

ひずみ速度効果を考慮した三軸応力下における コンクリートの直交異方性構成モデルの定式化

藤掛一典¹・上林勝敏²・大野友則³・水野 淳⁴・鈴木 篤⁴

¹正会員 博(工) 防衛大学校講師 システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

²学生会員 防衛大学校理工学研究科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

³正会員 工博 防衛大学校教授 システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

⁴工修 鹿島建設株式会社 原子力設計部 (〒107-0052 東京都港区赤坂 6-5-30)

衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物の耐衝撃性・安全性を合理的に検討するためには、高ひずみ速度下におけるコンクリートの力学的特性を把握することが重要である。従来、コンクリートの動力学的特性を調べた実験的研究は一軸応力下におけるものがほとんどである。しかしながら、実際の鉄筋コンクリート構造物の内部応力が一軸状態にあることは極めて特殊な場合であり、コンクリートは一般には複雑な多軸応力状態にあると考えられる。そこで本研究では、新たに急速三軸圧縮載荷装置を開発し、実験に用いるコンクリートの圧縮強度、側圧ならびに載荷速度をパラメータとする急速三軸圧縮載荷実験を行い、多軸応力下におけるコンクリートの力学的性状に載荷速度が及ぼす影響を定性的・定量的に調べている。また、有限要素解析法に組み込んで使用できるひずみ速度効果を考慮した直交異方性構成モデルの定式化を行っている。

Key Words : plain concrete, triaxial rapid compressive loading, strain-rate, dynamic property of concrete, dynamic failure criteria, stress-strain relationship, orthotropic constitutive model

1. はじめに

鉄筋コンクリート構造物が、落石・土石流などの自然的要因あるいは車両・船舶・航空機や重量物等の衝突事故や爆薬・火薬・ガス等の爆発事故などに起因する人為的要因によって発生する種々の衝撃荷重を受けると、構成材料であるコンクリートや鉄筋には $10^1 \sim 10^2$ (1/sec) 程度のひずみ速度が発生し、静的荷重や振動などの一般的な動的荷重を受ける場合とは異なり、①構成材料であるコンクリートや鉄筋は、ひずみ速度効果により材料特性が変化すること、②載荷速度が大きくなると、部材には全体破壊モード（全体曲げ破壊モード、パンチングシアによる押し抜きせん断破壊など）ではなく局部的な破壊モード（表面破壊、貫入、裏面剝離、貫通など）が卓越すること、③応力波の発生による、伝播・反射・重複による引張・圧縮の破壊現象が生じること、など衝撃特有の複雑な挙動が現れることが知られている¹⁾。したがって、衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物の耐衝撃性・安全性を調べ耐衝撃設計法を確立するためには、まずはその基礎的データとなる高ひずみ速度下におけるコンクリート材料の力学的特性を定性的・定量的に把握することが重要であると考えられる。

従来、コンクリートの動力学的特性に関する実験的研究では、一軸応力下における圧縮・引張特性にひずみ速

度が及ぼす影響を調べたものがほとんどである^{2)~7)}。しかしながら、実際の鉄筋コンクリート構造物中の内部応力が一軸応力状態にあることは極めて特殊な場合であり、自重による死荷重だけでなく種々の荷重の作用を受けると帯鉄筋やせん断補強鉄筋等の拘束によってコンクリートは複雑な多軸応力状態での挙動を示すと考えられる。このため、衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物が終局状態に至るまでの破壊挙動を解析によって検討するためには、高ひずみ速度・三軸高応力下におけるコンクリート材料の挙動を把握し、その挙動をより高精度でモデル化した構成則を使用することが必要であると考えられる。

静的三軸応力下におけるコンクリートの挙動を調べた多くの実験的研究^{8)~17)}によれば、三軸圧縮応力状態におけるコンクリートは、一軸圧縮状態に比べ、著しい強度の増加を示すとともに、延性をおびて変形能力が著しく増大することが明らかにされている。また、これらの実験結果を踏まえた構成則も提案されている^{18)~21)}。一方、三軸応力下におけるコンクリートの力学的特性にひずみ速度が及ぼす影響を調べる研究は特殊な実験装置を必要とし実験自体も困難であることから、わずかに山口ら²²⁾によって行われている程度である。山口らは、圧縮強度 24.5 (N/mm²) のコンクリートを用い、最大ひずみ速度 2.5×10^1 (1/sec) までの急速三軸圧縮載荷試験を行い非線形弾性型の構成則を提案している。しかしながら、近年、鉄筋コ

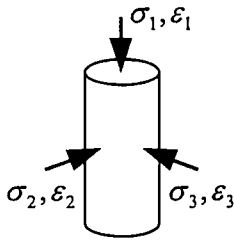


図-1 主応力・主ひずみの座標系

表-1 側圧の設定値

実験シリーズ	設定側圧 (N/mm ²)					
	レベル0	レベル1	レベル2	レベル3	レベル4	レベル5
普通強度	0 (0)	5.9 (0.16)	11.8 (0.32)	23.5 (0.63)	47.1 (1.26)	94.1 (2.52)
中強度	0 (0)	5.9 (0.13)	11.8 (0.26)	23.5 (0.51)	47.1 (1.02)	94.1 (2.04)
高強度	0 (0)	4.9 (0.06)	9.8 (0.11)	19.6 (0.23)	39.2 (0.46)	78.5 (0.92)

注) ()内の値は設定側圧/圧縮強度の比を示す

ンクリート構造物の大型化や高層化、あるいは耐久性の観点から高強度コンクリートが用いられることが多くなっている。したがって、比較的強度の低い種類だけのコンクリートに対する実験結果に基づいて評価された山口らの構成則の適用性について、コンクリート強度の相違による影響やよりひずみ速度効果などについての議論が必要である。

そこで本研究では、三軸応力下におけるコンクリートの力学的性状にひずみ速度が及ぼす影響を把握するために、新たに急速三軸圧縮載荷装置を開発した。本装置では、通常の静的載荷におけるひずみ速度レベルから最大 5×10^0 (1/sec) 程度のひずみ速度を発生させることができる。この装置を用いて、コンクリートの圧縮強度、側圧ならびに載荷速度をパラメータとする急速三軸圧縮載荷実験を行い、三軸応力下におけるコンクリートの破壊モードや力学的特性（破壊基準、最大圧縮応力時のひずみ）にひずみ速度が及ぼす影響について定性的・定量的な検討を行うものである。さらに、有限要素解析法に組み込んで使用できる構成モデルを構築するために、等価一軸ひずみの概念に基づいた上でひずみ速度の影響を考慮した増分型の直交異方性構成モデルの定式化を行っている。

なお、本研究では、圧縮応力および圧縮ひずみを正として扱っている。また、主応力ならびに主ひずみの座標系を、円柱供試体に対して図-1に示すように設定している。

2. 実験概要

(1) 実験パラメータ

本実験におけるパラメータは、コンクリートの圧縮強度、側圧および載荷速度の3つである。本研究では、これらのパラメータがコンクリートの応力-ひずみ関係や破壊基準に及ぼす影響について検討する。

実験に用いたコンクリート供試体の圧縮強度は3種類で、それぞれ $f'_c = 37.4, 46.2, 85.6$ (N/mm²) である。ここでは、これらのコンクリートをそれぞれ普通強度、中

強度、高強度と呼ぶことにする。側圧は、各強度のコンクリートに対して表-1に示すようにレベル0～レベル5までの6種類を設定している。なお、レベル0は側圧(=0)が無いことを表しており、一軸圧縮載荷に相当する。載荷速度は、静的、低速、中速および高速の4種類である。載荷速度は、ひずみ速度を指標としている。また、ひずみ速度は、載荷軸方向のひずみ ϵ_1 を用いて載荷開始点から最大圧縮応力点までの平均ひずみ速度で与えている。各載荷速度はひずみ速度で定義し、静的載荷では 1.2×10^{-5} (1/sec)、低速載荷が 3.0×10^{-2} (1/sec)、中速載荷が 3.0×10^{-1} (1/sec)、高速載荷が 2.0×10^0 (1/sec) である。実験ケース数は、(実験に用いるコンクリートの種類) × (設定側圧の数) × (載荷速度の数) = $3 \times 6 \times 4 = 72$ ケースである。実験は、それぞれのケースに対して3回(全実験数: $3 \times 72 = 216$ 回)行っている。また、普通強度、中強度、高強度のそれぞれについて 100 (N/mm²) までの静水圧載荷実験も行っている。

(2) 三軸圧縮載荷装置

本研究で開発した三軸圧縮載荷装置は、既存のサーボ制御式急速載荷装置(最大載荷力 980kN、最大載荷速度 4m/sec)に組み込み、側圧として作用する2軸方向の応力 ($\sigma_2 = \sigma_3$) を一定に保持した状態で残りの1軸方向 (σ_1) に急速載荷できる機構となっている。

本装置は、三軸圧縮セル本体と側圧一定保持装置から構成されている。図-2に、三軸圧縮セル本体の概略を示す。三軸圧縮セル本体は、直径 50(mm)、高さ 100(mm) の円柱供試体の出し入れが容易にできるように3分割(上部セル、中央部セル、下部セル)できる構造となっている。内圧の反力は全体を耐圧プレートを通じて $\phi 48$ mm の4本のボルト(耐圧ロッド)で締付けることによって対処している。側圧一定保持装置のポンプユニットによって三軸圧縮セルのメインチャンバー内を加圧すると、同時に上部チャンバー内にもオイルが流入する。上部チャンバー内の載荷棒には供試体の断面積に等しいフランジが備えられていてオイルがこの部分を加圧することで側圧に等しい軸方向応力が供試体に加えられる。いわゆる静水圧載荷を行うことができる。本装置は、最

