

第6章 高ひずみ速度・三軸高応力下における コンクリートの圧縮破壊特性と破壊基準

前章までに、ひずみ速度が一軸引張および圧縮载荷を受けるコンクリートのプレピークおよびポストピークの力学的性状に及ぼす影響について明らかにしてきた。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。これまでに、多軸応力下の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調べた研究は非常に少ない。そこで本章では、ひずみ速度が多軸応力下におけるコンクリートの力学的性状に及ぼす影響を解明するため、新たに急速三軸圧縮载荷装置を開発し、試験に用いるコンクリートの圧縮強度、側圧ならびに载荷速度をパラメータとする急速三軸圧縮载荷試験を行う。ひずみ速度がコンクリートの破壊基準に及ぼす影響を調べるとともに定式化を行う。また、有限要素解析法で使用できるモデルを構築する目的から、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。

6. 1 はじめに

実際の鉄筋コンクリート構造物を構成する梁や柱部材のコンクリートは、自重による死荷重だけでなく種々の動的荷重の作用を受けしかも帯鉄筋やせん断補強筋等の拘束によって複雑な多軸応力状態に置かれていると考えられる。とくに、衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物の耐衝撃性の検討や防護設計を確立するためには、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ことが必要である。そのためには、その構成材料であるコンクリートの高ひずみ速度ならびに三軸高応力下における力学的特性に関する資料が必要不可欠なものであると考える。

これまで、多軸応力下の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調べた研究は極めて少なく、山口ら¹⁾による研究報告の例があるにすぎない。山口らは、圧縮強度 $f'_c = 24.5 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ のコンクリートを用い、最大ひずみ速度 $2.5 \times 10^{-1} \text{ (1/sec)}$ までの急速三軸圧縮载荷試験を行い等方性非線形弾性型の構成則を提案している。しかしながら、鉄筋コンクリート構造物に用いられるコンクリートが高強度化する今日の現状においては、一種類だけのコンクリート強度から評価された山口らの構成則の適用性について再検討する必要性がある。

静的载荷における多軸応力下のコンクリートの最大耐力は、応力状態に依存することが古くから知られ、破壊基準という形で多くの研究者によって定式化が行われている²⁾。一方、衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物の終局強度に対する安全性を

検討する上で、まずコンクリートの破壊基準にひずみ速度が及ぼす影響を定性的・定量的に評価することが重要な研究課題であると考える。

また、衝撃荷重を受ける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的に検討するためには、三軸応力下におけるコンクリートの動力学特性が適切にモデル化された汎用性のある構成則を使用する必要があると考える。

そこで本研究では、多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解明するために、新たに急速三軸圧縮載荷装置を開発した。本章では、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試験を行い、コンクリートの破壊基準にひずみ速度が及ぼす影響を調べるとともに定式化を行う。さらに、有限要素解析法で使用するモデルを構築するために、等価一軸ひずみの概念を用いて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う。

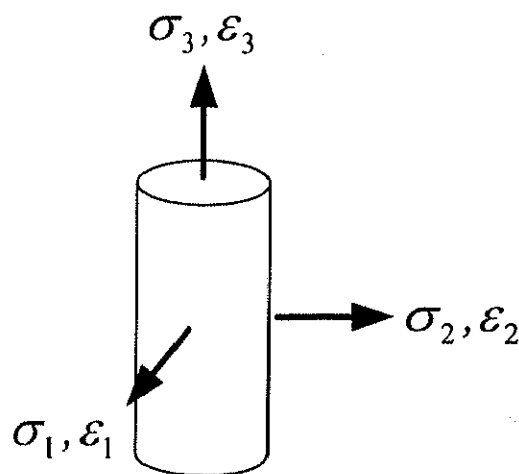
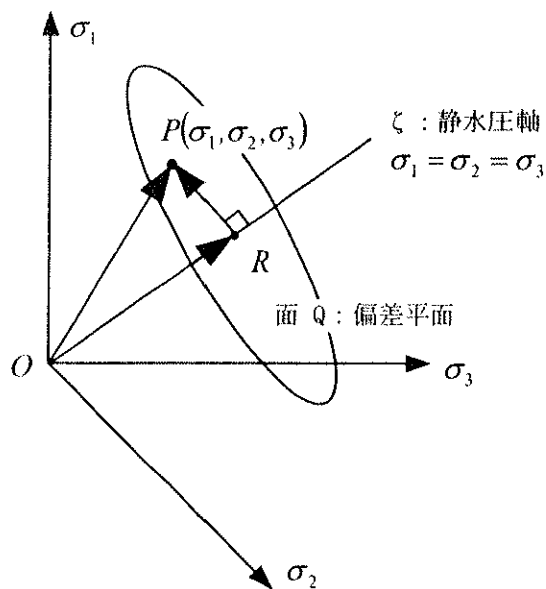


図-6.1 主応力および主ひずみの座標系

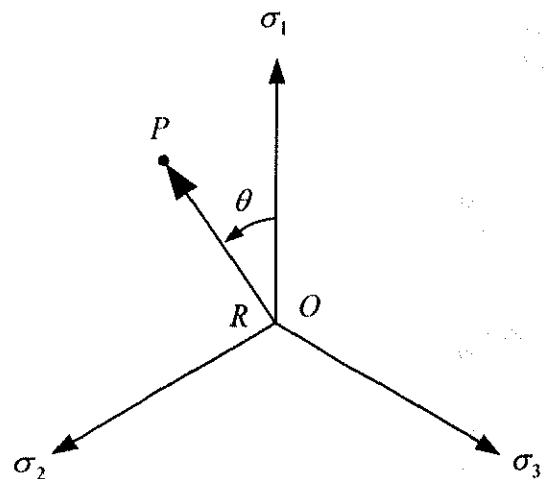
6. 2 応力の表示法ならびに用語の説明

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。ここでは、コンクリートの破壊曲面を応力状態の関数として記述するために必要な用語や記号の説明を行う。なお、本研究では、引張応力および引張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は、供試体に対して図-6.1に示すように設定している。

多軸応力下のコンクリートの破壊基準を応力状態の関数として記述する場合、破壊基準は応力を定義する座標系には無関係である必要があることが指摘されている。このため、コンクリートの破壊曲面は、一般に座標系によらない3主応力成分 σ_1 , σ_2 , σ_3 を用いた主応力空間によって表される。



(a) 主応力空間での応力表示



(b) 偏差平面での応力表示

図-6.2 応力状態の表示法

6. 2. 1 主応力空間における応力の表示法

任意の応力状態は、主応力あるいは以下に示す応力の第一不変量、偏差応力の第二および第三不変量によって記述される。

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (6-1)$$

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (6-2)$$

$$J_3 = (\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) \quad (6-3)$$

ここで、

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (6-4)$$

σ_m : 平均応力

応力を生じた物体内の一点で、主応力方向の各々に対し等角をなす平面は、八面体平面と呼ばれる。この八面体平面に作用する垂直応力、せん断応力は、それぞれ八面体垂直応力 σ_{oct} 、八面体せん断応力 τ_{oct} と呼ばれ次式で与えられる。任意の応力状態を表示するのに、 I_1 、 J_2 の代わりに σ_{oct} 、 τ_{oct} が用いられることもある。

$$\sigma_{oct} = \frac{1}{3} I_1 = \sigma_m \quad (6-5)$$

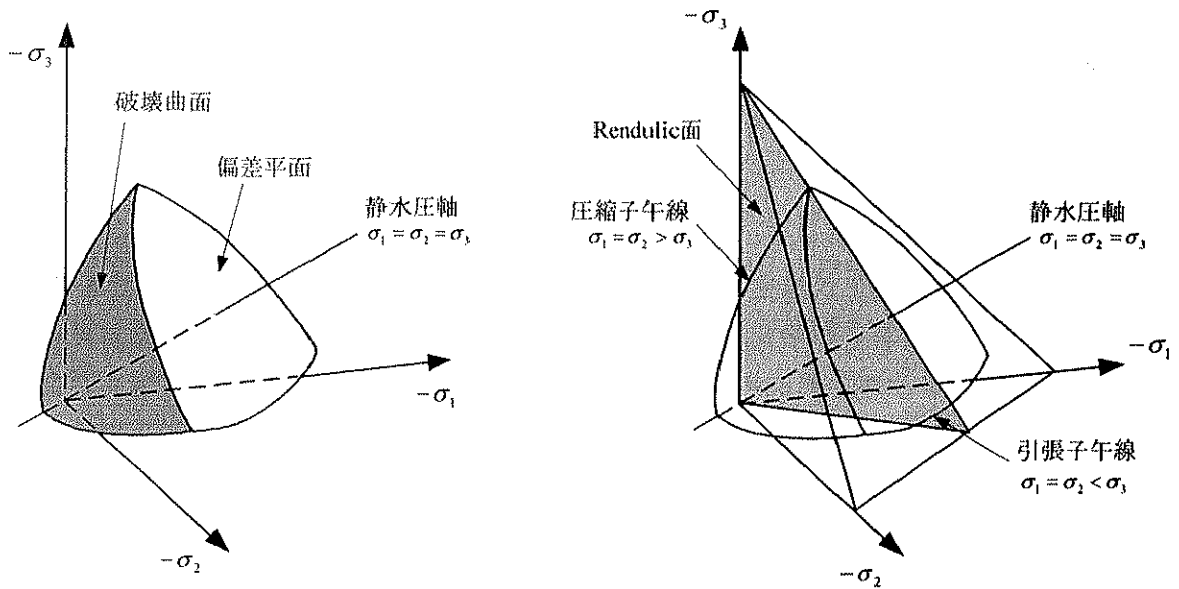


図-6.3 コンクリートの破壊曲面の概念図

$$\tau_{oct} = \sqrt{\frac{2}{3} J_2} \quad (6-6)$$

ここで、主応力 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ をそれぞれの軸とする主応力空間を考える。図-6.2 に示すように、任意の応力状態は、この主応力空間の一点 $P(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ あるいは応力ベクトル $\overrightarrow{OP} = (\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ で与えられる。主応力空間で各座標軸から等距離にある軸は、静水圧軸と呼ばれる。また、静水圧軸に直交する平面は偏差平面と呼ばれる。一般的に、応力ベクトル $\overrightarrow{OP} = (\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ で表される応力状態は、静水圧軸上の静水圧成分と偏差平面上の偏差応力成分に分けて表される。応力ベクトル $\overrightarrow{OP} = (\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ の静水圧成分は、

$$|\overrightarrow{OR}| = \frac{1}{\sqrt{3}} I_1 = \sqrt{3} \sigma_m = \sqrt{3} \sigma_{oct} \quad (6-7)$$

偏差平面上の偏差応力成分は、

$$|\overrightarrow{RP}| = \sqrt{2 J_2} = \sqrt{3} \tau_{oct} \quad (6-8)$$

で表される。また、偏差平面上の偏差応力ベクトル \overrightarrow{RP} の方向は相似角 θ によって表され、次式で与えられる。

$$\cos 3\theta = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} = \frac{\sqrt{2}J_3}{\tau_{oct}^3} \quad (6-9)$$

6. 2. 2 コンクリートの破壊曲面の表示法

図-6.3 に、コンクリートの破壊曲面の概念図を示す。主応力空間内で静水圧軸を含む平面は子午面と呼ばれ、子午面と破壊曲面との交線は子午線と呼ばれている。1つの主応力軸(σ_3)を含み他の2つの主応力軸(σ_1, σ_2)と等角をなす平面を Rendulic 面という。Rendulic 面と破壊曲面との交線のうち、 $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$ の応力状態にあるものを圧縮子午線、 $\sigma_1 = \sigma_2 < \sigma_3$ の応力状態にあるものを引張り子午線という。図-6.3 に示すような主応力空間内の破壊曲面の一般形状を表すには、偏差平面による断面形状と子午面上の子午線、とくに圧縮子午線と引張り子午線の二つによって表示するのが一般的である。本研究においても、破壊曲面はこのような表示法にしたがっている。

6. 2. 3 静的破壊基準と動的破壊基準

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。

$$f(\sigma) = 0 \quad (6-10)$$

急速三軸圧縮載荷を受けるコンクリートの動的な破壊基準は、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则认为。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な破壊基準は次式で与えられる。

$$F(\sigma, \dot{\epsilon}) = 0 \quad (6-11)$$

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な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ことになっている。

