5. 5節で、最大圧縮応力以降の軟化領域における応力-ひずみ関係の軟化勾配は、ひずみ速度が大きくなるほど、供試体の長さが長くなるほど、材端における摩擦が小さくなるほど急になり脆性化する傾向にあることを示した。また、最大圧縮荷重以降の荷重-変位曲線で囲まれる面積で定義される圧縮破壊エネルギーは、ひずみ速度が大きくなるにしたがい大きくなることを示した。また第4章において、急速一軸引張載荷を受けるコンクリートの軟化挙動と脆性化を定量的に評価するために、弾性エネルギーと破壊エネルギーの比で定義される脆性化指標^{28), 29)}を用いた。ここでは、引張載荷試験結果に対して用いた脆性化指標を圧縮載荷の場合にも適用し、供試体の長さ寸法、材端の拘束条件およびひずみ速度の各パラメータが最大圧縮応力以後の軟化領域における脆性化傾向に及ぼす影響を定量的に評価することを試みる。

圧縮載荷に対して、脆性化指標 (Brittleness Index) を次式で与える。

$$\begin{aligned} \text{脆性化指標} &= \frac{2 \times \text{弾性エネルギー}}{\text{ポストピークの圧縮破壊エネルギー}} \\ &= \frac{f'_{cd}{}^2 AL}{E_{0d} W_{post,d}} = \frac{f'_{cd}{}^2 L}{E_{0d} G_{F,d}} \end{aligned} \quad (5-6)$$

ここに、 f'_{cd} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の圧縮強度、 E_{0d} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷し

た場合の初期弾性係数、 $W_{post,d}$ はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で载荷した場合のポストピークの圧縮破壊エネルギー、 L は供試体の長さ寸法、 A は供試体の断面積、 $G_{F,d}$ は単位面積当りのポストピークの圧縮破壊エネルギー $[=W_{post,d}/A]$ である。式(5-6)によって評価される脆性化指標は、その値が大きいものほど脆性的となることを意味する。

本試験値から評価された各実験シリーズの脆性化指標とひずみ速度の関係を、図-5.26 に示す。この図から、脆性化指標はひずみ速度が大きくなるほど、端面拘束が小さくなるほど、および供試体長さが長くなるほど増加する傾向にあることがわかる。つまり、ひずみ速度の増大、端面摩擦の減少、および供試体長さの増加にともなってその破壊は脆性的となることが評価される。

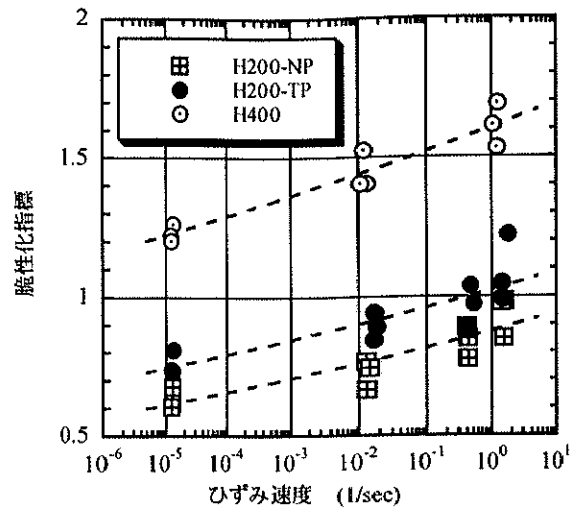


図-5.26 脆性化指標とひずみ速度の関係

5. 9 応力-ひずみ関係の定式化

圧縮試験の結果に基づいて応力-ひずみ関係を求める場合、通常、供試体全体の变形から得られる全体ひずみを用いている。ところが、最大圧縮応力以降のポストピーク領域では供試体には破壊領域と非破壊領域が存在するために、全体ひずみは供試体の長さ寸法によって異なることが明らかである。したがって、全体ひずみを用いて応力-ひずみ関係を定式化することは望ましいとは言えない。そこで、ひずみが局所化する破壊領域内におけるひずみの平均値を用いて、応力-ひずみ関係を評価することを試みる。