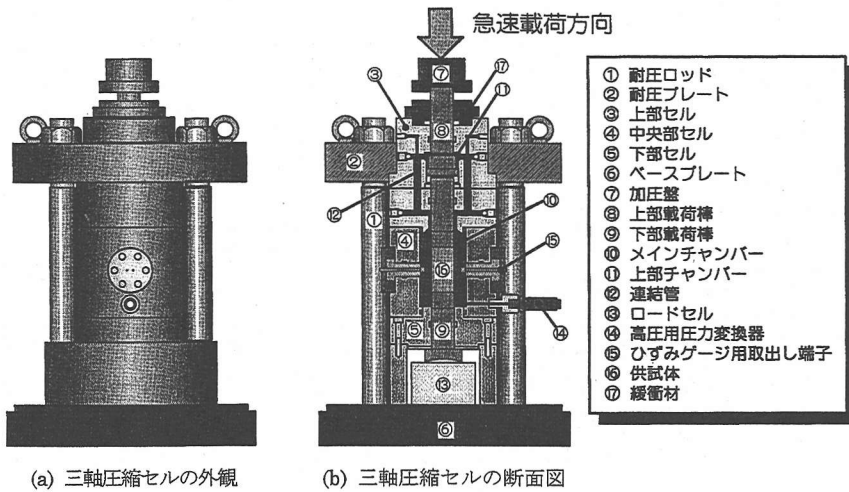


図-2 三軸圧縮セル本体の概要

表-2 コンクリートの配合

呼 称	G_{max} (mm)	W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)								空気量 (%)	スランプ (cm)
				W	C	S	G	AE減水剤	高性能 AE減水剤 C×%	消泡剤 C×%			
普通強度	10	65	55	195	300	975	823	300cc/C =100kg	—	0.1	1.0	18.0	
中強度	10	55	55	185	336	973	821	—	1.6	0.1	1.0	18.0	
高強度	10	40	55	175	438	942	795	—	1.3	0.1	1.0	18.0	

大側圧 100(N/mm²)までの静水圧荷重が可能で、また最大 980(kN)の軸方向荷重荷重に耐えうる。

(3) 供試体の製作

実験に用いる円柱供試体の寸法は、直径 50(mm)、高さ 100(mm)である。本実験で使用したコンクリートの配合を、表-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)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%)を、粗骨材には最大粗骨材寸法 10(mm)の硬質砂岩碎石(青梅産、密度 2.65 g/cm³、吸水率 0.54%)を使用した。静的一軸圧縮荷重試験で得られたそれぞれのコンクリートの圧縮特性値を、表-3に示す。

本研究では、供試体のひずみを計測するために供試体の中央位置に軸方向および円周方向にそれぞれ2枚のひずみゲージ(ゲージ長 30mm)を貼付している。高圧下でのひずみ測定にひずみゲージを用いる場合、コンクリートのような多孔質材料の表面は、金属材料などと異なり凹凸状態にある。このため、通常の方法で供試体表面に貼付したひずみゲージは、側圧の作用によって凹面に押

表-3 静的一軸圧縮試験結果

実験シリーズ	圧縮強度 f'_c (N/mm ²)	圧縮強度時の ひずみ $\epsilon_c \times 10^{-3}$	弾性係数 $E_0 \times 10^3$ (N/mm ²)	ポアソン比 ν_0
普通強度	37.4	2.32	26.7	0.2
中強度	46.2	2.79	29.0	0.2
高強度	85.6	3.17	34.2	0.2

しつけられて変形し、ときには破断してしまう恐れがある。そこで本研究では、次のような供試体の表面処理を行った。まず、供試体の表面をグラインダーで目荒らししてレイタンスを除去するとともに、表面付近の気泡を露出させた。次に、表面にある凹部をセメントペーストで充填して十分乾燥した後、さらにグラインダーで平滑に仕上げた。また、ひずみゲージを貼付する部分にはポリエステル系の下地処理剤を薄くコーティングし、その上にひずみゲージを貼付した。さらにその上にパラフィンコーティングしている。本研究では、このような処理を行うことで概ね良好に最大圧縮強度までのひずみの

計測が可能となった。

図-3に示すように、コンクリート内部へオイルが侵入することを防止するために供試体を耐油性のゴムスリーブ(厚さ 2mm, 内径 50mm)で被覆し、さらにゴムスリーブ両端は上下の鋼製ベDESTALまで覆って固定バンドで締付けている。また、上下のベDESTALにはオイルの浸入を防ぐためのOリングを設置している。供試体と上下の鋼製ベDESTALの間には、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($t=0.05\text{mm}$)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いる。ひずみゲージのリード線には、銅線をポリエステルコーティングした直径 0.4mm のものを用いてゴムスリーブ端部より取り出し、メインチャンバー内のリード線端子棒に接続して三軸圧縮セルから取り出している。

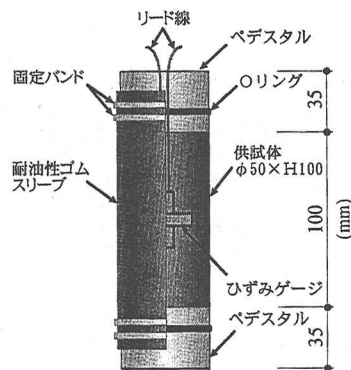


図-3 供試体の概要

(4) 実験方法

実験は、図-4に示すように既存のサーボ制御式急速載荷装置に三軸圧縮載荷装置を組み込んで急速三軸圧縮載荷を行っている。載荷は、三軸圧縮セル内のオイルチャンバー油圧を側圧一定保持装置のポンプユニットによって所定の側圧まで静水圧載荷し、所定の側圧に達した後は、側圧を一定に保持した状態で速やかに急速載荷装置によって各設定速度で軸方向載荷を行っている。

供試体に作用する軸方向力は、図-2に示すように三軸圧縮セル下部に設置してあるロードセルによって計測している。また、側圧はオイルチャンバー内に取り付けられている高圧用圧力変換器により計測している。供試体のひずみは、供試体に貼付したひずみゲージによって軸方向および円周方向のそれぞれ 2 ヶ所で測定している。

ロードセルによって計測される荷重には、載荷棒と三軸圧縮セル本体との摩擦による影響が含まれる可能性がある。そこで本実験に先だち、メインチャンバー内に油を充填した状態で静水圧載荷を行いロードセルと高圧用圧力変換器のキャリブレーションを行った。キャリブレーションの結果から、ロードセルによる計測値から換算した圧力と高圧用圧力変換器の計測値はほぼ一致した。したがって、摩擦による影響は無視できるとみなしてデータ処理を行った。

3. 実験結果および考察

(1) 供試体の破壊状況

一軸圧縮載荷時(側圧 0)の供試体の破壊状況は、載荷速度の違いによらず縦ひび割れ(割裂破壊)に斜めひび割れを伴った混合型の破壊モードであった。普通強度、中強度および高強度コンクリート供試体に対する各三軸圧縮載荷実験で、静的および高速載荷によって得られた

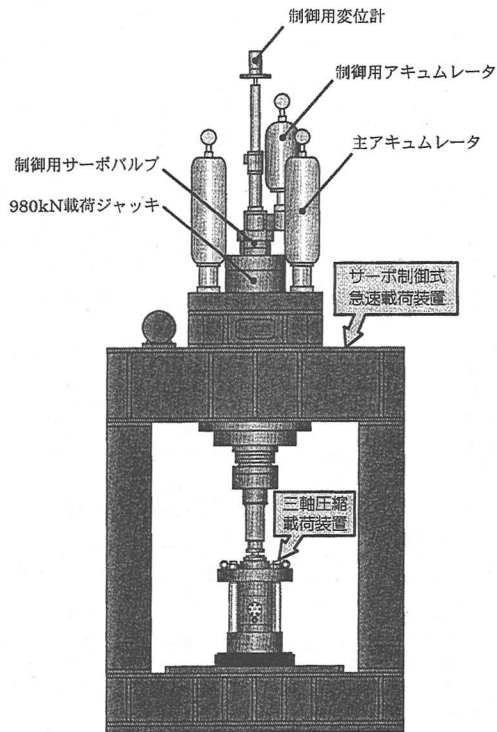


図-4 急速三軸圧縮載荷装置の概要

供試体の代表的な破壊状況を、図-5～図-7に示す。普通強度および中強度コンクリートのシリーズでは、側圧が比較的小さいうちは斜めひび割れによる滑り破壊がみられる。これに対して、側圧が普通強度シリーズの場合 $23.5 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ 、中強度シリーズの場合 $47.1 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ 以上になると一方の材端付近に圧壊型の膨らみ破壊がみられる。高強度コンクリートのシリーズでは、本試験で可能な側圧の範囲内では供試体はすべて斜めひび割れによる滑り破壊を生じた。これらのことから、供試体の破壊モードは側圧の大きさによって、混合型破壊(割裂破壊)が顕