6. 3 急速三軸圧縮載荷試験装置の開発

載荷速度が三軸応力下のコンクリートの力学的特性に及ぼす影響を実験的に把握するため、急速三軸圧縮載荷試験装置を開発した。三軸圧縮載荷装置は、既存の急速載

表-6.1 既往の研究で用いられている三軸圧縮載荷装置 - 軸対称三軸圧縮載荷方式

研究者	側圧の 載荷方法	載荷能力		供試体 形状	供試体寸法 直径×高さ (mm)	対象材料	材 料 の 圧縮強度 (N/mm ²)
		最大側圧 (N/mm ²)	最大軸応力 (N/mm ²)				
Krahlら ³⁾	油 圧	137.9	482.6	円 柱	12.7×25.4	モルタル	16.0~34.2
Bellamy ⁴⁾	油 圧	68.9	243.8	円 柱	152.4×304.8	コンクリート	29.5~33.8
Newman ⁵⁾	油 圧	140	690	円 柱	100×250	コンクリート	15~65
Gardner ⁶⁾	油 圧	25.9	144.8	円 柱	76×152	コンクリート	27.6
畑野 ⁷⁾	水 圧	24.5		円 柱	100×200	コンクリート モルタル	23.5
岡島 ⁸⁾	油 圧	68.6	249.6	円 柱	100×200	コンクリート	37.7
Smithら ⁹⁾	油 圧	20.7	194.2	円 柱	54×108	コンクリート	34.5
山口ら ¹⁰⁾	油 圧	196.1	374.3	円 柱	100×200	コンクリート	24.5

表-6.2 既往の研究で用いられている三軸圧縮載荷装置 - 三方向独立三軸圧縮載荷方式

研究者	載荷能力			試験体 の形状	試験体寸法 縦×横×高さ (mm)	対象材料	材 料 の 圧縮強度 (N/mm ²)
	σ_1 (N/mm ²)	σ_2 (N/mm ²)	σ_3 (N/mm ²)				
Millsら ¹¹⁾	81.6	81.6	81.6	立方体	57.2×57.2×57.2	コンクリート	21.8~40.7
Gopalakrishnanら ¹²⁾	15.2	15.2	15.2	立方体	254×254×254	コンクリート	28.3
丹羽ら ¹³⁾	172	85.6	85.6	立方体	107×107×107	モルタル	33.6
大沼ら ¹⁴⁾	294	196	196	立方体	100×100×100	コンクリート	29.4~39.2

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 軸方向の応力を一定に保持した状態で残りの 1 軸方向に急速載荷する方式を基本に考えることとした。

これまでに、静的載荷におけるコンクリートの三軸応力下の挙動を明らかにするための実験的研究が多く行われている。既往の実験的研究で用いられている三軸圧縮載荷装置は、表-6.1 ならびに表-6.2 に示すように 2 つに分類することができる。一つは、円柱供試体に対して水あるいは油によって静水压を加え、このうちの一軸にさらに荷重を加えて偏差応力載荷を行う方式(軸対称三軸圧縮と呼ぶ)である。もう一つは、立方体供試体を対象として 3 方向それぞれ独立して載荷する方式(三方向独立三軸圧縮載荷と呼ぶ)である。それぞれの試験方法には長所・短所があることが指摘されている⁸⁾。三方向独立三軸圧縮載荷の場合、中間主応力の影響が考慮できるという長所がある反面、供試体稜部の応力集中、端面の摩擦による影響、荷重の制御が複雑などの

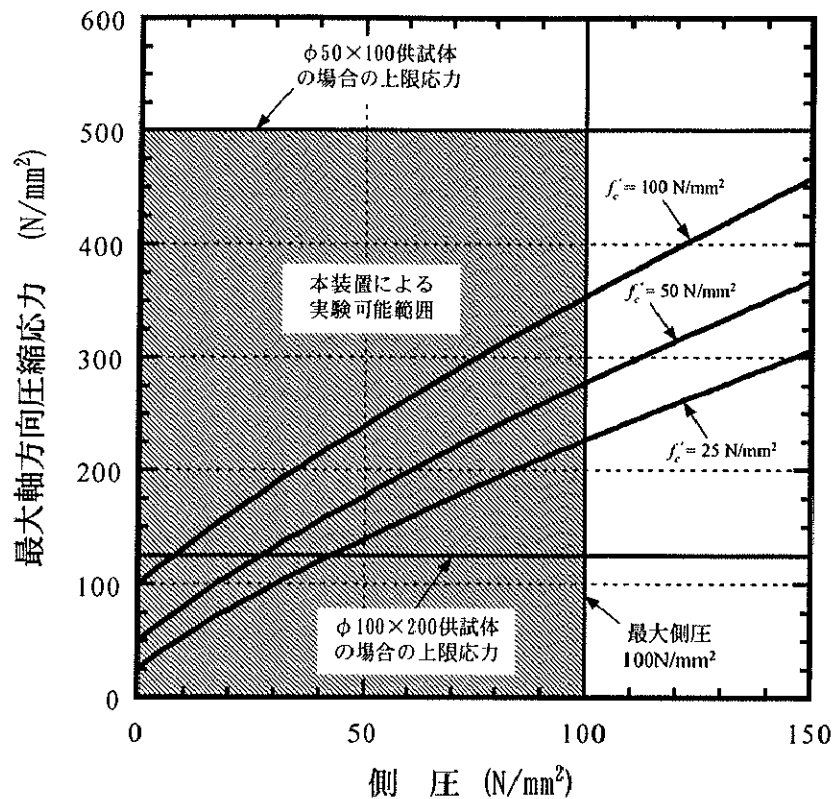


図-6.4 最大軸方向応力と側圧の関係

短所を有する。軸対称三軸圧縮载荷の場合、供試体側面の摩擦は絶無である反面、3軸応力のうち2応力が等しい応力状態しか得られないという短所がある。本研究では、それぞれの実験方法の長所・短所を踏まえ、新たに開発する三軸圧縮载荷装置は既存の急速载荷装置を利用することを考慮して、軸対称三軸圧縮载荷方式を採用することにした。

土木・建築構造物に用いられるコンクリートは、近年高強度化する傾向にある。そこで、本研究では圧縮強度が $25 \sim 100 (\text{N/mm}^2)$ 程度のコンクリートを対象として高ひずみ速度ならびに高圧下の三軸圧縮挙動を調べることを目的とする。そのためには、軸方向応力や側圧に関して装置自体にどの程度の载荷能力を要求するかが重要な問題となる。そこで、圧縮強度が $f'_c = 25, 50, 100 (\text{N/mm}^2)$ の3種類のコンクリートを用いて軸対称三軸圧縮载荷を行った場合の軸方向最大圧縮応力と側圧を Ottosen の4パラメータモデル²⁾を用いて推定した。その結果を図-6.4に示す。三軸圧縮装置の軸方向の加力には既存の急速载荷装置を用いるので、最大荷重は载荷装置の能力から $980 (\text{kN})$ となる。直径 $100 (\text{mm})$ 、高さ $200 (\text{mm})$ の円柱供試体を用いた場合、载荷可能な軸方向応力の上限は $125 (\text{N/mm}^2)$ となる。直径 $50 (\text{mm})$ 、高さ $100 (\text{mm})$ の円柱供試体の場合は、载荷可能な軸方向応力の上限は $500 (\text{N/mm}^2)$ である。図-6.4 から、直径 $100 (\text{mm})$ 、高さ $200 (\text{mm})$ の円柱供試体を用いた場合には、 $f'_c = 100 (\text{N/mm}^2)$ クラスの

高強度コンクリートに対しては試験可能範囲が小さくなってしまう。これに対し、直径 50(mm)、高さ 100(mm)の円柱供試体を用いる場合には、広範囲の側圧レベルに対して試験を行うことができる。よって、本研究では直径 50(mm)、高さ 100(mm)の円柱供試体を用いることにした。側圧については、表-6.1、表-6.2 に示す既往の研究および図-6.4 から 100(N/mm²)程度の載荷能力を保有していれば十分対応できると判断した。

本研究で必要とする三軸圧縮装置に要求される性能を、まとめて以下に示す。

- ① 既存の急速載荷装置に組み込めること(三軸圧縮装置の全高は 1000mm 以下)
- ② 油圧による軸対称三軸圧縮載荷方式とする。
- ③ 直径 50(mm)、高さ 100(mm)の円柱供試体が設置可能であること。
- ④ 側圧は最大 100(N/mm²)まで載荷可能で、軸方向の偏差応力載荷中は一定に保持できること。
- ⑤ 4箇所のみずみゲージ出力用端子を備えること。
- ⑥ 側圧を計測するために圧力計を備えていること。
- ⑦ 軸方向荷重を計測するためにロードセルを備えていること。

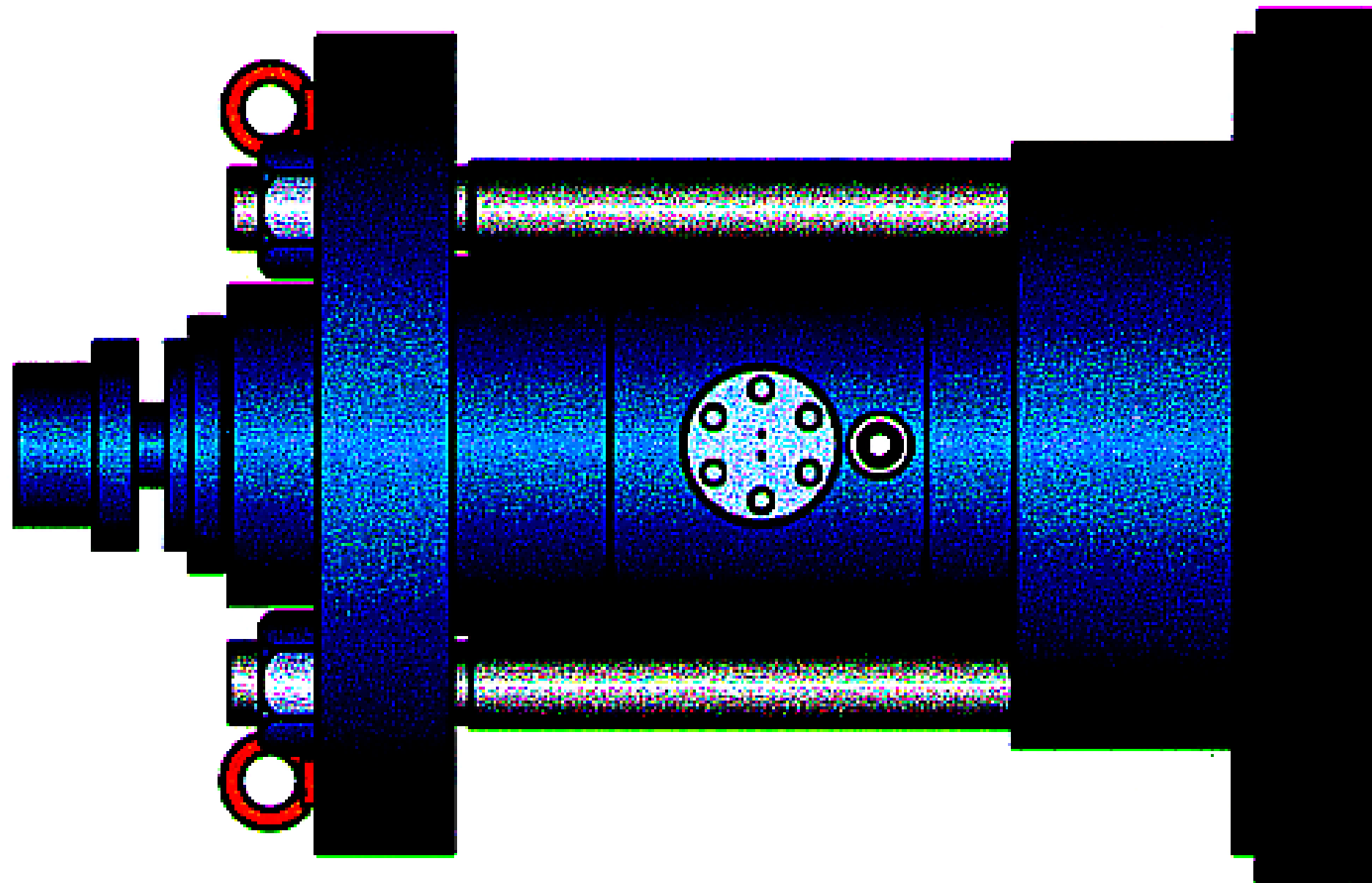
以上の要求性能を満たすように詳細設計を行い、三軸圧縮載荷装置を製作した。三軸圧縮載荷装置は、三軸圧縮セル本体と側圧一定保持装置から構成されている。図-6.5 に、三軸圧縮セル本体の概略を示す。三軸圧縮セル本体は、供試体の出し入れが容易にできるように3分割(上部セル、中央部セル、下部セル)することが可能で、全体を固定用プレートを通じてφ48mmの4本のボルトで締付けることによって内圧の反力をとる構造になっている。側圧一定保持装置のポンプユニットによって三軸圧縮セルのメインチャンバー内を加圧すると、同時に上部チャンバー内にもオイルが流入する。上部チャンバー内の載荷棒には供試体の断面積に等しいフラン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。