5. 9. 1 急速载荷試験結果に対する Series Coupling Model の適用

静的一軸圧縮载荷に対して、供試体長さが異なる場合の応力-全体ひずみ関係は、図-5.27 に示すように供試体内部の破壊領域と非破壊領域における変形挙動を重ね合わせる Series Coupling Model によって表しうることが示されている^{(6),(7),(8)}。ここでは、H200-NP および H400 シリーズで得られた結果に基づき、急速载荷試験結果に対する Series Coupling Model の適用性を検討する。

以下に示す①～④の仮定と手順に従い、まず H200-NP シリーズの破壊領域内にお

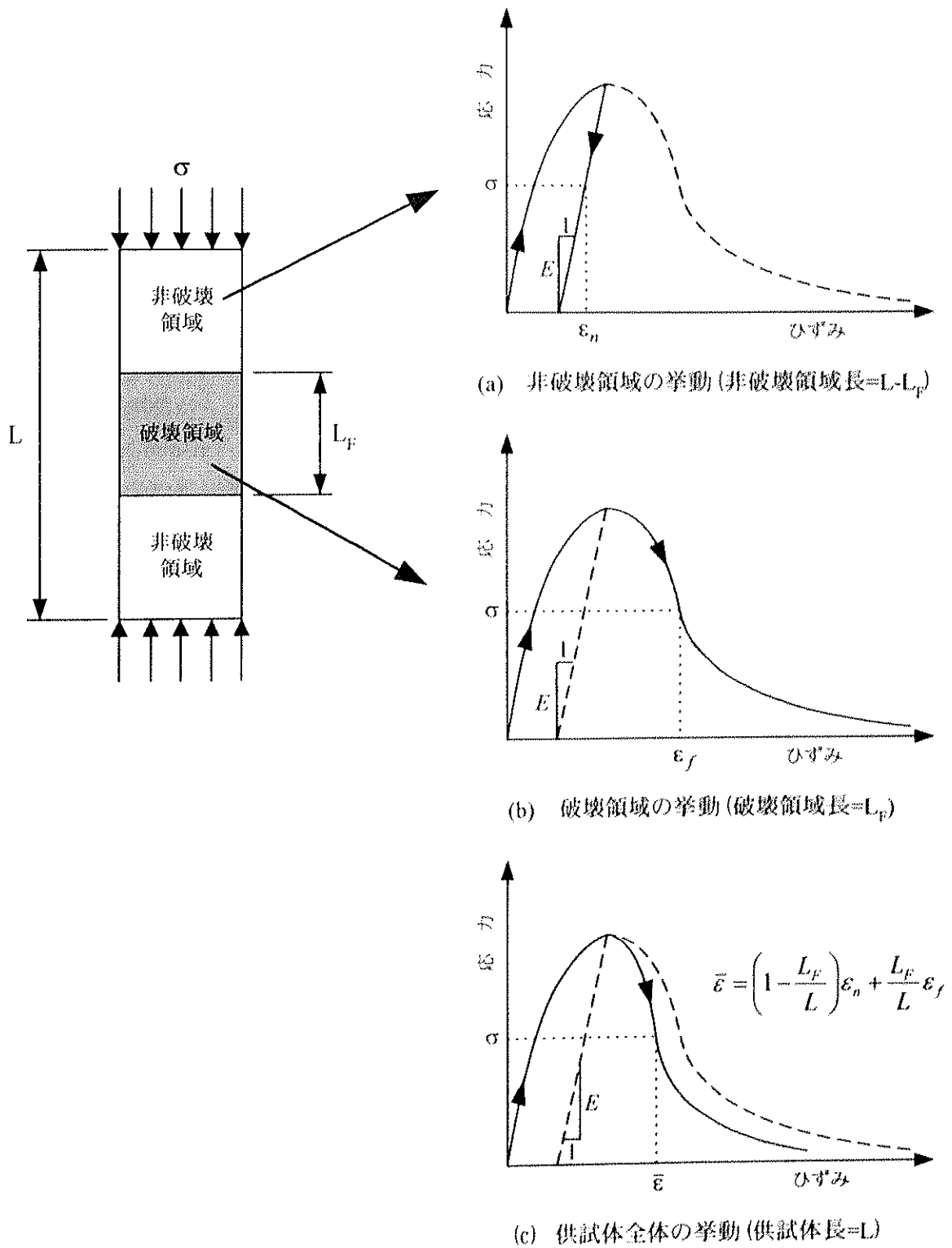


図-5.27 Series Coupling Model

ける応力-ひずみ関係を算定する。次に、求められた破壊領域内の応力-ひずみ関係に基いて、供試体の長さが 400mm の場合の応力-全体ひずみ関係を推定する。

- ① H200-NP シリーズの破壊領域長は、試験結果から載荷速度によらず約 15cm 程度であった。そこで、破壊領域長を 15cm と仮定する。
- ② 非破壊領域における応力-ひずみ関係において、最大応力以後の除荷は初期弾性係数を有する直線上を戻ると仮定する。
- ③ 供試体の全体変形から評価された応力-ひずみ関係に対して、上記②の仮定を用いて Series Coupling Model を適用し破壊領域内の応力-ひずみ関係を求める。
- ④ 上記③によって求められた H200-NP シリーズの破壊領域内の応力-ひずみ関係から、供試体の長さが 400mm の場合の応力-全体ひずみ関係を Series Coupling Model を適用して推定する。その際、供試体長さが 400mm の場合の破壊領域長を 15cm、非破壊領域長を 25cm とする。