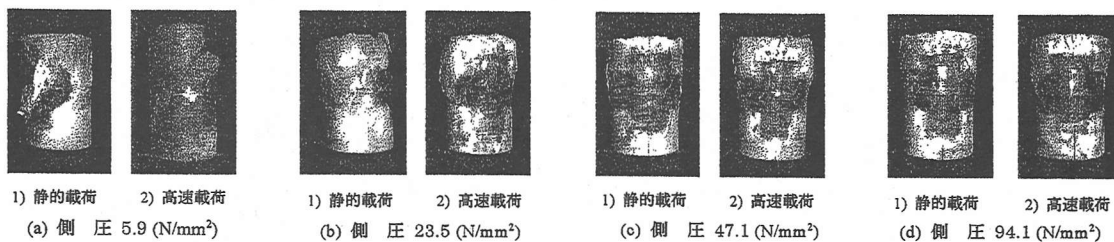


図-5 普通強度コンクリートシリーズの破壊状況

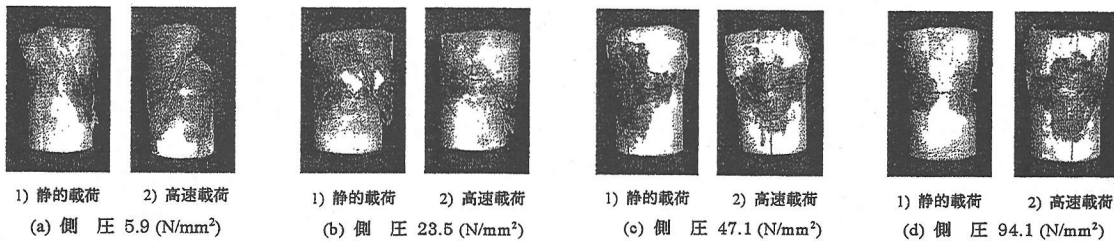


図-6 中強度コンクリートシリーズの破壊状況

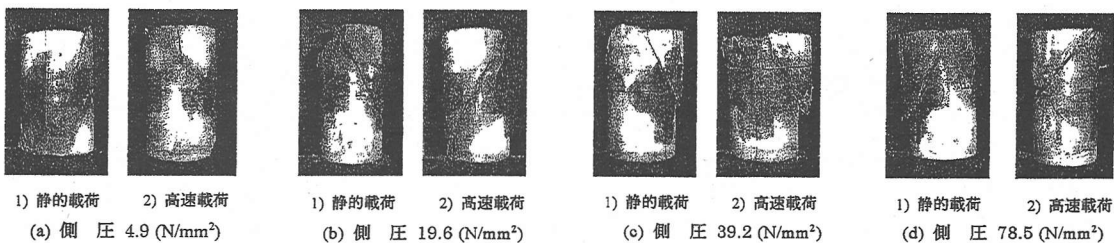


図-7 高強度コンクリートシリーズの破壊状況

著)からせん断滑り破壊そして圧壊型破壊へと移行していくと考えられる。普通強度および中強度コンクリートシリーズの場合、せん断滑り破壊から圧壊型破壊へと移行する側圧は、載荷速度の違いによらず $0.6 \sim 0.8 f'_c$ 程度と考えられる。

滑り破壊を生じた供試体の滑り面の角度は、実験に用いたコンクリートの圧縮強度や載荷速度の相違による影響を受けず、ほぼ一定で水平面から 62° 程度であった。ただし、高強度コンクリートシリーズの側圧 $78.5(N/mm^2)$ の場合には、載荷速度が大きくなるにしたがって水平面からの滑り面の角度が小さくなることが認められた。図-7(d)に示した高速載荷の場合、滑り面の角度は水平面から 45° 程度であった。

(2) 載荷応力経路

本実験では、所定の側圧まで静水圧載荷した後、側圧を一定に保持した状態で軸方向に各設定速度で急速載荷を行う載荷経路を設定した。図-8に、代表的な中強度コンクリートシリーズに対して、供試体に加えられた最大圧縮強度までの載荷応力経路を主応力表示で示す。この図から、静的載荷では、設定した載荷応力経路に従い偏差応力載荷過程中側圧は一定に保持された状態にあるこ

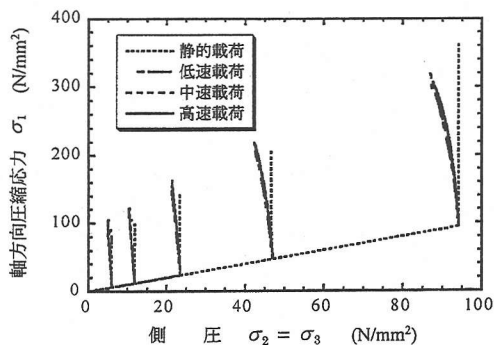


図-8 代表的な載荷応力経路 (中強度シリーズ)

とが分かる。これに対して、低速載荷、中速載荷および高速載荷では、軸圧縮応力の増大にもなって側圧が低下している。中強度コンクリートを設定側圧 $94.1(N/mm^2)$ で低速、中速および高速載荷した場合、最大圧縮強度時の側圧は設定値に対して約 $7(N/mm^2)$ (約 7.4%) ほど小さくなっている。普通強度、高強度シリーズに対しても同様な結果となった。これは、側圧一定保持装置に用いているオイルポンプの能力に起因するもので、供試体の体積変化 (収縮・膨張) のために側圧が変動する結果と

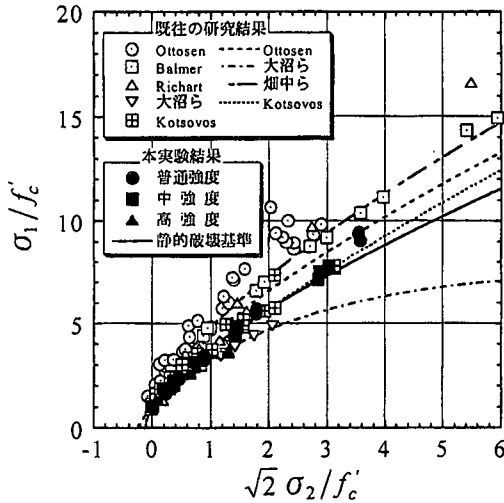


図-9 静的三軸圧縮載荷における破壊基準

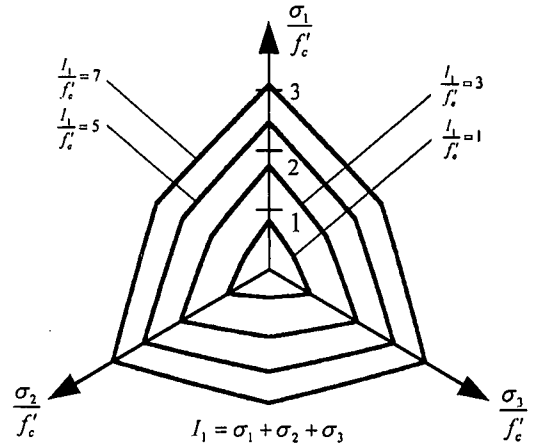


図-10 偏差応力面上の形状

なつたと考えられる。

(3) 高ひずみ速度・三軸高応力下におけるコンクリートの破壊基準

多軸応力下の応力空間内で最大耐力に達する点の集合は破壊曲面と呼ばれ、破壊曲面を応力状態の関数として定義したものが破壊基準と呼ばれている²³⁾。一般に、静的載荷における破壊基準は、応力ベクトル σ の関数として次式で与えられる。

$$f(\sigma) = 0 \quad (1)$$

急速三軸圧縮載荷を受けるコンクリートの動的破壊基準は、載荷速度を表すパラメータと応力ベクトルとの関数で表されると考える。載荷速度を表すパラメータとしてひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ を用いれば、任意のひずみ速度における動的破壊基準は次式で与えられる。

$$F(\sigma, \dot{\epsilon}) = 0 \quad (2)$$

本論文では、単に静的載荷における破壊基準を意味する場合には小文字の f を、ひずみ速度を考慮した動的破壊基準を意味する場合には大文字の F をそれぞれ用いて破壊基準を記述する。

a) 静的三軸圧縮載荷における破壊基準の定式化

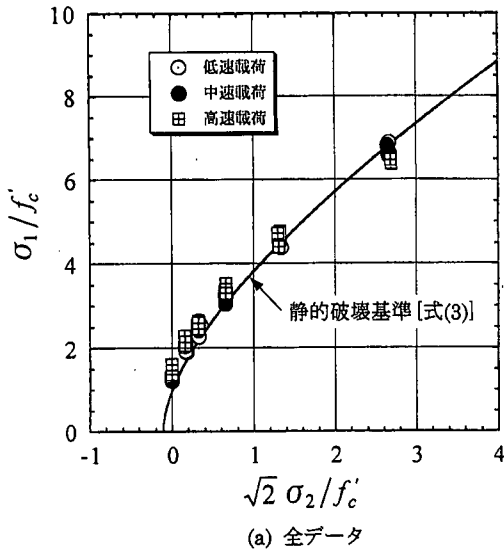
静的三軸圧縮載荷実験で得られた最大圧縮強度点での応力状態($\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3$)を静的な一軸圧縮強度 f'_c で割った無次元化主応力空間内の Rendulic 面($\sigma_1/f'_c - \sqrt{2} \sigma_2/f'_c = \sqrt{2} \sigma_3/f'_c$ 座標系)上にプロットしたものを、図-9に示す。図中には、文献23)から引用した Ottoosen, Balmer および Richart, 大沼・青柳¹⁶⁾および Kotsovos¹⁷⁾

による既往の結果を合わせて示している。

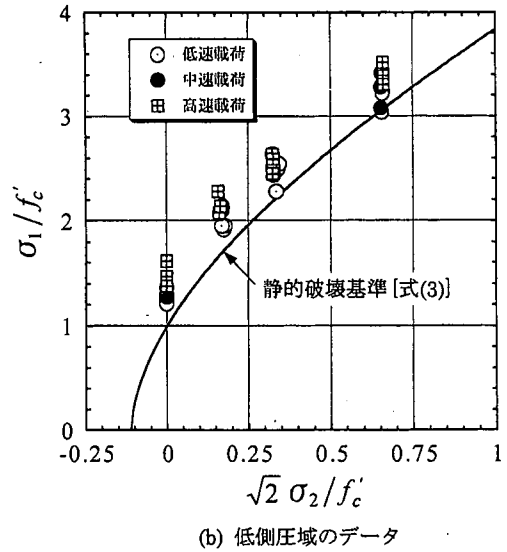
本実験結果に対して図からわかるように、圧縮強度が異なるコンクリートの場合でも一軸圧縮強度 f'_c で割って無次元化することでほぼ一本の破壊曲線で評価することができると思なせる。本実験結果および既往の結果のいずれも、最大圧縮強度点での軸方向応力成分(σ_1/f'_c)は側圧成分(σ_2/f'_c)の大きさに依存し、側圧成分(σ_2/f'_c)が増加するに従い軸方向応力成分(σ_1/f'_c)も増加する傾向にある。しかしながら、これらの実験結果が与える破壊条件には差異がみられる。例えば、 $\sqrt{2} \sigma_2/f'_c = 3$ のとき、本実験結果では σ_1/f'_c は約7.5程度であるが、Ottoosenの結果によれば σ_1/f'_c は約10程度となり本実験結果に対して約25~35%の評価の差異を与えることになる。このような差異を与える原因としては、コンクリートの配合、使用骨材、養生条件、供試体の形状寸法、供試体端面の境界条件、載荷方法あるいは計測方法の違い、またデータを無次元化するために用いている一軸圧縮強度 f'_c の決定方法の違い等が考えられる。なお、本結果はKotsovosの結果と概ね一致している。