6. 4 試験概要

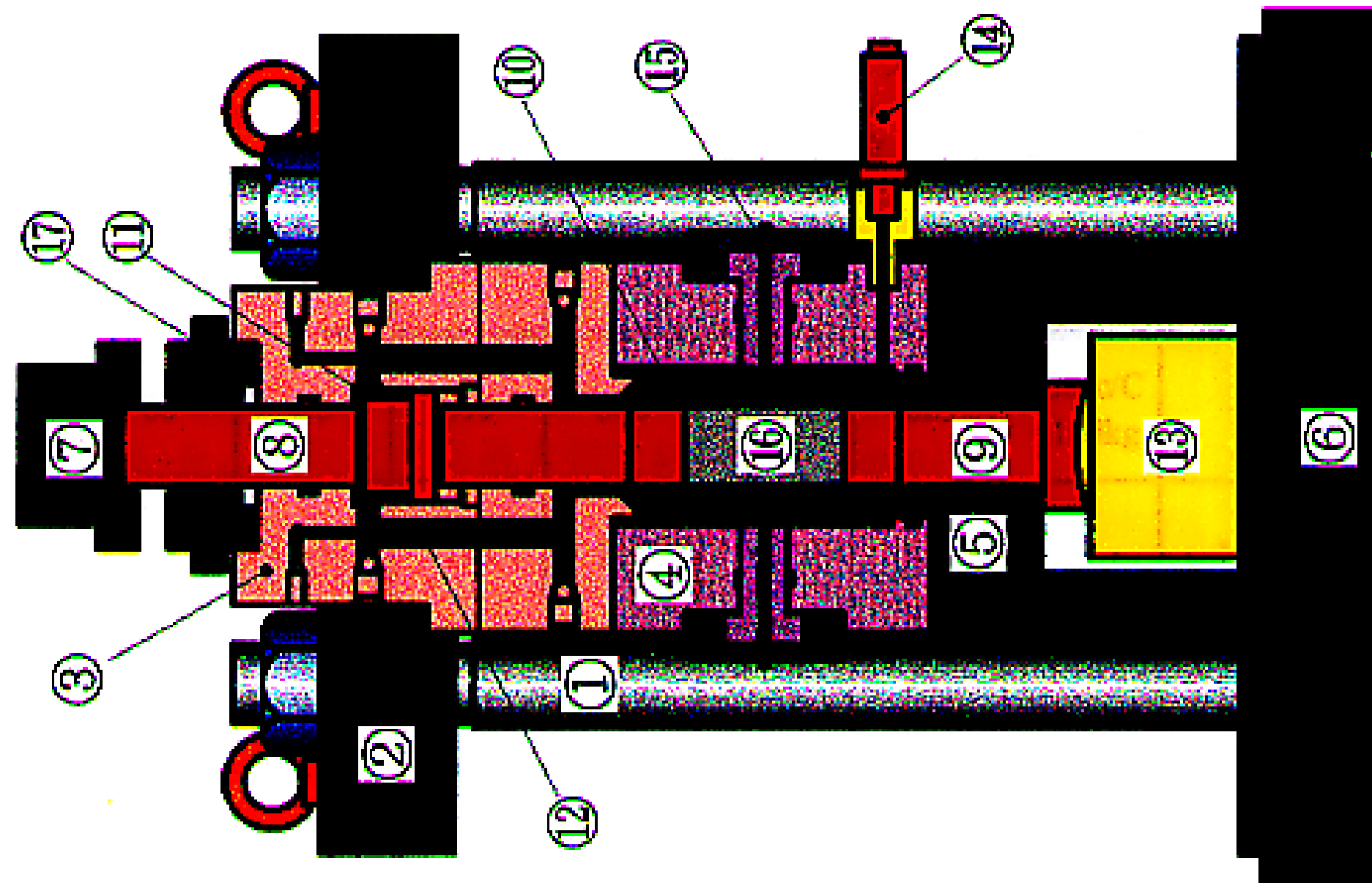
6. 4. 1 試験パラメータ

本研究では、試験に用いるコンクリートの圧縮強度、側圧および載荷速度をパラメータとする急速三軸圧縮載荷試験を行い、これらのパラメータがコンクリートの応力-ひずみ関係やコンクリートの破壊基準に及ぼす影響について検討することを目的としている。

試験には、圧縮強度が $f'_c=37.4, 46.2, 85.6$ (N/mm²)である3種類のコンクリート



(a) 三軸圧縮セルの外観



(b) 三軸圧縮セルの断面図

- ① 固定用ロッド
- ② 固定用プレート
- ③ 上部セル
- ④ 中央部セル
- ⑤ 下部セル
- ⑥ ベースプレート
- ⑦ 耐圧盤
- ⑧ 上部載荷棒
- ⑨ 下部載荷棒
- ⑩ メインチャンバー
- ⑪ 上部チャンバー
- ⑫ 連結管
- ⑬ ロードセル
- ⑭ 高圧用圧力変換器
- ⑮ ひずみゲージ用取出し端子
- ⑯ 供試体
- ⑰ 緩衝材

図-6.5 三軸圧縮セルの概要

表-6.3 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	5.9	11.8	23.5	47.1	94.1
中 強 度	0	5.9	11.8	23.5	47.1	94.1
高 強 度	0	4.9	9.8	19.6	39.2	78.5

表-6.4 コンクリートの配合

呼 称	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	65	55	195	300	975	823	300cc/C =100kg	—	0.1	1.0	18.0
中 強 度	55	55	185	336	973	821	—	1.6	0.1	1.0	18.0
高 強 度	40	55	175	438	942	795	—	1.3	0.1	1.0	18.0

を用いている。ここでは、これらのコンクリートを普通強度、中強度、高強度とそれぞれ呼ぶことにする。側圧は、各強度のコンクリートに対して表-6.3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は一軸圧縮載荷を意味する。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_3 を用いて前章での定義に従い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、ひずみ速度表示に換算すると静的載荷が 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。試験ケース数は、(試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。試験は、それぞれのケースに対して3回(全試験数： $3 \times 72 = 216$ 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 $100(\text{N/mm}^2)$ までの静水圧載荷試験も行っている。

6. 4. 2 供試体の製作

試験に用いる供試体の寸法は、直径50(mm)，高さ100(mm)である。本試験で使用したコンクリートの配合を、表-6.4に示す。コンクリートの材料は、普通ポルトラン

表-6.5 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 $E_c \times 10^3$ (N/mm ²)	ポアソン比 ν_c
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

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。静的一軸圧縮載荷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-6.5 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、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系表面処理材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を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を計測できた。

図-6.6 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ペDESTALまで覆って固定バンドで締付けている。また、上下の

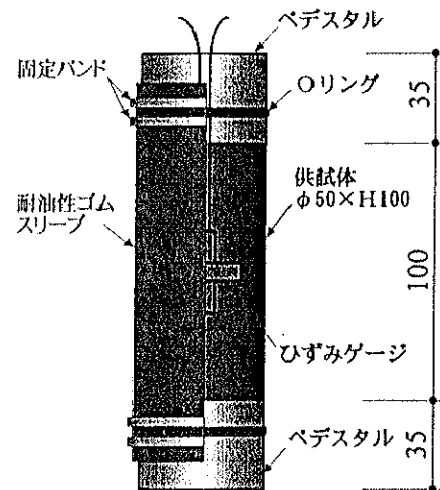


図-6.6 供試体の概要

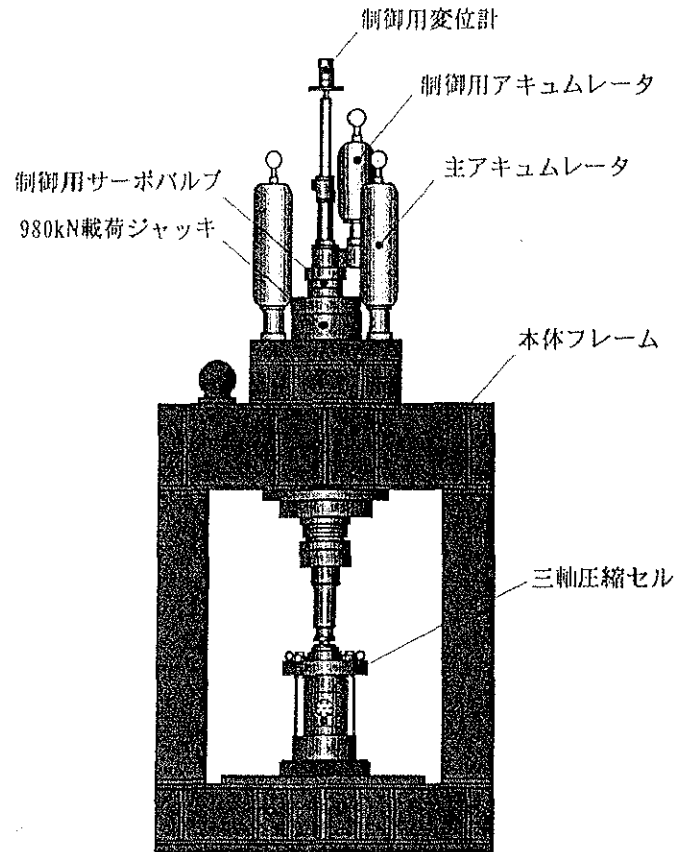


図-6.7 急速三軸圧縮載荷装置の概要

ペ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ペ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。

6. 4. 3 試験方法

試験は、図-6.7 に示すように三軸圧縮載荷装置を既存のサーボ制御式急速載荷装置 (最大荷重容量 980kN , 最大載荷速度 4m/sec) に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-6.5 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ヵ所で測定している。

本試験に先だち、メインチャンバー内に油を充填した状態で静水圧载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。ロードセルによって計測される荷重には、载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。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ことから摩擦による影響は無視できると判断した。

6. 5 急速三軸圧縮载荷で得られた高ひずみ速度・三軸高応力下のコンクリートの応力-ひずみ関係

本試験では、所定の側圧まで静水圧载荷した後、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载荷を行う载荷経路を設定した。図-6.8～図-6.10に、普通強度、中強度および高強度コンクリートの各シリーズに対して、供試体に加えられた最大圧縮応力までの载荷応力経路を主応力表示で示している。これらの図から、静的载荷では、設定した载荷応力経路に従い偏差応力载荷過程中側圧は一定に保持された状態にあることがわかる。これに対して、低速载荷、中速载荷および高速载荷では、軸圧縮応力の増大にともなって側圧が低下している。普通強度、中強度コンクリートを設定側圧 $94.1(\text{N/mm}^2)$ で低速、中速および高速载荷した場合、最大圧縮応力時の側圧は設定値に対して約 $7(\text{N/mm}^2)$ (約 7.4%) ほど小さくなっている。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なったと考えられる。

普通強度、中強度および高強度コンクリートの各シリーズにおいて、静的ならびに高速载荷で得られた代表的な応力-ひずみ関係を、図-6.11～図-6.13に示す。いずれのコンクリートシリーズにおいても、静的および高速载荷の各载荷速度で、側圧の増加に伴い最大圧縮応力(σ_3)およびその時の軸方向ひずみ(ϵ_3)は増加することがわかる。図-6.12において、中強度コンクリートの設定側圧 $23.5(\text{N/mm}^2)$ で静的载荷した場合、静的一軸圧縮時（側圧 0）と比較して最大圧縮応力(σ_3)は約 3 倍、その時の軸方向ひずみ(ϵ_3)は約 8 倍に増加している。また、同じ設定側圧で高速载荷の場合、高速一軸圧縮载荷時（側圧 0）と比較して最大圧縮応力(σ_3)は約 2 倍、その時の軸方向ひずみ(ϵ_3)は約 3 倍に増加している。これらのことから、载荷速度の大きさによらずコンクリートに拘束力を与えることにより強度の増加ならびに変形能力が向上することがわかる。