図-5.28 に、H200-NP シリーズの破壊領域内の応力-ひずみ関係から Series Coupling Model を適用して推定した供試体の長さが 400mm の場合の応力-全体ひずみ関係の計算値と H400 シリーズの試験結果を示す。この図から、両者の応力-ひずみ関係は良好に一致することが認められる。よって、破壊領域内における応力-ひずみ関係が特定できれば、Series Coupling Model を適用することにより任意の長さの供試体の応力-ひずみ関係が推定できる。

5. 9. 2 応力-ひずみ関係の定式化

供試体の材端に減摩パッドを挿入して載荷試験を行った H200-TP シリーズの結果に基づき、破壊領域内の応力-ひずみ関係を定式化する。H200-TP シリーズの破壊領域長は、載荷速度によらずほぼ 13cm 程度であったことから、ここでは破壊領域長を 13cm とする。前項と同様の手順で、破壊領域における応力-ひずみ関係を算定する。図-5.29 に、試験で得られた破壊領域における応力-ひずみ関係と供試体の全体変形から評価される応力-全体ひずみの関係を静的載荷および高速載荷について示す。供試体の全体変形から評価される応力-全体ひずみ関係は、破壊領域における応力-ひずみ関係と比較して最大圧縮応力以降の軟化勾配が大きくなっている。

破壊領域における応力-ひずみの定式化にあたっては、式(5-7)に示す Popovics 式³⁰⁾を基本としている。ただし、式(5-7)中の応力-ひずみ関係の形状を決定するためのパラメータ n の値は応力の上昇域と下降域でそれぞれ別々に与えることにする。すなわち、応力の上昇域では、初期弾性係数が一致するように式(5-8)で与える。図-5.30 に、ポストピークにおける n 値と最大圧縮応力の関係を示す。図から、両者の間には