次に、本実験結果に対する破壊基準を定式化することを試みる。本研究では、ここで定式化された静的な破壊基準を、載荷速度の影響を考慮した動的な破壊基準に拡張することを考える。

コンクリートや岩石のような静水圧依存性材料に対する慣用の破壊基準として、Drucker-Pragerモデル²³⁾やLeonモデル²⁴⁾がある。Drucker-Pragerモデルによる破壊曲面は、円形の偏差断面形状を有し、子午線は直線で表示される。これに対してLeonモデルは、Mohr-Coulombの破壊基準とRankineの最大引張応力基準との2つの特性を併せ持ち、子午線の形状は2次の放物線



(a) 全データ



(b) 低側圧域のデータ

図-11 三軸圧縮応力下の最大応力にひずみ速度が及ぼす影響 (中強度シリーズ)

で表される比較的単純な破壊基準の一つである。Leon モデルは、主応力表示で次式のように与えられる。

$$f(\sigma_1, \sigma_3) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right)^2 - m \left(\frac{\sigma_3}{f'_c} \right) - 1 = 0 \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ の関係にあるものとし、 σ_1 は最大主応力 (軸方向応力)、 σ_3 は最小主応力 (側圧)、 m はパラメータである。通常、パラメータ m は、実験結果に基づいて決められる定数である。ここでは、曲線が静的な一軸引張強度 f_t を通るようにパラメータ m を次式で与える。

$$m = \frac{1 - \left(\frac{f_t}{f'_c} \right)^2}{\left(\frac{f_t}{f'_c} \right)} = \frac{1 - h^2}{h} \quad (4)$$

ここで、 h は静的載荷における一軸引張強度と一軸圧縮強度の比 ($h = f_t/f'_c$) である。

静的三軸圧縮載荷で得られた実験結果に式(3)を適用したところ、 $h = f_t/f'_c = 0.08$ の場合に実験値に良く適合した。一般的なコンクリートの一軸引張強度は一軸圧縮強度の 0.08~0.1 倍程度であることから、 $h = 0.08$ は妥当な値であると言える。この関係を、図-9 に太い実線で示す。図中には、既往の Ottosen²⁰⁾、大沼・青柳¹⁰⁾、畑中ら²⁰⁾ および Kotsovos¹⁷⁾ によって提案された破壊基準を合わせて表示している。この図から、式(3)で与え

れる破壊規準は、Kotsovos によって提案された破壊基準とほぼ一致していることがわかる。また、式(3)で表される破壊基準の偏差応力面上の形状を、図-10 に示す。偏差断面の形状は、静水圧成分の大きさに応じて Rankine の最大引張応力基準における三角形に類似した形状から Mohr-Coulomb の破壊基準に類似した六角形へと変化する。

b) 急速三軸圧縮載荷における最大応力にひずみ速度が及ぼす影響

中強度シリーズの急速三軸圧縮載荷において、低速、中速および高速の各載荷速度で得られた最大圧縮強度点での応力状態 ($\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3$) を静的な一軸圧縮強度 (f'_c) で割った無次元化主応力空間内の Rendulic 面 ($\sigma_1/f'_c - \sqrt{2} \sigma_2/f'_c = \sqrt{2} \sigma_3/f'_c$ 座標系) 上にプロットしたものを、図-11 に示す。図中には、式(3)で与えられる静的載荷における破壊基準を太い実線で表示している。

この図から、側圧が $\sqrt{2} \sigma_2/f'_c = 1$ 付近では載荷速度によらず軸方向最大圧縮応力 (σ_1/f'_c) が静的破壊基準による値にほぼ一致していることがわかる。このような現象を示す側圧は、既に 3.(1) で述べたせん断滑り破壊から圧壊型破壊へと移行する側圧 $\sigma_2/f'_c = 0.6 \sim 0.8$ に対応している。側圧値が $0 \leq \sqrt{2} \sigma_2/f'_c \leq 1$ の範囲では、載荷速度の増大に応じて軸方向最大圧縮応力が静的破壊基準を上回る。これに対して、側圧値が $\sqrt{2} \sigma_2/f'_c \geq 1$ では載荷速度の大きさに応じて軸方向最大圧縮応力が静的破壊基準を下回ることがわかる。

従来、ひずみ速度が大きくなるに従い一軸圧縮強度や一軸引張強度が増加するという結果から、多軸応力下においても、ひずみ速度が大きくなるに従い最大応力は増加する、つまり破壊曲面は拡大すると考えられてきた²²⁾。

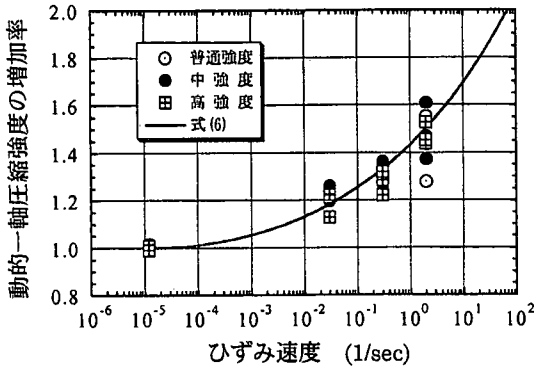


図-12 動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

しかしながら、実際に急速三軸圧縮載荷実験を行った結果から、ひずみ速度が三軸応力下における最大応力に及ぼす影響は応力状態によって大きく異なり、必ずしも最大応力を増加させるとは限らないことがわかった。すなわち、一軸応力下における圧縮強度や引張強度にひずみ速度が及ぼす影響は、三軸応力下の破壊曲面にひずみ速度が及ぼす影響の単なる一面を捉えているに過ぎず、コンクリートの破壊曲面にひずみ速度が及ぼす影響は三軸応力下で統一的に評価することが重要であると言える。

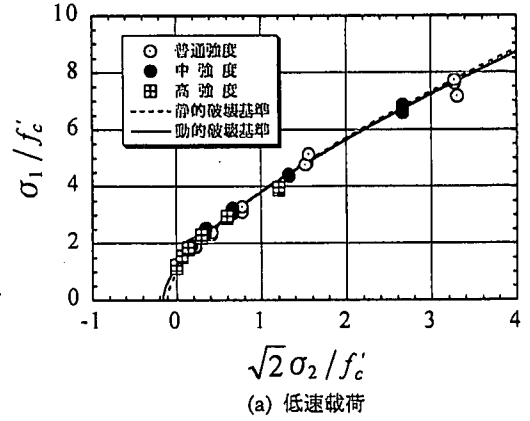
c) 急速三軸圧縮載荷における動的破壊基準の定式化

ここでは、前項での検討結果を踏まえて任意のひずみ速度における動的破壊基準の定式化を行う。

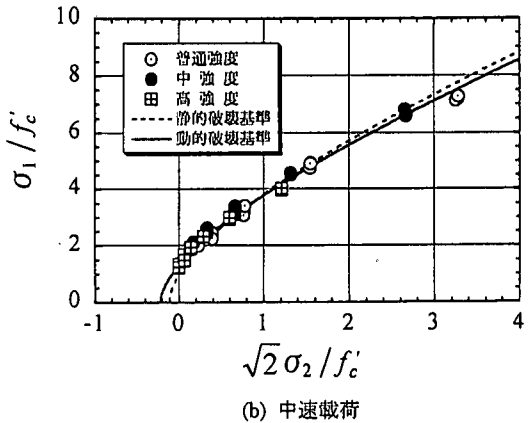
いま、静的載荷における一軸圧縮強度を f'_c 、一軸引張強度を f_t とする。任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の動的一軸圧縮強度を f'_{cd} 、動的一軸引張強度を f'_{td} とし、このときの一軸圧縮強度の増加率を $\xi(\dot{\epsilon}) = f'_{cd}/f'_c$ 、一軸引張強度の増加率を $\eta(\dot{\epsilon}) = f'_{td}/f_t$ とする。任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ に対する動的破壊基準は、式(3)で与えられる静的破壊基準を準用し、必ずそのひずみ速度における動的な一軸圧縮強度点 f'_{cd} および動的な一軸引張強度点 f'_{td} を通るという条件を与えることにより、次式を得る。

$$F(\sigma_1, \sigma_3, \dot{\epsilon}) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right)^2 - \left[\frac{1 - h^2 \left(\frac{\eta}{\xi} \right)^2}{h \left(\frac{\eta}{\xi} \right)} \right] \xi \left(\frac{\sigma_3}{f'_c} \right) - \xi^2 = 0 \quad (5)$$