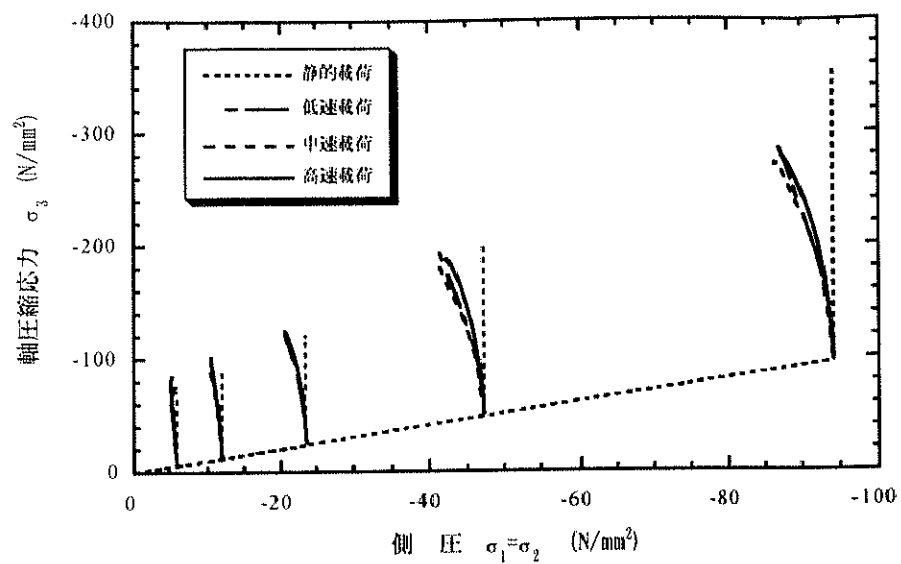


図-6.8 荷重応力経路（普通強度コンクリート）

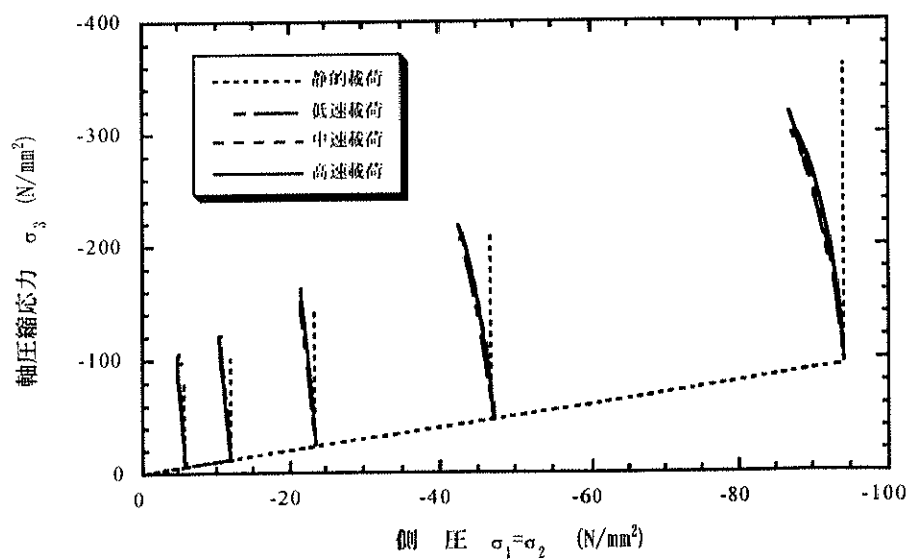


図-6.9 荷重応力経路（中強度コンクリート）

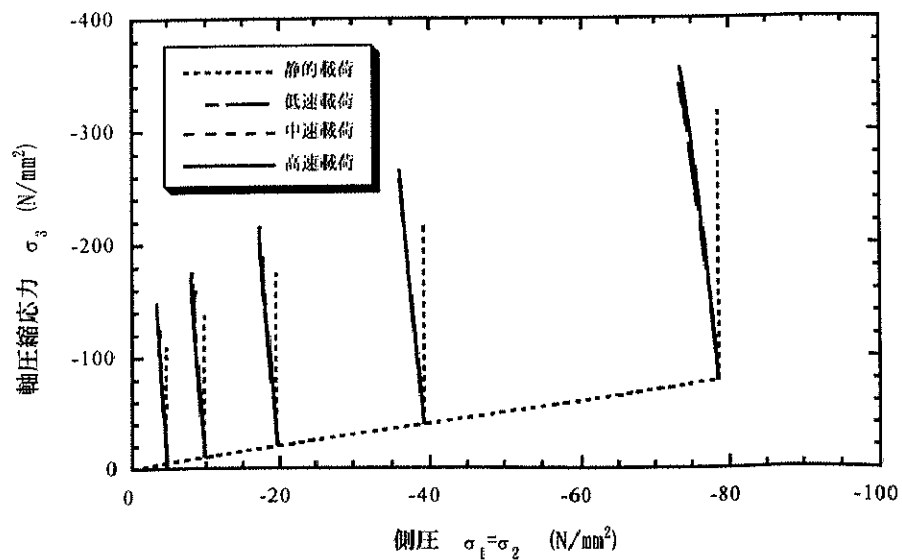
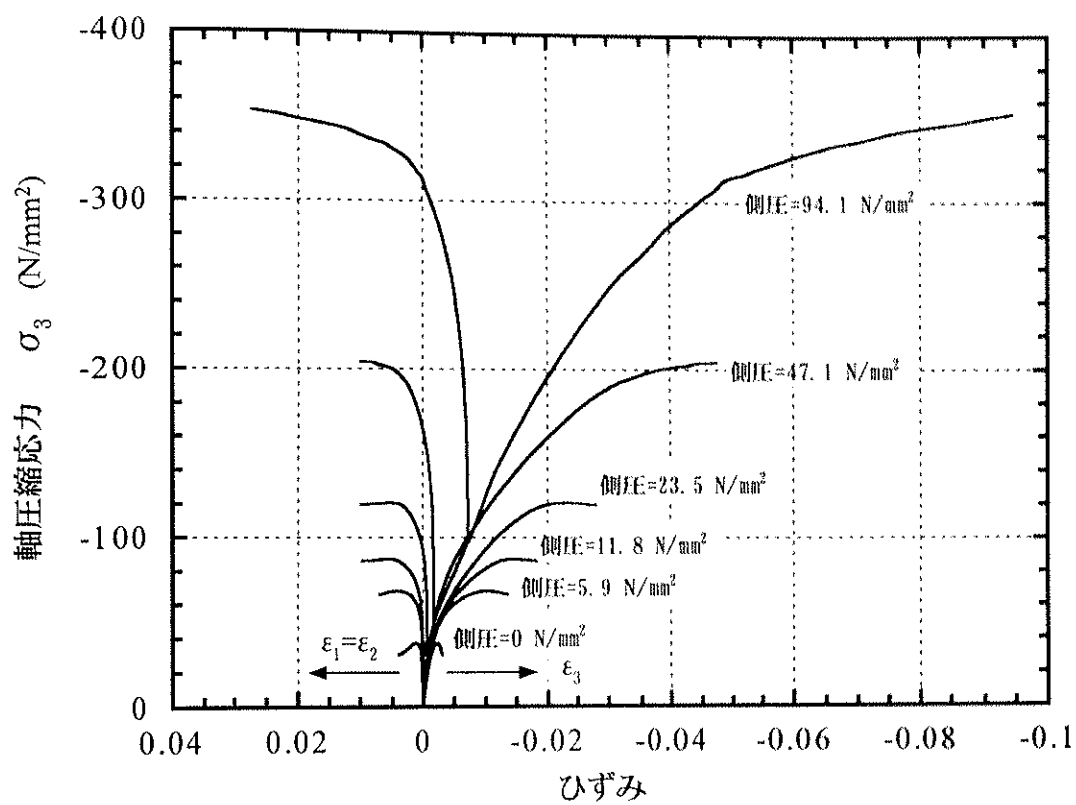
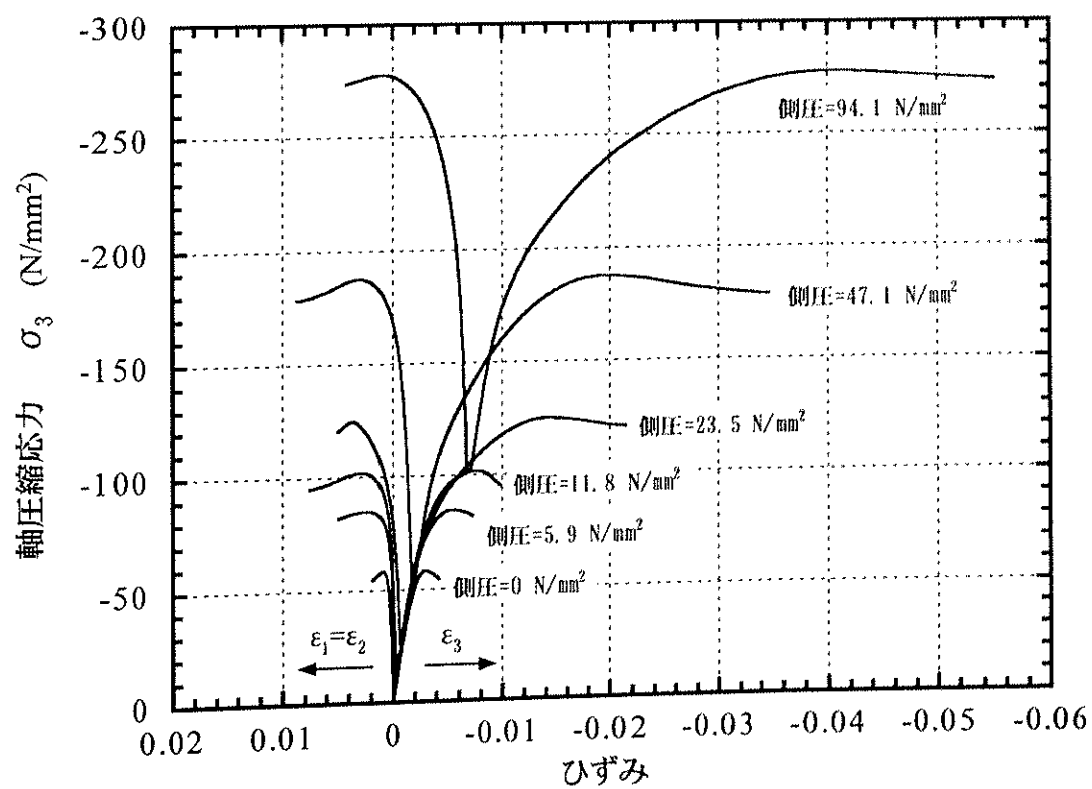


図-6.10 荷重応力経路（高強度コンクリート）



(a) 静的载荷



(b) 高速载荷

図-6.11 普通強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

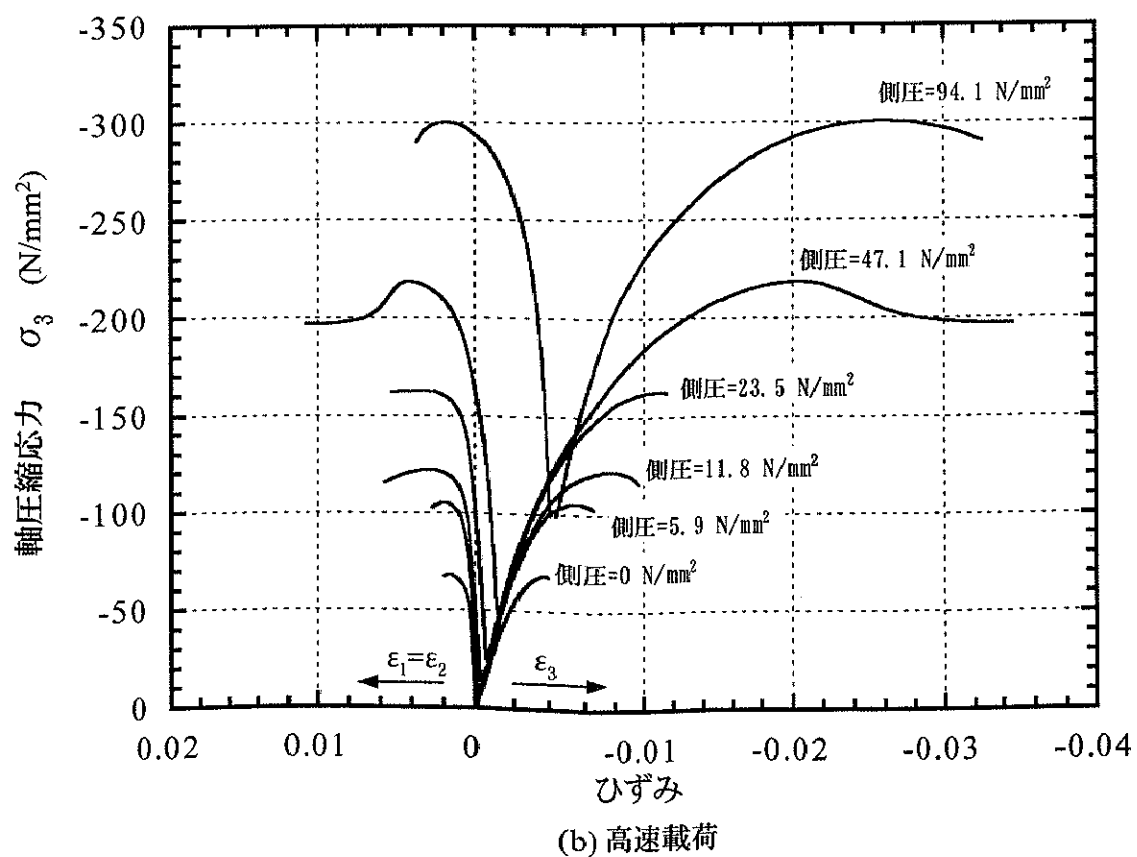
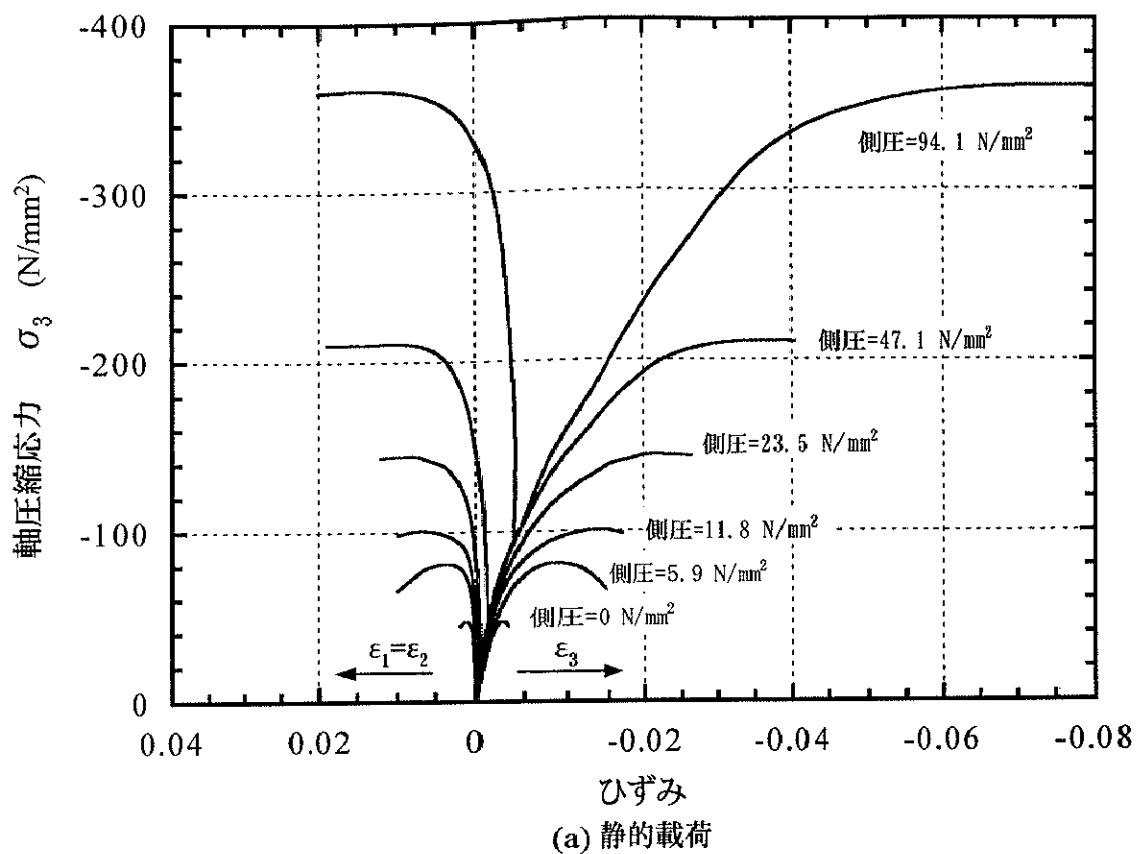