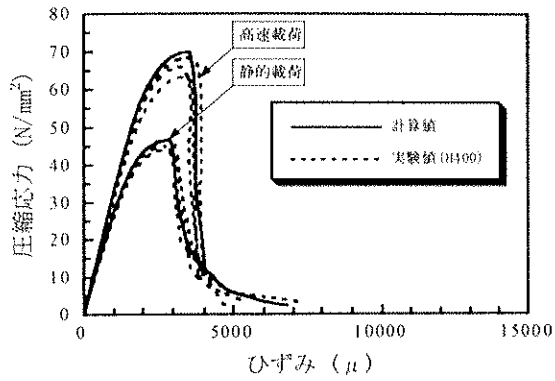


図-5.28 Series Coupling Modelによる計算値と実験値の比較

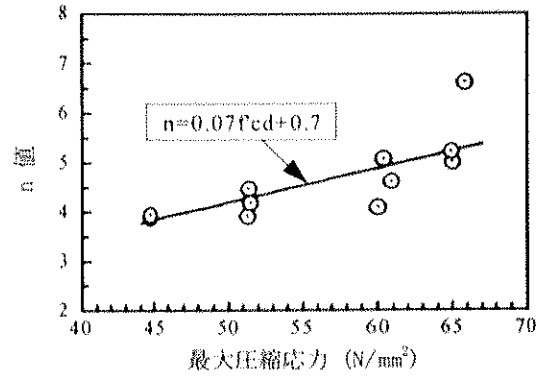


図-5.30 ポストピークにおけるn値と最大圧縮応力の関係

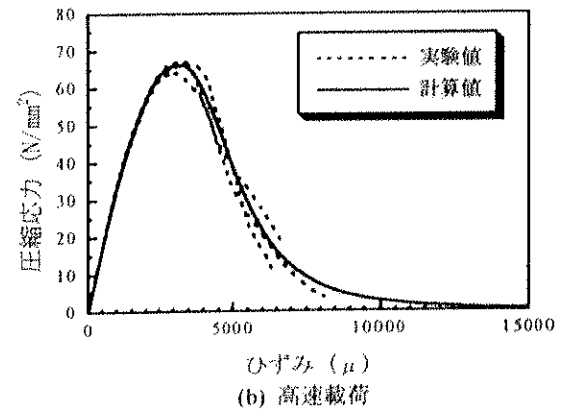
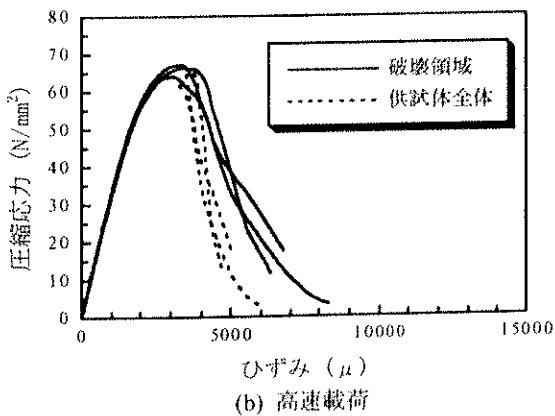
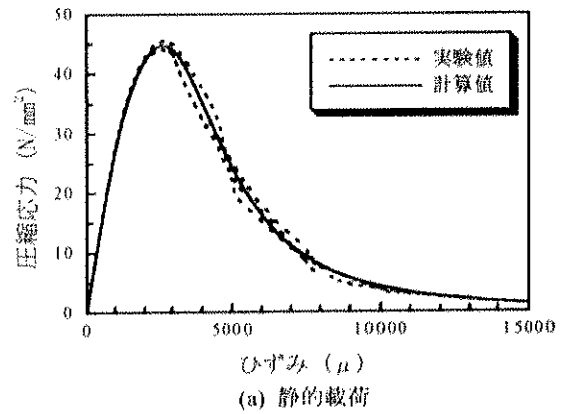
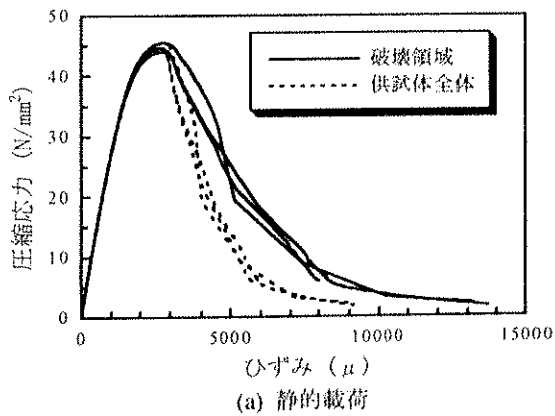


図-5.29 破壊領域ならびに供試体全体における応力-ひずみ関係

図-5.31 応力-ひずみモデル (実験値と計算値の比較)

ほぼ線形関係があるとみなせる。そこで、下降域に対しては n の値を式(5 - 9)で与えている。

$$\sigma = \frac{n(\epsilon/\epsilon_{cd})}{n-1+(\epsilon/\epsilon_{cd})^n} f'_{cd} \quad (5 - 7)$$