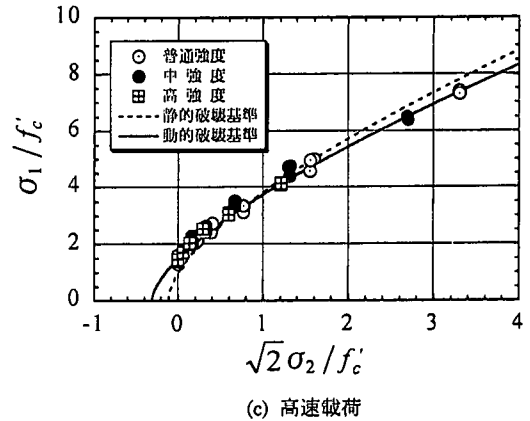
次に、式(5)で与えられる破壊基準の適用性について、本実験結果を対象として検討する。式(5)を用いるためには、一軸圧縮強度の増加率ならびに一軸引張強度の増加率を設定する必要がある。ここでは、一軸圧縮強度の増加率および一軸引張強度の増加率にそれぞれ著者ら²⁾、Rossら⁷⁾によって提案された評価式を用いることにする。



(a) 低速載荷



(b) 中速載荷



(c) 高速載荷

図-13 急速三軸圧縮載荷における実験結果と動的破壊基準

任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ における動的な一軸圧縮強度の増加率の関係は次式で与えられる²⁾。

$$\xi(\dot{\epsilon}) = \frac{f'_{cd}}{f'_c} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{0.006} \left[\text{Log} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right) \right]^{1.05} \quad (6)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_{sc}$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10^{-6} (1/sec)]

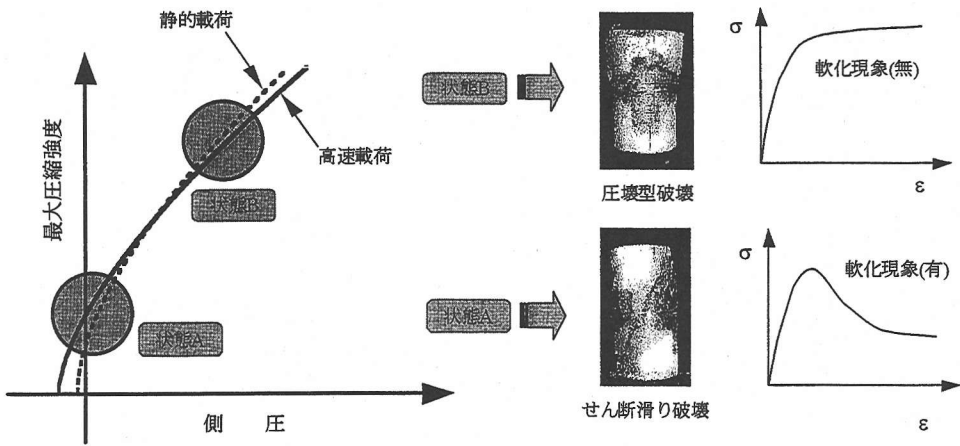


図-14 三軸圧縮応力下の最大応力にひずみ速度が及ぼす影響と破壊モード，軟化現象との関連性

である。また、Ross らは、一軸引張強度の増加率を次式で与えている⁷⁾。

$$\eta(\dot{\varepsilon}) = \frac{f_{td}}{f_t} = \exp \left[0.00126 \left(\text{Log}_{10} \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{st}} \right)^{3.373} \right] \quad (7)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_{st}$ は静的荷重におけるひずみ速度 [$\dot{\varepsilon}_{st} = 1.0 \times 10^{-7}$ (1/sec)] である。

図-12 に、側圧が 0 である一軸圧縮荷重で得られた動的一軸圧縮強度の増加とひずみ速度の関係に式(6)で与えられる関係を、合わせて示す。この図から、式(6)は、本実験値に対して良い対応を示している。

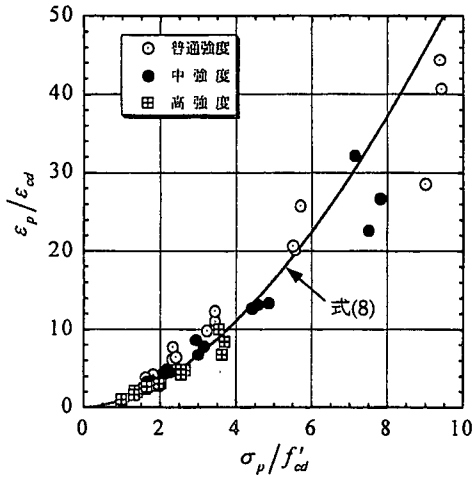
図-13 に、急速三軸圧縮荷重実験で得られた最大強度点での応力状態 (σ_1 , $\sigma_2 = \sigma_3$) を、静的一軸圧縮強度 (f'_c) で除した無次元化主応力を用いて表した Rendulic 面 ($\sigma_1/f'_c - \sqrt{2}\sigma_2/f'_c = \sqrt{2}\sigma_3/f'_c$ 座標系) 上に低速、中速および高速の各荷重速度毎にプロットしたものを示す。図中には、式(5)、式(6)および式(7)を用いることで計算される動的破壊基準を、合わせて示す。それぞれの図中には、式(3)で与えられる静的破壊基準も表示している。これらの図から、本研究で定式化した動的破壊基準は、いずれの荷重速度に対しても実験結果とよく適合しているとみなせる。式(5)で与えられる動的破壊基準は、任意のひずみ速度で荷重した場合にそのひずみ速度に対応する一軸圧縮強度点ならびに一軸引張強度点を必ず通るという条件下で導かれた実験式である。しかしながら、このような条件を付与することで高ひずみ速度・高側圧下のコンクリートの挙動をうまく評価することができるという点で実用的であると考えられる。

また、三軸応力下における最大圧縮応力にひずみ速度

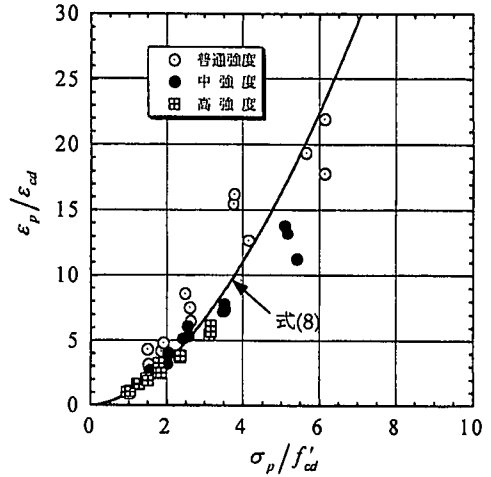
が及ぼす影響と供試体の破壊モードおよび最大強度以降の軟化現象との関連性を調べたところ、図-14 に示すように応力状態に依存して、①低側圧下でひずみ速度の増大によって最大圧縮応力が増加する場合 (状態 A: 図中において高速荷重における最大圧縮強度 > 静的荷重における最大圧縮強度である部分)、軟化現象が生じせん断滑り破壊が見られるのに対し、②高側圧下でひずみ速度の増大によって最大圧縮応力が減少する場合 (状態 B: 図中において高速荷重における最大圧縮強度 < 静的荷重における最大圧縮強度である部分)、軟化現象は生じず圧壊型の破壊が見られるというような密接な関連性があることが認められた。

(4) 急速三軸圧縮荷重を受けるコンクリートの最大圧縮応力とその点に対応する軸方向ひずみの関係

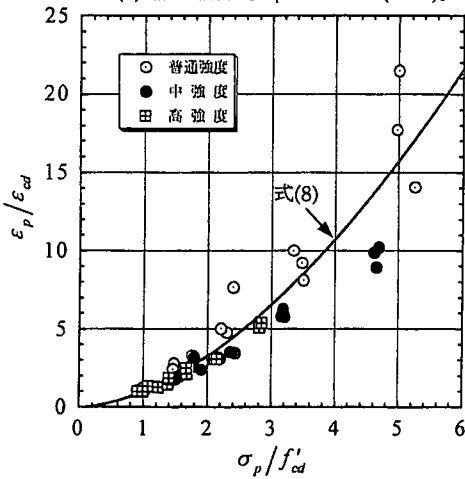
ここでは、急速三軸圧縮荷重を受けるコンクリートの最大圧縮応力と最大圧縮応力点における軸方向ひずみとの関係について述べる。急速三軸圧縮荷重試験で得られた最大圧縮応力 σ_p と最大圧縮応力点における荷重軸方向のひずみ ε_p を、それぞれ動的一軸圧縮強度 f'_{cd} ならびに動的一軸圧縮強度時のひずみ ε_{cd} で除したものを無次元化最大圧縮応力 (σ_p/f'_{cd})、無次元化軸ひずみ ($\varepsilon_p/\varepsilon_{cd}$) と定義する。なお、三軸圧縮応力状態における σ_p で、側圧 0 の状態は一軸応力状態と同一であり、 $\sigma_p = f'_{cd}$ と等価である。すなわち、側圧 0 の状態では $\sigma_p/f'_{cd} = 1$ の関係が成り立つ。ひずみについても、同様である。したがって、このように無次元化した応力とひずみのパラメータを用いることにより、荷重速度に無関係に同一点 ($\sigma_p/f'_{cd} = 1$, $\varepsilon_p/\varepsilon_{cd} = 1$) を通過することになり定式化を行う上で非常に好都合となる。図-15 に、無次元化最大圧縮応力と無次元化軸ひずみの関係を



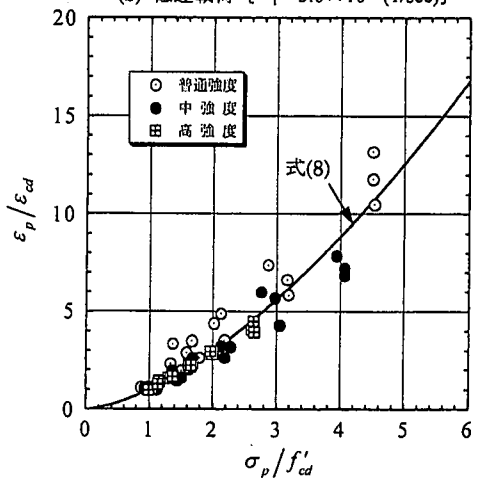
(a) 静的荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 1.2 \times 10^{-5}$ (1/sec)]