図-6.12 中強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

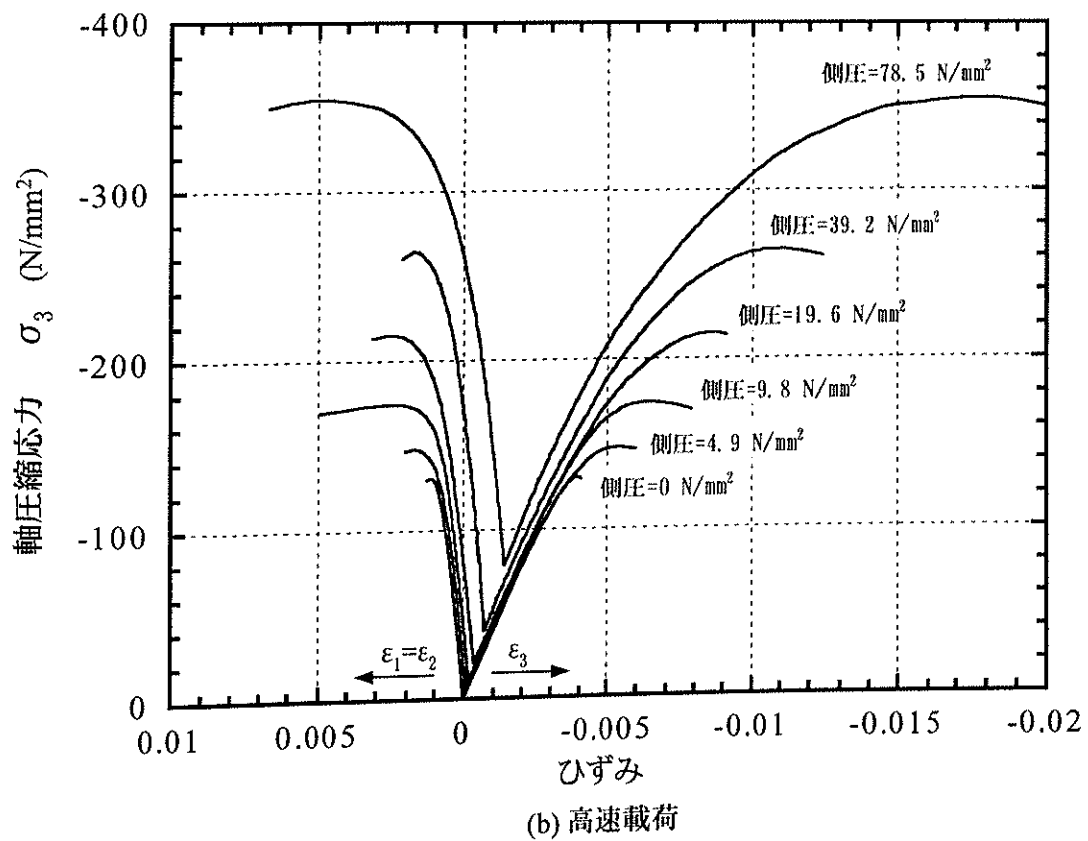
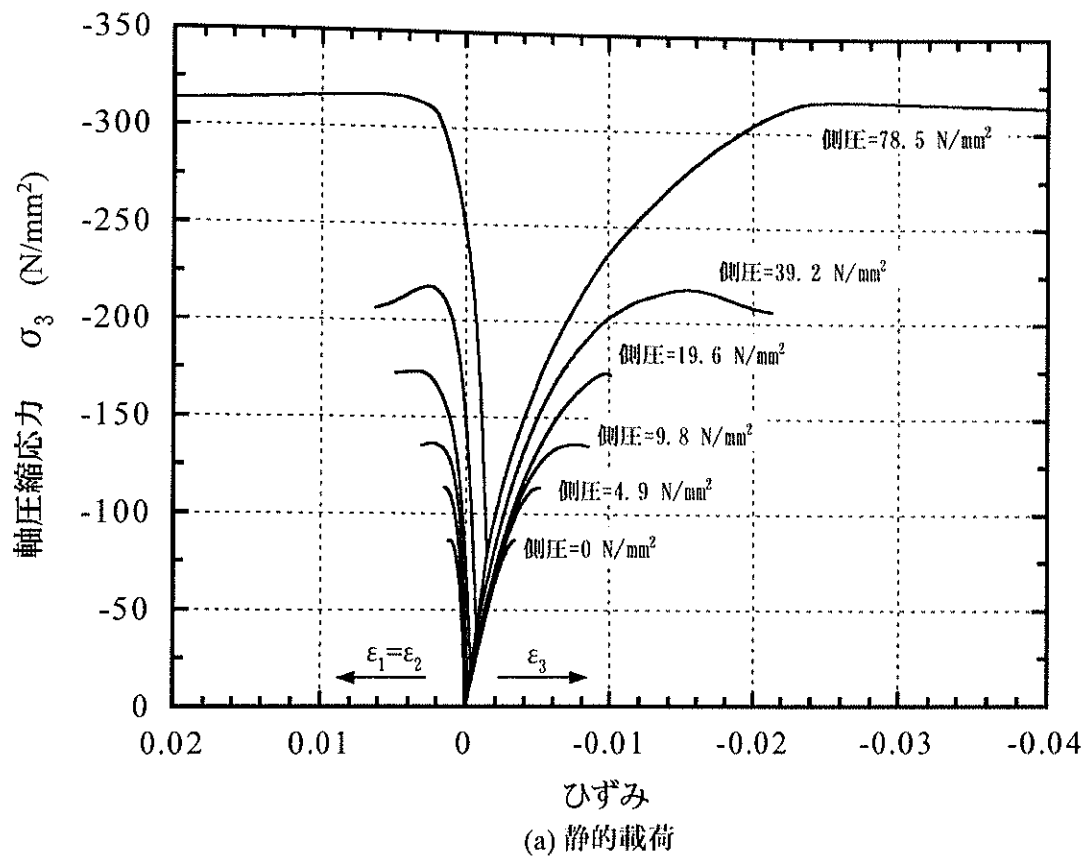


図-6.13 高強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

6. 6 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、前章で述べたのと同様に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試験で、静的および高速載荷によって得られた供試体の代表的な破壊状況を、図-6.14～図-6.16 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、側圧が大きくなると一方の材端付近に鋼管柱を圧縮したときにみられる提灯座屈に類似した圧壊型の破壊がみられる。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。

試験に用いたコンクリートの圧縮強度あるいは載荷速度によらず、斜めひび割れで滑り破壊を生じた供試体では、最大圧縮応力に達した後に応力が低下する軟化現象がみられた。圧壊型の破壊モードが生じる場合には軟化現象は生じていない。

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 $78.5(\text{N/mm}^2)$ 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-6.16 (e)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。

6. 7 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と定式化

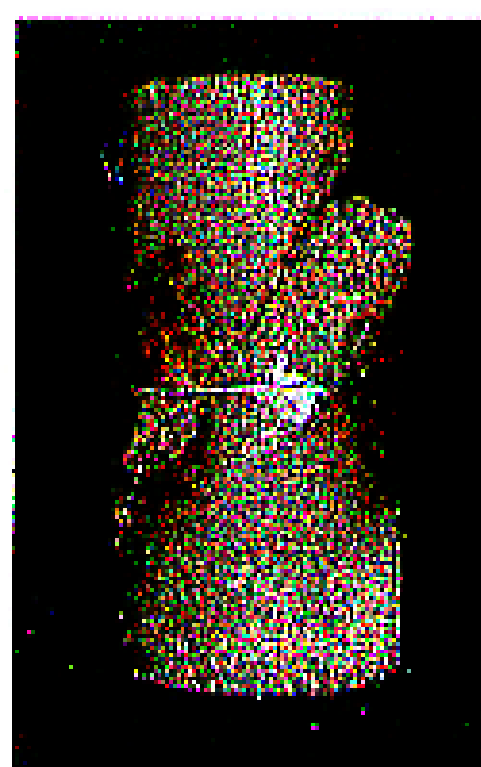
6. 7. 1 静的三軸圧縮載荷における破壊基準

静的三軸圧縮載荷試験で得られた最大圧縮応力点での応力状態を一軸圧縮強度 f'_c で割って無次元化八面体応力で表示($\tau_{oct}/f'_c - \sigma_{oct}/f'_c$ 座標系)したものを、図-6.17 に示す。図中には、文献 2)から引用した Ottosen, Balmer および Richart, 大沼ら¹⁴⁾ および Kotsovos¹⁵⁾による既往の結果を合わせて示している。

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言える。本試験結果および既往の結果のいずれも、最大圧縮応力点での偏差応力成分(τ_{oct}/f'_c)は静水圧成分(σ_{oct}/f'_c)の大きさに依存し、静水圧成分(σ_{oct}/f'_c)が増加するに従い偏差

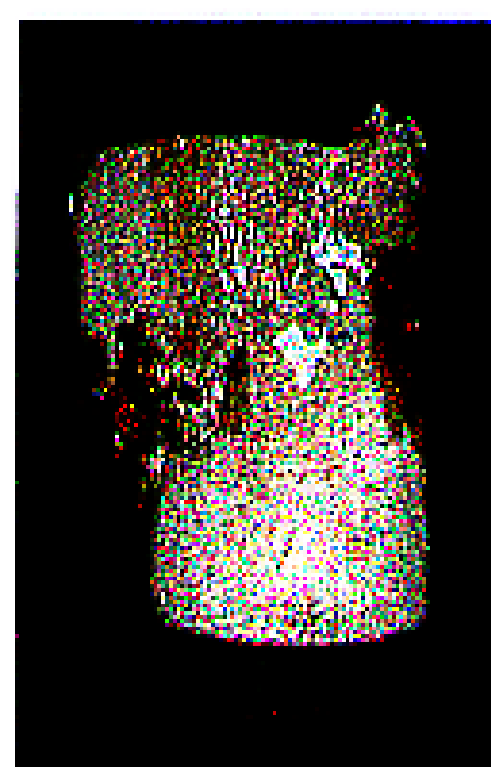


1) 静的載荷



2) 高速載荷

(a) 側 圧 5.9 (N/mm²)