(a) 応力の上昇域 ($\epsilon \leq \epsilon_{cd}$)

$$n = \frac{E_{0d}}{E_{0d} - (f'_{cd}/\epsilon_{cd})} \quad (5 - 8)$$

(b) 応力の下降域 ($\epsilon > \epsilon_{cd}$)

$$n = 0.07 f'_{cd} + 0.7 \quad (5 - 9)$$

ここで、 f'_{cd} 、 ϵ_{cd} は任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の最大圧縮応力およびそのときのひずみである。また、 E_{0d} は任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の初期弾性係数である。

任意のひずみ速度に対する応力-ひずみ関係は、式(5 - 2)～式(5 - 4)および式(5 - 7)～式(5 - 9)を用いることで算定することができる。図-5.31 に、試験および計算によって得られた破壊領域の応力-ひずみ関係を示す。この図から、計算値と試験結果は良い一致を示していることがわかる。

5. 10 まとめ

本章では、供試体の長さ寸法、供試体材端の拘束条件およびひずみ速度をパラメータとする急速一軸圧縮載荷試験を行い、得られた結果に基づき各パラメータがコンクリート材料の応力-ひずみ関係に及ぼす影響を定性的・定量的に調べた。得られた結果を、まとめて以下に示す。

- (1) SMR を用いることにより、急速一軸圧縮載荷を受ける供試体の局所ひずみおよび全体変形の計測が可能である。
- (2) コンクリートの動的圧縮強度の増加率、最大圧縮応力時のひずみの変化率および弾性係数の増加率は、供試体の長さ寸法や材端の拘束条件によらず主としてひずみ速度に依存する。
- (3) 急速一軸圧縮載荷を受ける場合、ひずみの局所化は最大応力点で供試体の特定の領域に起こる。また、端面での拘束条件の違いにより局所化領域でのひずみ分布のモードは大きく異なる。
- (4) ひずみ速度、供試体の長さおよび端面での拘束条件が、コンクリートのポストピークの軟化勾配に与える影響は大きい。
- (5) ポストピークの圧縮破壊エネルギーは、ひずみ速度が大きくなるにしたがい増加する。材端の拘束条件が同じであればポストピークの圧縮破壊エネルギーは、供試体の長さの違いにはよらずにひずみ速度に依存する。また、ポストピークの圧縮破壊エネルギーの増加率に着目した場合、その値は供試体の長さや材端の拘束条件にはよらずにひずみ速度のみに依存する。
- (6) 圧縮軟化挙動は、ひずみ速度の増大にともなって脆性的となることが脆性化指標を用いることによって定量的に評価することができる。
- (7) 供試体長さが異なる場合の応力-全体ひずみ関係は、供試体内部の破壊領域と非破壊領域における変形挙動を重ね合わせることによって表すことができる。
- (8) ひずみ速度効果を考慮した破壊領域内における応力-ひずみ関係を定式化した。