(b) 低速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-2}$ (1/sec)]



(c) 中速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-1}$ (1/sec)]



(d) 高速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0$ (1/sec)]

図-15 無次元化最大圧縮応力と無次元化軸ひずみとの関係

各荷荷速度毎に示す。同一荷荷速度に対しては、無次元化最大圧縮応力と無次元化軸ひずみの関係は、ばらつきはあるもののコンクリート強度（普通強度・中強度・高強度）によらず類似した傾向を示している。

そこで、本実験で得られた無次元化最大圧縮応力と無次元化軸ひずみの関係はひずみ速度の影響を受けるものとみなして、各荷荷速度毎の結果に対して重回帰分析を行った。その結果、次に示す式を得た。

$$\frac{\epsilon_p}{\epsilon_{cd}} = \left(\frac{\sigma_p}{f'_{cd}} \right)^{1.74 \exp(-0.05 \dot{\epsilon})} \quad (8)$$

式(8)を用いて得られる関係を図-15中に、実線で示す。いずれの荷荷速度に対しても、急速三軸圧縮試験で得られた無次元化最大圧縮応力と無次元化軸ひずみの関係は式(8)を用いて評価することができると言える。

(5) 高ひずみ速度・三軸高応力下におけるコンクリートの構成モデル

ここでは、簡易な形で有限要素解析法に取り込むことが可能なひずみ速度効果を考慮した直交異方性構成モデルの定式化を行う。静的荷荷を受けるコンクリートの直交異方性構成モデルについては、等価一軸ひずみの概念を用いたモデルが Elwi and Murray²⁰⁾によって提案されている。本研究では、Elwi and Murray による提案モデルを基本とした上で、次に示す3点を独自に導入することによってひずみ速度効果を考慮する。① 動的荷荷に対する初期弾性係数の適用、② 三軸応力下における動的破壊基準の適用、③ 等価一軸ひずみ空間における動的破壊基準の適用である。

a) 増分型の直交異方性構成モデル

三軸応力下における増分型の直交異方性構成モデルは、異方性の主軸をそれぞれ1, 2, 3で表示すると、次式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} d\epsilon_1 \\ d\epsilon_2 \\ d\epsilon_3 \\ d\gamma_{12} \\ d\gamma_{23} \\ d\gamma_{31} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\mu_{12}}{\sqrt{E_1 E_2}} & \frac{-\mu_{13}}{\sqrt{E_1 E_3}} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_2} & \frac{-\mu_{23}}{\sqrt{E_2 E_3}} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ & \text{Sym.} & & & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{31}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\sigma_1 \\ d\sigma_2 \\ d\sigma_3 \\ d\tau_{12} \\ d\tau_{23} \\ d\tau_{31} \end{pmatrix} \quad (9)$$

ここで、 $d\epsilon_i$ は i 方向の垂直ひずみ増分、 $d\sigma_i$ は i 方向の垂直応力増分、 $d\gamma_{ij}$ は ij 面内のせん断ひずみ増分、 $d\tau_{ij}$ は ij 面内のせん断応力増分、 E_i は i 方向の弾性係数、 G_{ij} は ij 面内のせん断弾性係数、 μ_{ij} は ij 面内のポアソン比 ν_{ij} によって次式で与えられる等価ポアソン比である。

$$\mu_{12}^2 = \nu_{12}\nu_{21}, \quad \mu_{23}^2 = \nu_{23}\nu_{32}, \quad \mu_{13}^2 = \nu_{13}\nu_{31} \quad (10)$$

式(9)の逆変換を行うと、次の増分応力-増分ひずみ関係が得られる。

$$\begin{pmatrix} d\sigma_1 \\ d\sigma_2 \\ d\sigma_3 \\ d\tau_{12} \\ d\tau_{23} \\ d\tau_{31} \end{pmatrix} = \frac{1}{\phi} \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & \text{sym.} & & G_{12}\phi & 0 & 0 \\ & & & & G_{23}\phi & 0 \\ & & & & & G_{31}\phi \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\epsilon_1 \\ d\epsilon_2 \\ d\epsilon_3 \\ d\gamma_{12} \\ d\gamma_{23} \\ d\gamma_{31} \end{pmatrix} \quad (11)$$

ここで、

$$\phi = 1 - \mu_{12}^2 - \mu_{23}^2 - \mu_{13}^2 - 2\mu_{12}\mu_{23}\mu_{13}$$

$$C_{11} = E_1(1 - \mu_{23}^2)$$

$$C_{12} = \sqrt{E_1 E_2}(\mu_{13}\mu_{23} + \mu_{12})$$

$$C_{13} = \sqrt{E_1 E_3}(\mu_{12}\mu_{23} + \mu_{13})$$

$$C_{22} = E_2(1 - \mu_{13}^2)$$

$$C_{23} = \sqrt{E_2 E_3}(\mu_{12}\mu_{13} + \mu_{23})$$

$$C_{33} = E_3(1 - \mu_{12}^2)$$

せん断弾性係数 G_{ij} は異方性の主軸が ij 面内で回転しても不変であると仮定すれば、 G_{ij} は次式で与えられる。

$$G_{12} = \frac{1}{4\phi} \left[E_1 + E_2 - 2\mu_{12}\sqrt{E_1 E_2} - \left(\sqrt{E_1}\mu_{23} + \sqrt{E_2}\mu_{13} \right)^2 \right]$$

$$G_{23} = \frac{1}{4\phi} \left[E_2 + E_3 - 2\mu_{23}\sqrt{E_2 E_3} - \left(\sqrt{E_2}\mu_{13} + \sqrt{E_3}\mu_{12} \right)^2 \right]$$

$$G_{13} = \frac{1}{4\phi} \left[E_1 + E_3 - 2\mu_{13}\sqrt{E_1 E_3} - \left(\sqrt{E_1}\mu_{23} + \sqrt{E_3}\mu_{12} \right)^2 \right] \quad (12)$$

b) 等価一軸ひずみ

式(9)および式(11)で与えられる直交異方性モデル中の弾性係数や等価ポアソン比は、応力履歴に依存するために応力履歴に応じて評価する必要がある。そこで、この応力履歴を表す変数として等価一軸ひずみを導入する。Darwin and Pecknold²⁰⁾は、等価一軸ひずみ増分を次式で定義している。

$$d\epsilon_{in} = \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (i=1, 2, 3) \quad (13)$$

全等価一軸ひずみは、式(13)を次式に示すように載荷経路に沿って積分することによって求めることができる。

$$\epsilon_{in} = \int d\epsilon_{in} = \int \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (14)$$

c) 応力-等価一軸ひずみ関係の設定と弾性係数の評価

ひずみ速度の影響を考慮した応力-等価一軸ひずみ関係を定義するためには、動的な破壊曲面上の終局強度 σ_{ic} に対する等価一軸ひずみ ϵ_{ic} の評価が必要である。そのために、主応力空間における破壊曲面と同様の形状を有する曲面が等価一軸ひずみ空間にも存在すると仮定する（等価一軸ひずみ空間における動的破壊基準）。また σ_{ic} と ϵ_{ic} の間には、式(8)と同様に次の関係が成り立つものと仮定する。

$$\frac{\epsilon_{ic}}{\epsilon_{cd}} = \left(\frac{\sigma_{ic}}{f'_{cd}} \right)^{1.74 \exp(-0.05 \dot{\epsilon})} \quad (15)$$

ここで、 f'_{cd} は式(6)によって、 ϵ_{cd} は既に著者らが提案した次式で与える²⁾。

$$\epsilon_{cd} = \epsilon_c \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{\left[-0.036 + 0.01 \text{Log} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right) \right]} \quad (16)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_{sc}$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10^6 (1/sec)], ϵ_c は静的一軸圧縮載荷における最大圧縮強度点でのひずみである。

ここで、図-16で示される載荷速度の影響を考慮した応力-等価一軸ひずみ関係を次式で与える。

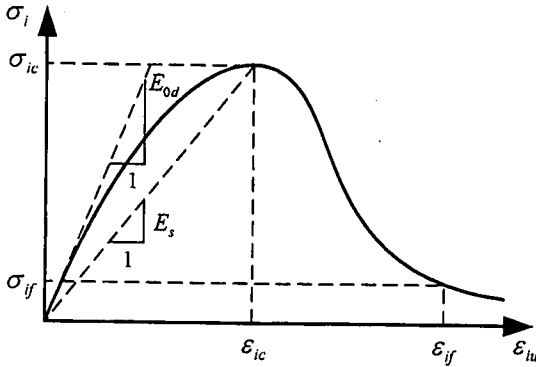


図-16 応力-等価一軸ひずみ関係の模式図

$$\sigma_i = \frac{E_{0d} \varepsilon_{iu}}{1 + \left(R + \frac{E_{0d}}{E_s} - 2 \right) \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} - (2R-1) \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 + R \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3} \quad (17)$$

ここに、

$$R = \frac{E_{0d} (\sigma_{ic} / \sigma_{if} - 1)}{E_s (\varepsilon_{if} / \varepsilon_{ic} - 1)^2} - \frac{\varepsilon_{ic}}{\varepsilon_{if}}$$

なお、 E_{0d} はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ で載荷した場合の初期弾性係数、 σ_{ic} はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ ならびに現在の特定の主応力比に対して求められる i 方向の破壊曲面上の最大応力[式(5)]、 ε_{ic} は σ_{ic} に対応する等価一軸ひずみ[式(15)]、 E_s は割線弾性係数 ($E_s = \sigma_{ic} / \varepsilon_{ic}$)、 σ_{if} 、 ε_{if} は応力-等価一軸ひずみ曲線の軟化領域における任意点の座標である。動的な初期弾性係数 E_{0d} は、次式²⁾で評価するものとする。

$$E_{0d} = E_0 \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc}} \right)^{0.002 \left[\text{Log} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{sc}} \right) \right]^{1.12}} \quad (18)$$