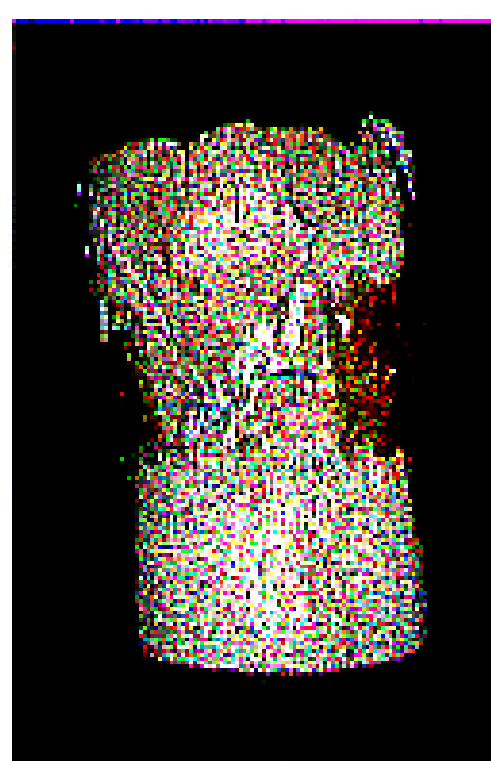


1) 静的載荷



2) 高速載荷

(b) 側 圧 11.8 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(c) 側 圧 23.5 (N/mm²)



1) 静的載荷

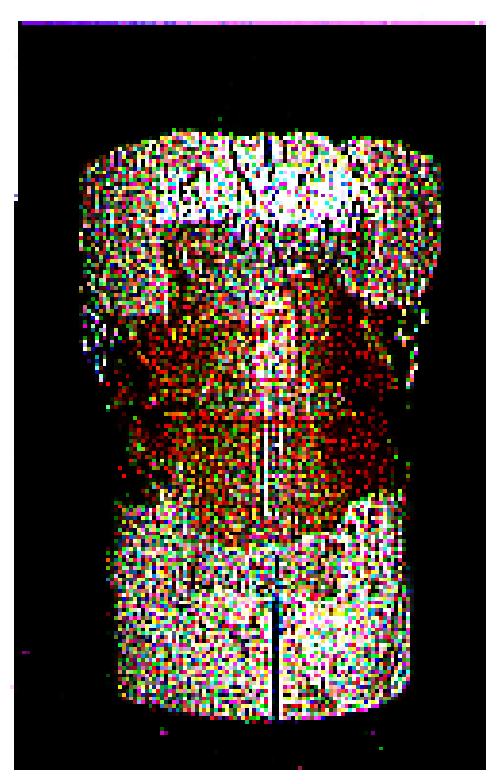


2) 高速載荷

(d) 側 圧 47.1 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(e) 側 圧 94.1 (N/mm²)

図-6.14 普通強度コンクリートシリーズの破壊状況



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(a) 側 圧 5.9 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(b) 側 圧 11.8 (N/mm²)

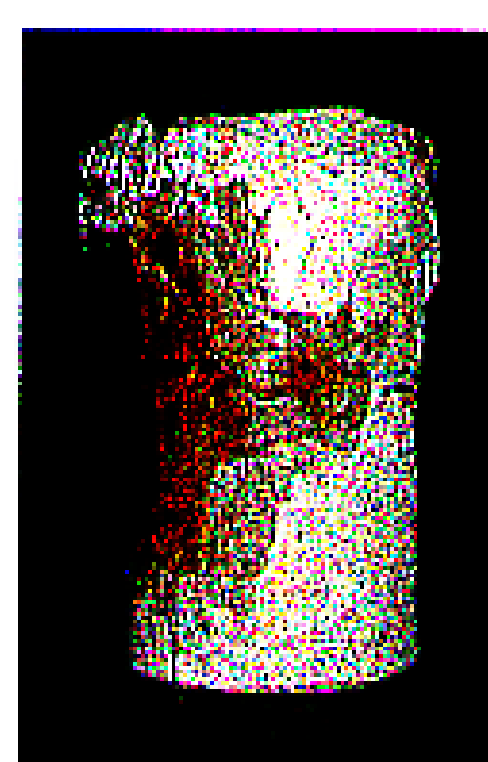


1) 静的載荷



2) 高速載荷

(c) 側 圧 23.5 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(d) 側 圧 47.1 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(e) 側 圧 94.1 (N/mm²)

図-6.15 中強度コンクリートシリーズの破壊状況



1) 静的載荷

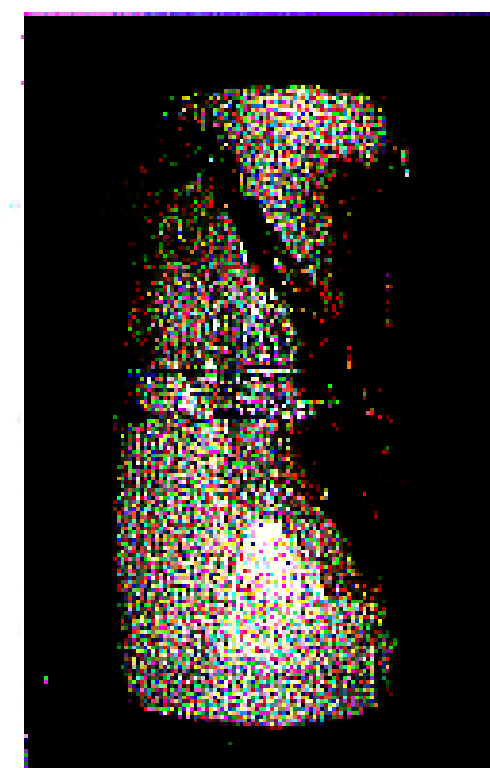


2) 高速載荷

(a) 側 圧 4.9 (N/mm²)

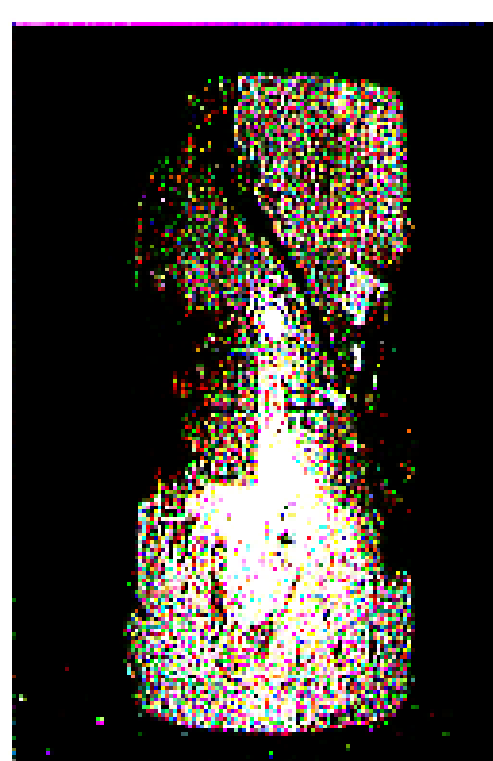


1) 静的載荷



2) 高速載荷

(b) 側 圧 9.8 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(c) 側 圧 19.6 (N/mm²)

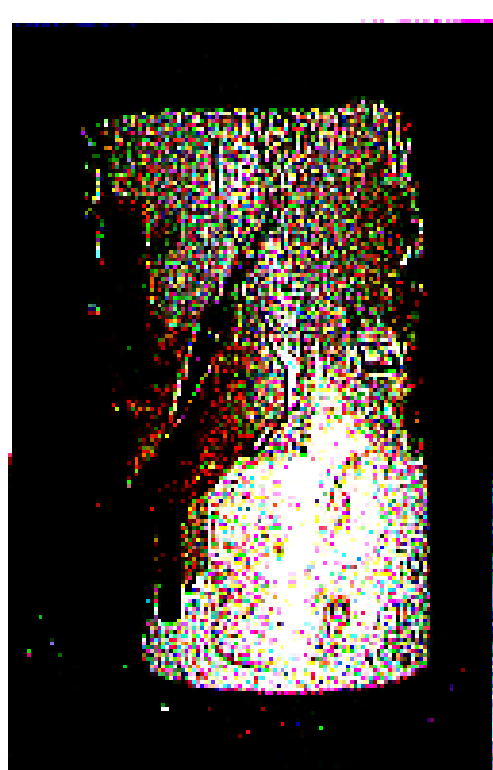


1) 静的載荷



2) 高速載荷

(d) 側 圧 39.2 (N/mm²)



1) 静的載荷



2) 高速載荷

(e) 側 圧 78.5 (N/mm²)

図-6.16 高強度コンクリートシリーズの破壊状況

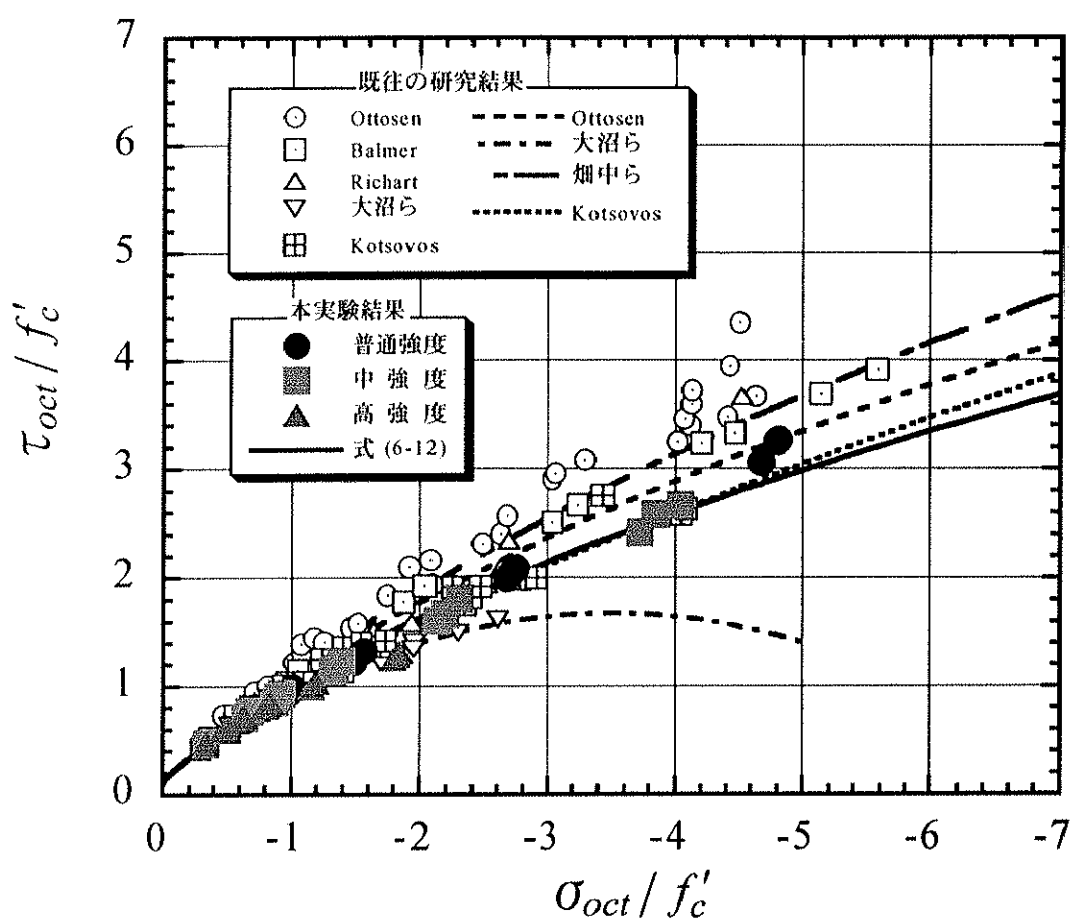


図-6.17 静的載荷における破壊基準

応力成分(τ_{oct}/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、 $\sigma_{oct}/f'_c = -4$ のとき、本実験結果では τ_{oct}/f'_c は約 2.5 であるが、Ottosen の結果によれば τ_{oct}/f'_c は約 3.5 となり本試験結果に対して約 24～32% の評価の相違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、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、またデータの無次元化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、本結果に対する破壊基準を定式化することを試みる。Chen²⁾によれば、破壊基準を定式化する場合、以下の 4 点を考慮すべきであるとしている。

- ① 適用範囲では試験結果と良い一致を示すこと。できるだけ広範囲な適用性をもつこと。
- ② 標準的な試験データから、容易にモデルのパラメータの決定が可能なこと。パラメータの数が少ないこと。

- ③ 滑らかさをもつこと。連続的に変化する接平面をもつ連続曲面であること。
- ④ 凸形状であること。反曲点のない単調な曲面であること。

ここでは、静的三軸圧縮載荷試験で得られた結果に基づいて破壊基準を定式化するにあたり、Ottosen によって提案された破壊基準²⁾を用いることとした。Ottosen の破壊基準は上記の事項をすべて満足しており、次式で与えられる。

$$f(I_1, J_2, \cos 3\theta) = a \frac{J_2}{f_c'^2} + \lambda \frac{\sqrt{J_2}}{f_c'} + b \frac{I_1}{f_c'} - 1 = 0 \quad (6-12)$$

ここで、

$$\cos 3\theta \geq 0 \text{ のとき } \lambda = k_1 \cos \left[\frac{1}{3} \cos^{-1}(k_2 \cos 3\theta) \right] \quad (6-13)$$

$$\cos 3\theta \leq 0 \text{ のとき } \lambda = k_1 \cos \left[\frac{\pi}{3} - \frac{1}{3} \cos^{-1}(-k_2 \cos 3\theta) \right] \quad (6-14)$$