【第5章の参考文献】

- 1) Bischoff, P. H. and Perry, S. H. : Compressive behaviour of concrete at high strain rates, *Materials and Structures*, pp.425-450, 24, 1991.
- 2) Jansen, D. C. and Shah S. P. : Effect of length on compressive strain softening of concrete, *Journal of Engineering Mechanics*, pp.25-35, Jan. 1997.
- 3) Choi, S., Thienel, K. -C. and Shah, S. P. : Strain softening of compression under different end constraints, *Magazine of Concrete Research*, 48, No.175, pp.103-115, June, 1996.
- 4) Torrenti, J. M., Benajja, E. H. and Boulay, C. : Influence of boundary conditions on strain softening in concrete compression test, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.119, No.12, pp.2369-2384, Dec., 1993.
- 5) Kotsovos M. D. : Effect of testing techniques on the post-ultimate behavior of concrete in compression, *Materials and Structures*, Vol.16, pp.3-12, 1983.
- 6) Bazant, Z. P. : Identification of strain-softening constitutive relation from uniaxial tests by series coupling model for localization, *Cement and Concrete Research*, Vol.19, pp.973-977, 1989.
- 7) 小阪義夫, 谷川恭雄, 畑中重光 : 低側圧三軸圧縮下のコンクリートの塑性変形挙動, *材料*, Vol.34, No.376, pp.19-25, 1985年.
- 8) 小柳洽, 六郷恵哲, 内田裕市 : コンクリートの圧縮靱性, *セメント技術年報*, 37, pp.268-271, 1983年.
- 9) Van Mier, J. G. M. : *Fracture Processes of Concrete*, CRC Press, pp.178-189
- 10) Ahmad, S. H. and Shah, S. P. : Behavior of hoop confined concrete under high strain rates, *ACI J.*, V.82, pp.634-647, Sep.-Oct., 1985.
- 11) 平井圭, 中村光, 檜貝勇 : コンクリートの圧縮破壊領域の推定に関する実験的研究, *コンクリート工学年次論文報告集*, Vol.17, No.2, pp.339-344, 1995年.
- 12) 竹田仁一, 立川博之, 藤本一男 : コンクリートと衝撃 - 衝撃を受けるコンクリートの性状と実験 -, *コンクリート工学*, Vol.14, pp.1-11, 1977年4月.
- 13) 藤掛一典, 山根茂樹, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤 : 急速一軸引張試験においてコンクリート円柱供試体の高さ寸法の違いが引張特性に及ぼす影響, *土木学会論文集*, No.592/V-39, pp.83-95, 1998年5月.
- 14) Takeda, J. and Komoto, H. : Rate effects on crack propagation in concrete and brittle fracture of concrete structures, *Proc. of The 6th Conf. on Mechanical Behavior of Materials*, Kyoto, July, 1991.
- 15) Watstein, D. : Effect of straining rate on the compressive strength and elastic properties of concrete, *ACI J.*, V.49, No.8, pp.729-744, Apr., 1953.
- 16) Dilger, W. H., Koch, R. and Kowalczyk, R. : Ductility of plain and confined concrete under different strain rates, *ACI J.*, V.81, pp.73-81, Jan.-Feb., 1984.
- 17) 山口弘, 藤本一男, 野村設郎 : 高圧3軸圧縮応力下におけるコンクリートの応力-ひずみ関係 その2 高速載荷, *日本建築学会構造系論文報告集*, 第396号, pp.50-59, 1989年2月.
- 18) Tang, T., Malvern, L. E. and Jenkins, D. A. : Rate effects in uniaxial dynamic compression of concrete, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.118, No.1, pp.108-124, Jan., 1992.
- 19) 藤掛一典, 大野友則, 小暮幹太, 喜多龍一郎 : 高速圧縮載荷を受けるコンクリートの材料特性, *土木学会第51回年次学術講演会概要集第5部*, pp.546-547, 1996年9月.
- 20) 白井孝治, 島村和夫, 實晃司, 伊藤千浩, 大沼博志 : コンクリート強度のひずみ速度依存性の定式化 -ホプキンソン棒法式衝撃試験方法の適用と圧縮強度試験結

- 果一, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1793-1804, 1998.3.
- 21) Soroushian, P., Choi, K. and Alhamad, A. : Dynamic constitutive behavior of concrete, ACI J., Vol.83, pp.251-259, Mar.-Apr., 1986.
 - 22) 高橋芳彦, 大野友則, 太田俊昭, 日野伸一 : 衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼす材料のひずみ速度効果, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.1567-1580, 1991.3.
 - 23) CEB-FIP MODEL CODE 1990. First Draft, CEB Bulletin d'Information No.195, 1990.
 - 24) Atchley, B. L. and Furr, H. L. : Strength and energy absorption capabilities of plain concrete under dynamic and static loadings, ACI J., pp.745-756, Nov., 1967.
 - 25) Bresler, B. and Bertero, V. V. : Influence of high strain rate and cyclic loading of unconfined and confined concrete in compression, Proc. of 2nd Canadian Conference on Earthquake Engineering, Hamilton, Ontario, pp.1-13, 1975.
 - 26) Takeda, J. and Tachikawa, H. : Deformation and fracture of concrete subjected to dynamic load, Proc. Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials, Vol.4, pp.267-277, 1972.
 - 27) Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P. E. : Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Research, Vol.6, pp.773-782, 1976.
 - 28) 三橋博三 : コンクリートの強度特性が破壊力学パラメータに及ぼす影響, コンクリート工学論文集, 第6巻, 第1号, pp.81-88, 1995年1月.
 - 29) 前掲文献9)に同じ : pp.384-387.
 - 30) Popovics, S. : Factors affecting the elastic deformations of concrete, Proc. of the Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials, Kyoto, pp.172-183, Aug., 1971.