ここに、 $\dot{\varepsilon}_{sc}$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)], E_0 は静的載荷における初期弾性係数 (N/mm²) である。

急速三軸応力下におけるコンクリートの応力-ひずみ関係において、最大圧縮応力以降の軟化挙動に及ぼすひずみ速度効果については未解明である。このため、 σ_{if} 、 ε_{if} の値を定めるに当っては Elwi and Murray²⁰⁾ が仮定した次式で評価するものとする。

$$\varepsilon_{if} = 4\varepsilon_{ic}, \quad \sigma_{if} = \sigma_{ic} / 4 \quad (19)$$

各主応力軸に対する応力履歴ならびにひずみ速度に依存するコンクリートの弾性係数 (E_i) は、式(17)を等価一軸ひずみ (ε_{iu}) で微分することで次のように得られる。

$$E_i = \frac{E_{0d} \left[1 + (2R-1) \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 - 2R \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3 \right]}{\left[1 + \left(R + \frac{E_{0d}}{E_s} - 2 \right) \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} - (2R-1) \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 + R \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3 \right]^2} \quad (20)$$

d) 等価ポアソン比

等価ポアソン比 (μ_{ij}) はひずみ速度の影響を受けないものとみなせるので、静的載荷を対象として得られた Elwi and Murray²⁰⁾ の式を用いて与える。

$$\mu_{12}^2 = \nu_1 \nu_2, \quad \mu_{23}^2 = \nu_2 \nu_3, \quad \mu_{13}^2 = \nu_1 \nu_3 \quad (21)$$

ここに、

$$\nu_i = \nu_0 \left[1.0 + 1.3763 \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} - 5.3600 \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 + 8.586 \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3 \right]$$

なお、 ν_0 はポアソン比の初期値である。

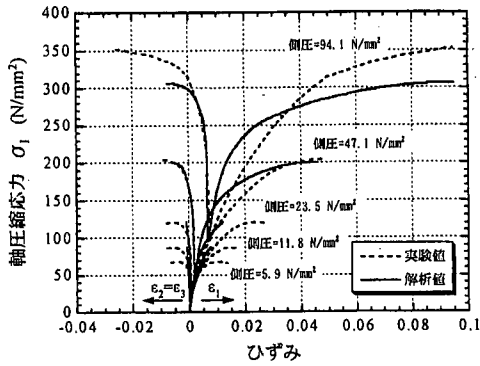
e) ひずみ速度の影響を考慮した直交異方性構成モデルの検証

ひずみ速度の影響を考慮して定式化した直交異方性構成モデルを有限要素解析法に適用するためには、このモデルの妥当性を検証する必要がある。ここでは、本節で定式化した直交異方性モデルを用いた解析結果と実験結果との比較を行う。

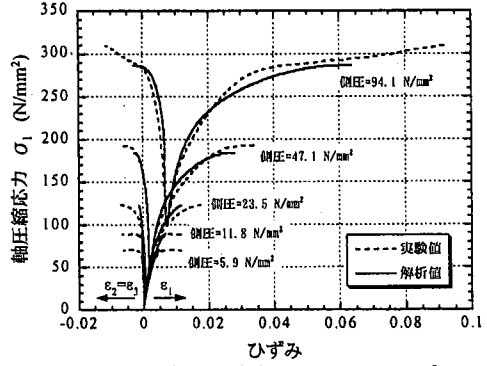
解析法としては、ひずみ増分を与えてそれに伴う応力増分を算定する方法と応力増分を与えてひずみ増分を算定する方法の二通りがある。急速三軸圧縮載荷において軸圧縮応力の増大にともない側圧が変動する本実験結果との比較を行う際には、あらかじめ定められた応力経路に伴ってひずみが得られる方が都合が良いことから、ここでは後者の方法を用いる。なお、解析は静水圧載荷によって所定の側圧に達した後の偏差応力載荷に対して行っている。図-17~図-19に、急速三軸圧縮載荷実験で得られた応力-ひずみ関係と解析結果の比較を示している。これらの図から、解析結果は実験結果との整合性が良好であることが認められる。よって、本節で定式化した直交異方性構成モデルは急速三軸圧縮応力下におけるコンクリートの応力-ひずみ関係を精度良く評価できると考える。

4. まとめ

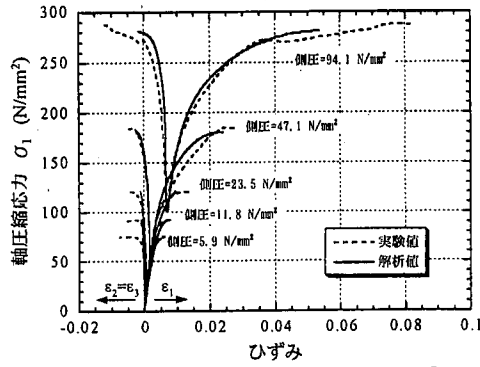
本研究では、新たに開発した三軸圧縮載荷装置を用い、コンクリートの圧縮強度、側圧およびひずみ速度をパラメータとした急速三軸圧縮載荷実験を行った。実験結果



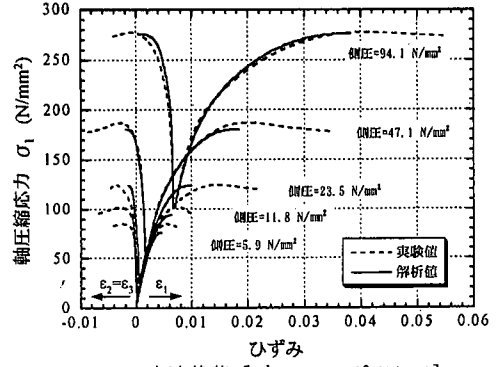
(a) 静的荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 1.2 \times 10^{-5}$ (1/sec)]



(b) 低速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-2}$ (1/sec)]

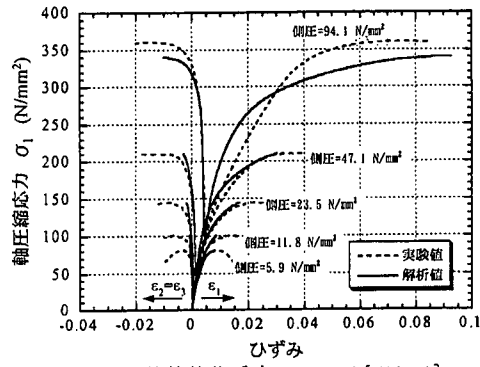


(c) 中速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-1}$ (1/sec)]

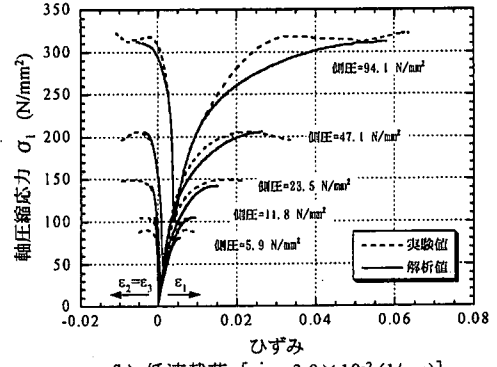


(d) 高速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0$ (1/sec)]

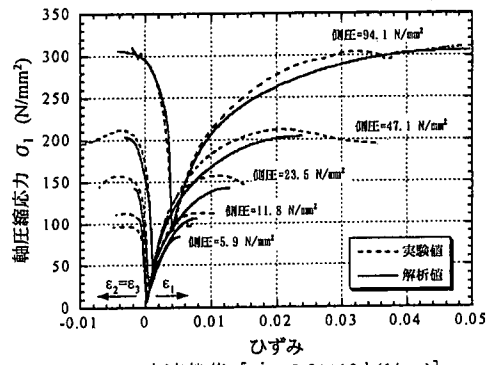
図-17 普通強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係



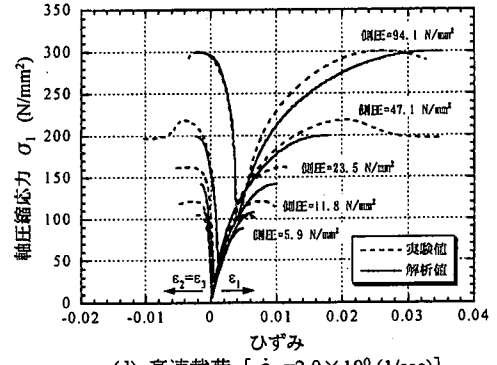
(a) 静的荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 1.2 \times 10^{-5}$ (1/sec)]



(b) 低速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-2}$ (1/sec)]



(c) 中速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-1}$ (1/sec)]



(d) 高速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0$ (1/sec)]