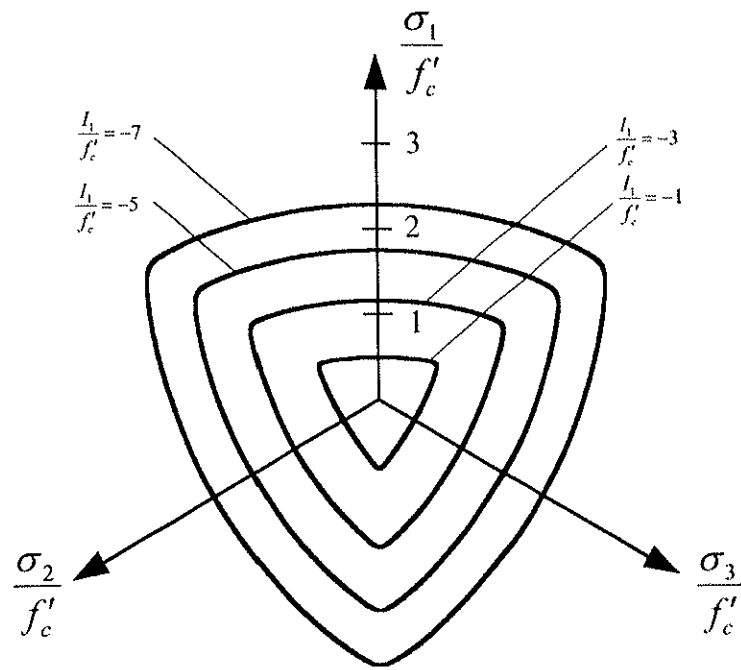
式(6-12)中の 4 つのパラメータ a , b , k_1 , k_2 は、本試験結果に対して良好に適合するように考慮して以下の点を通るように決定した。

- ① 一軸圧縮強度点: f_c'
- ② 一軸引張強度点: $f_t' = 0.1 f_c'$
- ③ 二軸圧縮強度点: $f_{bc}' = 1.15 f_c'$ (Kupfer ら¹⁶⁾ の二軸圧縮載荷実験結果に基づく)
- ④ 本三軸圧縮データ上の点: $\sigma_{oct}/f_c' = -2.5$, $\tau_{oct}/f_c' = 1.9$

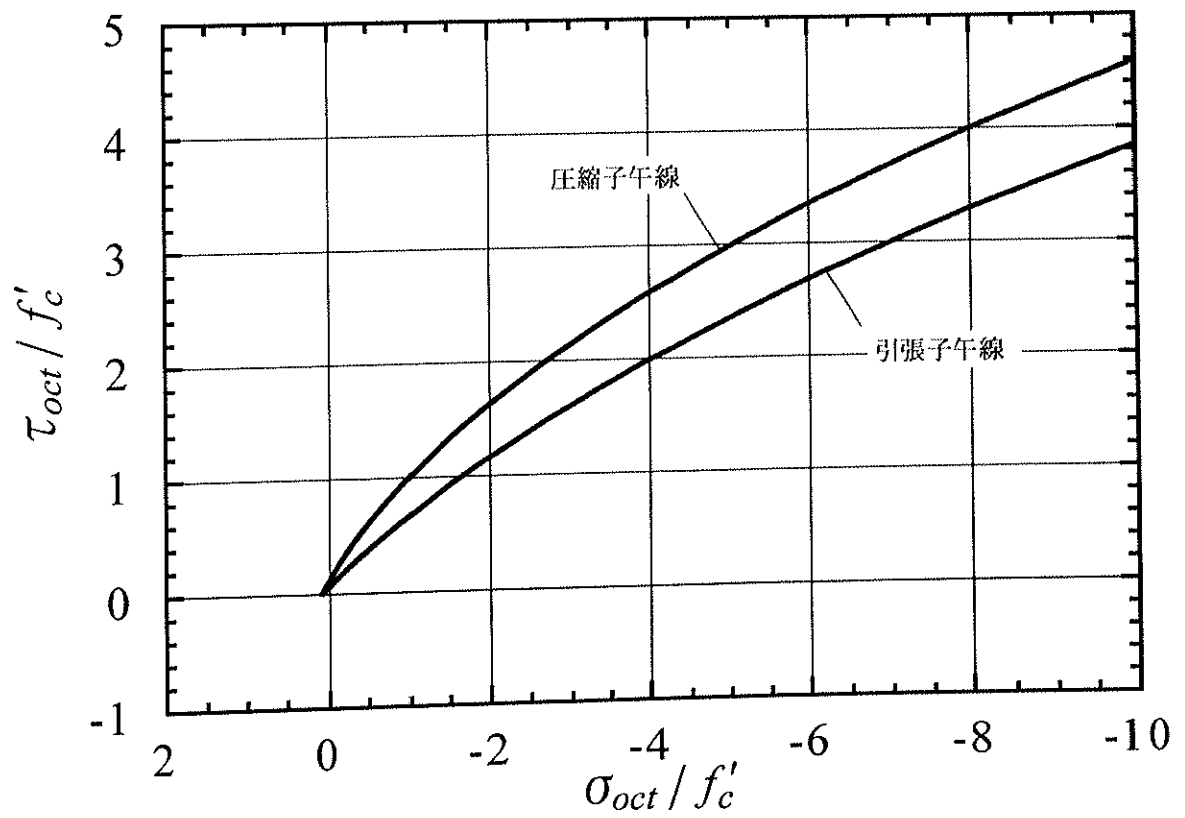
決定された各パラメータの値は、次の通りである。

$$\begin{aligned} a &= 2.0533 \\ b &= 3.2830 \\ k_1 &= 11.5156 \\ k_2 &= 0.9898 \end{aligned} \quad (6-15)$$

決定された式(6-15)の各パラメータを用いて、式(6-12)から計算される破壊基準の圧縮子午線・引張子午線の形状および偏差平面上の断面形状を、図-6.18 に示す。この破壊基準における圧縮・引張子午線は凸性の条件を満たす滑らかな曲線で表示され、偏差断面も同様に凸性の条件を満たす滑らかな曲線で表示される。式(6-12)によ



(a) 偏差断面の形状



(b) 圧縮・引張子午線の形状

図-6.18 Ottosenの4パラメータモデル

って与えられる破壊規準を、図-6.17 に太い実線で示す。図中には、既往の Ottosen²⁾、大沼ら¹⁴⁾、畑中ら²⁰⁾および Kotsovos¹⁵⁾によって提案された破壊規準を合わせて表示している。この図から、式(6-12)で与えられる破壊規準は、本試験結果に対して良好に適合していることが認められる。また、式(6-12)は Kotsovos によって提案された破壊規準とほぼ一致している。

6. 7. 2 動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

前章で、急速一軸圧縮載荷試験の結果に基づき、動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係を定式化した。しかしながら、定式化に用いたデータは1種類のコンクリートによるものであるため汎用性に欠けるという問題点があった。ここでは、動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の关系到及ぼすコンクリートの圧縮強度の相違の影響について検討する。

普通強度、中強度および高強度の各シリーズにおける急速一軸圧縮載荷試験から得られた動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係を、図-6.19 に示す。図中には、前章で提案した式(5-2)による算定式を併せて表示する。この図から、コンクリートの圧縮強度の相違が動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の关系到及ぼす顕著な影響は認められず、式(5-2)によってほぼ評価できると言える。このことから、動的一軸圧縮強度の増加率は、コンクリートの圧縮強度の違いによらずひずみ速度のみに依存すると言える。

6. 7. 3 急速三軸圧縮載荷における破壊規準に載荷速度が及ぼす影響

急速三軸圧縮載荷試験において、低速、中速および高速の各載荷速度で得られた最大圧縮応力点での応力状態($\sigma_1 = \sigma_2$, σ_3)を静的一軸圧縮強度(f'_c)で割った無次元化主応力空間内の Rendulic 面($\sigma_3/f'_c - \sqrt{2}\sigma_1/f'_c = \sqrt{2}\sigma_2/f'_c$ 座標系)上にプロットしたものを、図-6.20～図-6.22 に示す。それぞれの図中には、式(6-12)で与えられる静的載荷における破壊規準を太い実線で表示している。

これらの図から、側圧が $\sqrt{2}\sigma_1/f'_c = -1$ 付近ではひずみ速度によらず軸方向最大圧縮応力(σ_3/f'_c)が静的破壊規準による値にほぼ一致していることがわかる。側圧値が $0 \geq \sqrt{2}\sigma_1/f'_c \geq -1$ の範囲では、ひずみ速度の増大に応じて軸方向最大圧縮応力が静的破壊規準を上回る。これに対して、 $\sqrt{2}\sigma_1/f'_c \leq -1$ ではひずみ速度の大きさに応じて軸方向最大圧縮応力が静的破壊規準を下回ることがわかる。第3章および第5章において、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は増加することを示した。