図-18 中強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

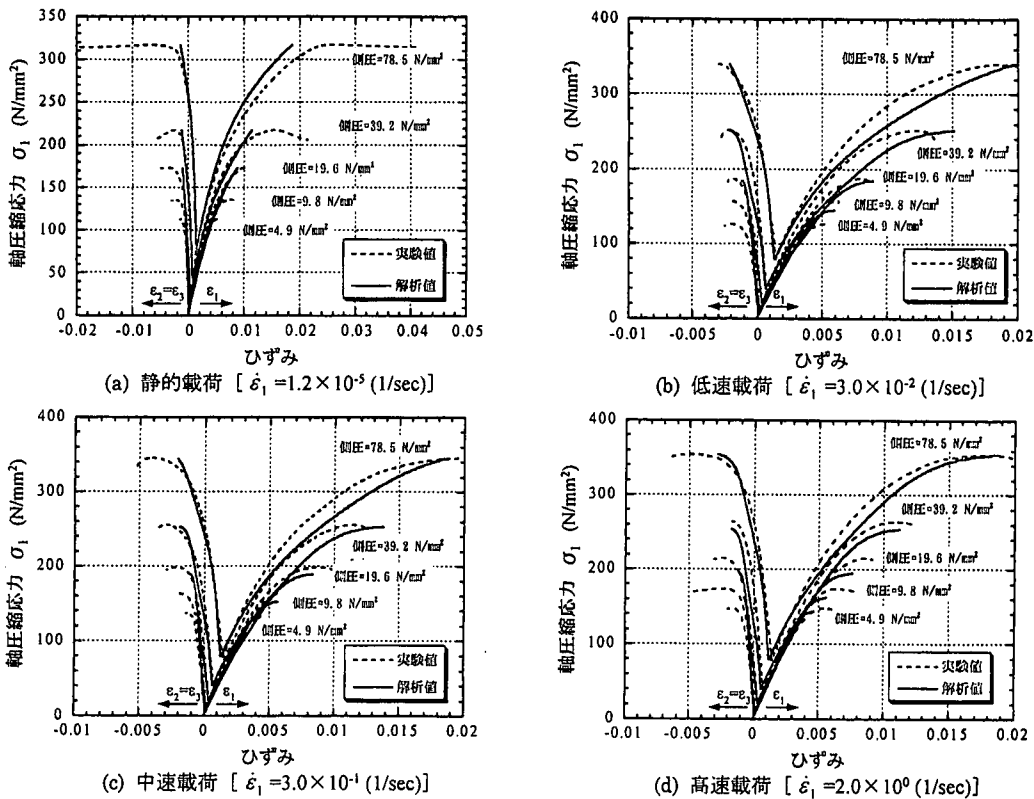


図-19 高強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

に基づいて、ひずみ速度が三軸応力下におけるコンクリートの力学的特性に及ぼす影響を定性的・定量的に調べるとともに、簡易な形で有限要素解析法に取り込むことができるひずみ速度効果を考慮した直交異方性構成モデルの定式化を行った。本研究において得られた結果をまとめて以下に示す。

- (1) 供試体の破壊モードは、側圧の大きさによって混合型破壊からせん断滑り破壊そして圧壊型破壊へと移行していく。せん断滑り破壊した供試体では、最大圧縮応力以降に軟化現象が生じるが、圧壊型の破壊モードになると軟化現象は現れない。
- (2) せん断滑り破壊した供試体の滑り面の角度は、コンクリートの圧縮強度や載荷速度の影響はあまり認められず、ほぼ一定で水平面から 62° 程度であった。ただし、高強度コンクリートでは高側圧下において載荷速度が大きくなるに従い、水平面からの滑り面の角度が小さくなる傾向がある。
- (3) 三軸応力下で高速載荷を行った場合、最大圧縮応力は載荷速度およびそのときの応力状態に依存し、静的載荷時の最大圧縮応力と比較して大小異なる状態が存在する。これらの現象は、破壊モードと深く関係していると考えられる。
- (4) 静的破壊基準の一つである Leon モデルを準用し、これに任意の載荷速度で載荷した場合のひずみ速度

に対応する一軸圧縮強度点および一軸引張強度点を必ず通るという条件を与えることで動的破壊基準に拡張した。

- (5) 無次元化最大圧縮応力および無次元化ひずみで定義したパラメータを用いることにより、急速三軸圧縮載荷における最大圧縮応力と最大圧縮応力点での軸方向ひずみとの関係を定式化した。
- (6) 等価一軸ひずみの概念に基づいて有限要素解析法に取り込むことが可能なひずみ速度効果を考慮した直交異方性構成モデルの定式化を行った。本研究で定式化した直交異方性構成モデルを用いた解析結果と実験結果との比較から、本提案モデルが急速三軸圧縮応力下におけるコンクリートの応力-ひずみ関係を精度良く算定できることが認められた。

謝辞：本研究をまとめるにあたり、筑波大学機能工学系教授西岡 隆先生、ならびに山本泰彦先生から貴重なご意見を頂きました。また、防衛大学校理工学研究科学生篠崎敬一氏には、実験ならびにデータ整理にご尽力を頂きました。ここに記して深く感謝致します。

参考文献

- 1) 土木学会：構造物の衝撃挙動と設計法，構造工学シリーズ 6，1993.12.

- 2) 藤掛典一, 篠崎敬一, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤: 急速一軸圧縮載荷を受けるコンクリートのポストピーク挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.627/V-44, pp.37-54, 1999.8.
- 3) Perry, S. H. and Bischoff, P. H.: Impact behavior of plain concrete loaded in uniaxial compression, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.121, No.6, pp.685-693, June, 1995.
- 4) Bischoff, P. H. and Perry, S. H.: Compressive behaviour of concrete at high strain rates, *Materials and Structures*, pp.425-450, 24, 1991.
- 5) 白井幸治, 島村和夫, 實見司, 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-, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1793-1804, 1998.3.
- 6) 藤掛典一, 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, 1998.5.
- 7) Ross, C. A., Thompson, P. Y. and Tedesco, J. W.: Split-hopkinson pressure-bar tests on concrete and mortar in tension and compression, *ACI Materials Journal*, V.86, No.5, pp.475-481, September-October, 1989.
- 8) Krahl, N.W., Victory, S. P. and Sims, J. R.: The behavior of plain mortar and concrete under triaxial stress, *Proc. ASTM*, Vol.65, pp.697-709, 1965.
- 9) Bellamy, C. J.: Strength of concrete under combined stress, *ACI J.*, Vol.58, No.4, pp.367-380, October, 1961.
- 10) Newman, J. B.: Apparatus for testing concrete under multiaxial states of stress, *Magazine of Concrete Research*, Vol.26, No.89, pp.229-238, December, 1974.
- 11) Gardner, N. J.: Triaxial behavior of concrete, *ACI J.*, pp.136-146, February, 1969.
- 12) 畑野 正: 組合せ圧縮荷重によるコンクリートの変形と破壊, 土木学会論文集, 第143号, pp.22-27, 1967.7.
- 13) 岡島達雄: 複合応力(軸対称3軸圧縮)を受けるコンクリートの破壊条件 その1. 実験方法およびひずみ測定結果, 日本建築学会論文報告集, 第189号, pp.15-24, 1971.11.
- 14) Smith, S. S., Willam, K. J., Gerstle, K. H. and Sture, S.: Concrete over the top, or: Is there life after peak?, *ACI J.*, Vol.86, No.5, pp.491-497, September-October, 1989.
- 15) Mills, L. L. and Zimmerman, R. M.: Compressive strength of plain concrete under multiaxial loading conditions, *ACI J.*, pp.802-807, October, 1970.
- 16) 大沼博志, 青柳征夫: 三軸圧縮応力下におけるコンクリートの強度特性, 電力中央研究所報告, 研究報告 381021, 1981.12.
- 17) Kotsovos, M. D.: A mathematical description of the strength properties of concrete under generalized stress, *Magazine of Concrete Research*, Vol.31, No.108, pp.151-158, September, 1979.
- 18) Maekawa, K., Takemuta, J., Irawan, P. and Irie, M.: Triaxial elasto-plastic and continuum fracture model for concrete, *Concrete Library of JSCE*, No.22, pp.131-161, December, 1993.
- 19) 水野英二, 畑中重光: コンクリートのひずみ軟化型構成モデルの開発とコンファインドコンクリートの三次元有限要素解析, 土木学会論文集, No.571/V-36, pp.185-197, 1997.8.
- 20) 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1 静的載荷, 日本建築学会構造系論文報告集, 第389号, pp.99-108, 1988.7.
- 21) 長沼一洋: 非線形ポアソン効果を考慮した三軸応力下のコンクリートの直交異方性構成モデル, 日本建築学会構造系論文報告集, 第485号, pp.109-116, 1996.7.
- 22) 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, 1989.2.
- 23) Chen, W. F.: *Plasticity in Reinforced Concrete*, McGraw-Hill (色部 誠・河角 誠・安達 洋監訳) コンクリート構造物の塑性解析, 丸善, 1985.
- 24) Pramono, E. and Willam, K.: Fracture energy-based plasticity formulation of plain concrete, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.115, No.6, pp.1183-1204, June, 1989.
- 25) 畑中重光, 服部宏己, 近藤洋右, 谷川恭雄: 3軸圧縮下の普通・高強度コンクリートの応力-ひずみモデル, コンクリート工学年次論文報告集, 13-2, pp.31-36, 1991.
- 26) Elwi, A. A. and Murray, D. W.: A 3D hypoelastic concrete constitutive relationship, *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol.105, No.EM4, pp.623-640, August, 1979.
- 27) Darwin, D. and Pecknold, D. A.: Nonlinear biaxial law for concrete, *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol.103, No.EM2, pp.229-241, April, 1977.

(2000.1.14 受付)

FORMULATION OF ORTHOTROPIC CONSTITUTIVE MODEL FOR CONCRETE MATERIALS UNDER HIGH STRAIN-RATES AND TRIAXIAL STRESS STATES

Kazunori FUJIKAKE, Katsutoshi UEBAYASHI, Tomonori OHNO,
Jun MIZUNO and Atsushi SUZUKI

To assess properly the crashworthiness and the safety of the RC structures subjected to impact/impulsive loads, it is important to find precisely the dynamic mechanical properties of the concrete materials. Over the last two decades many studies have been undertaken on the behavior of the concrete under uniaxial rapid loading. However, the actual concrete material within the RC structures may be generally under triaxial stress states due to the complex loadings and the confining effect of the transverse reinforcement. Thus, the apparatus for testing concrete under the triaxial rapid compressive stress states was newly developed in this study. This study is to investigate the behavior of concrete material subjected to high strain-rate and triaxial stress. The compressive strength of specimen, the confining pressure and the loading rate are chosen as test parameters. From test results, the effects of these parameters on the mechanical properties of concrete material are examined. Furthermore, based on the concept of the equivalent uniaxial strain, the orthotropic constitutive model with the strain-rate effects is proposed.