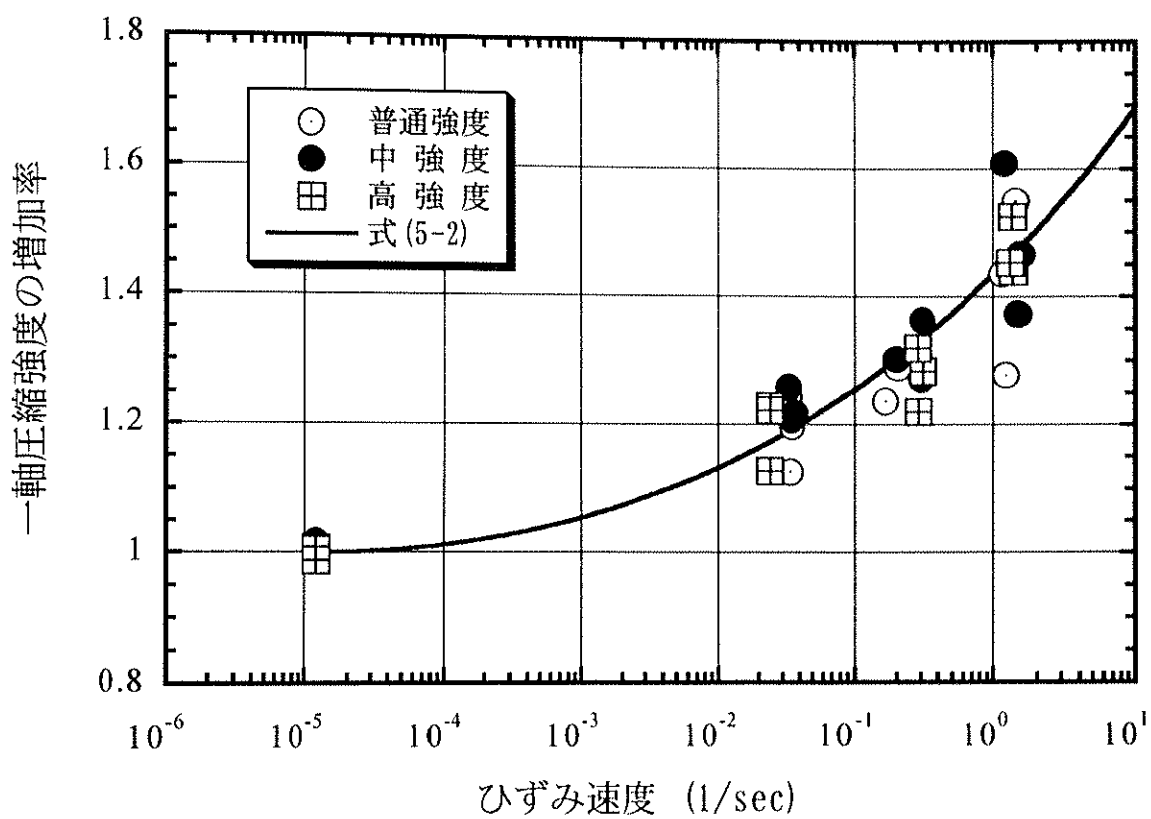


図-6.19 一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

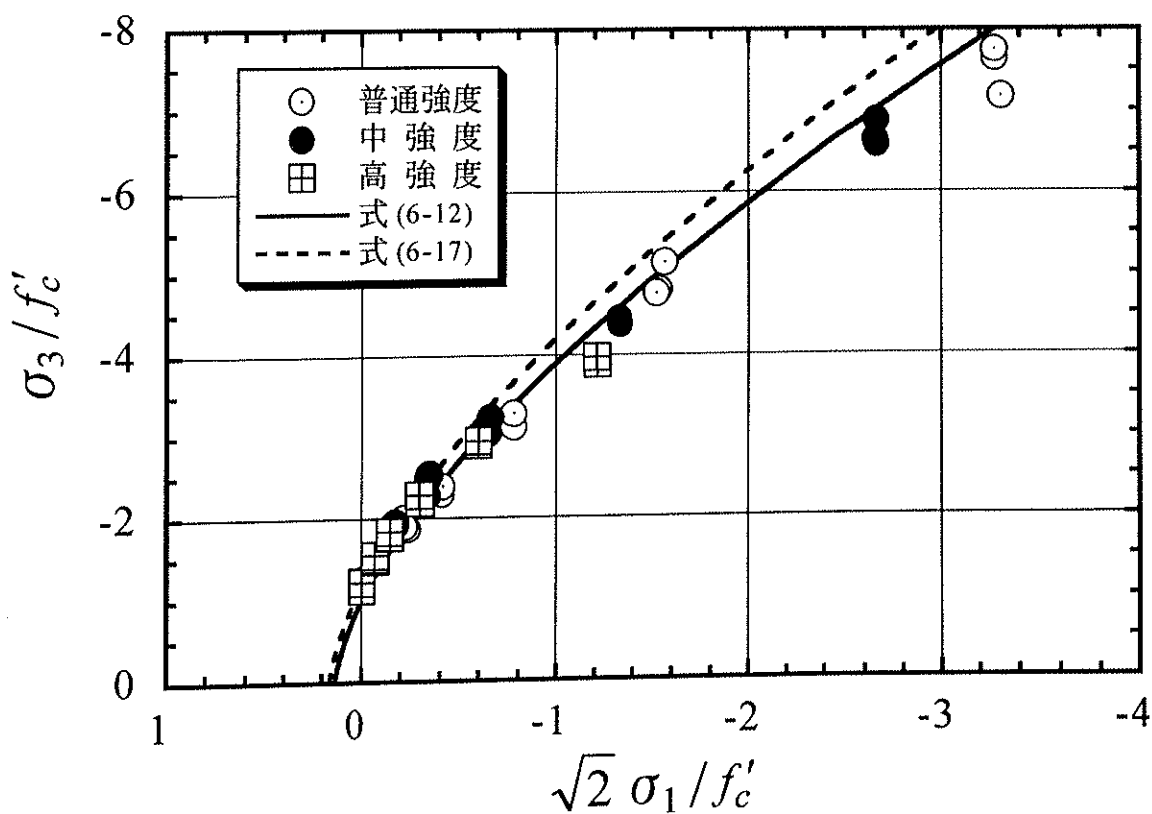


図-6.20 低速載荷における最大圧縮応力時の応力状態

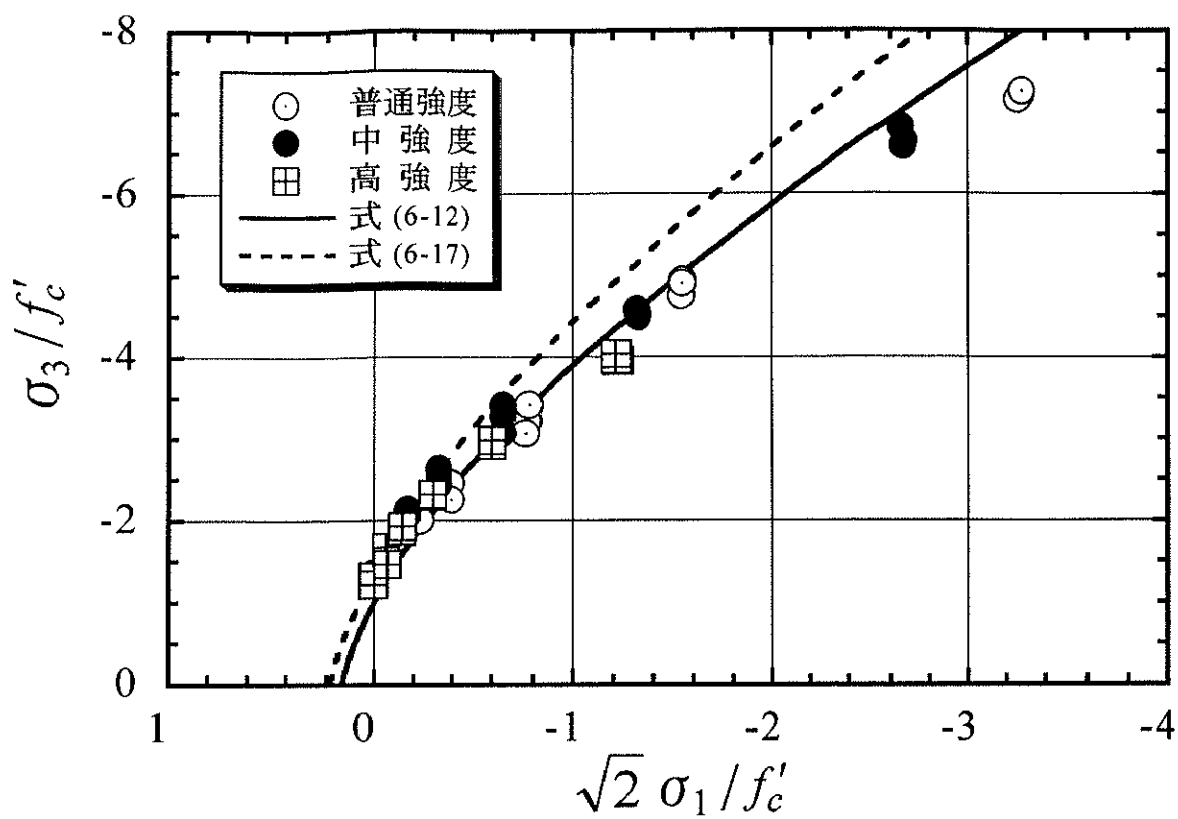


図-6.21 中速載荷における最大圧縮応力時の応力状態

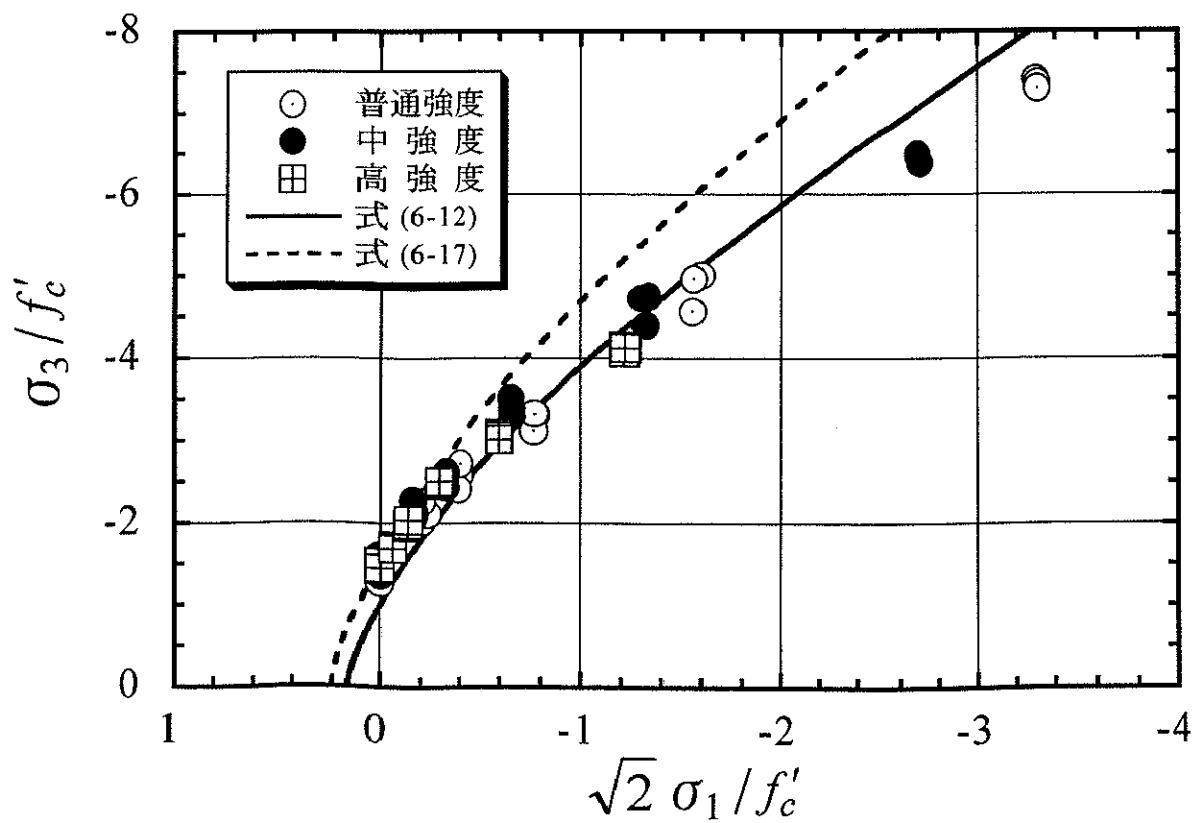


図-6.22 高速載荷における最大圧縮応力時の応力状態

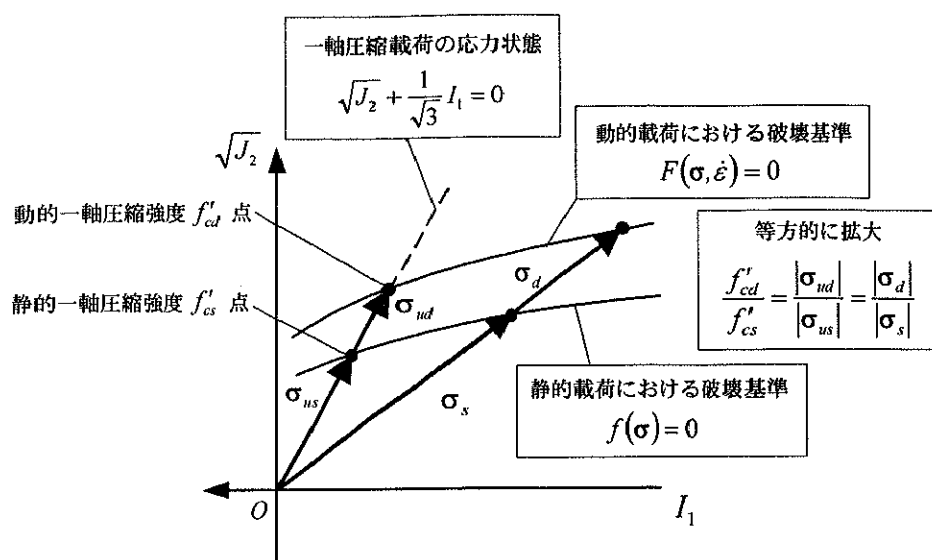


図-6.23 動的破壊基準の模式図

しかしながら、多軸応力下ではひずみ速度が大きくなっても最大圧縮応力は必ずしも大きくなるとは限らないことが本試験結果からわかる。

山口ら¹⁾は、急速三軸圧縮試験の結果に基づき、動的な破壊曲面はひずみ速度に応じて等方的に拡大するとしている。このような考え方は、非常に簡単で取り扱いが容易である。そこで、本試験結果に対するこの考え方の適用性を検討する。

静的载荷における一軸圧縮強度を f'_{cs} とし、任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で载荷した場合の動的一軸圧縮強度を f'_{cd} 、その時の動的一軸圧縮強度の増加率を $\xi(\dot{\epsilon})$ とする。任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で载荷した場合の破壊曲面は、図-6.23 に示すようにそのひずみ速度における動的一軸圧縮強度の増加率 $\xi(\dot{\epsilon})$ に等しく等方的に拡大するものと仮定する。ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で载荷した場合に、破壊曲面上の任意の応力ベクトル σ_d は動的一軸圧縮強度の増加率 $\xi(\dot{\epsilon})$ で除すことによって静的载荷における破壊曲面上の応力ベクトル σ_s と一対一に対応する。よって、任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で载荷した場合の破壊曲面は次式で与えられる。

$$F(\sigma_d, \dot{\epsilon}) = f\left(\frac{\sigma_d}{\xi(\dot{\epsilon})}\right) \quad (6-16)$$

式(6-12)で与えた静的载荷における破壊基準を、式(6-16)に従い動的な破壊基準に拡張すると次式が得られる。

$$\begin{aligned}
F(I_1, J_2, \cos 3\theta, \dot{\varepsilon}) &= f\left(\frac{I_1}{\xi(\dot{\varepsilon})}, \frac{J_2}{\xi(\dot{\varepsilon})^2}, \cos 3\theta\right) \\
&= a \frac{J_2}{(\xi f'_c)^2} + \lambda \frac{\sqrt{J_2}}{\xi f'_c} + b \frac{I_1}{\xi f'_c} - 1 \\
&= a \frac{J_2}{f'_{cd}{}^2} + \lambda \frac{\sqrt{J_2}}{f'_{cd}} + b \frac{I_1}{f'_{cd}} - 1 = 0
\end{aligned} \tag{6-17}$$

動的一軸圧縮強度の増加率に前章の式(5-2)を用い、さらに式(6-17)によって計算される破壊基準を各載荷速度ごとに図-6.20～図-6.22に破線で示す。なお、式(6-17)の中のひずみ速度には、低速載荷が $\dot{\varepsilon} = 3.0 \times 10^{-2}$ (1/sec)、中速載荷が $\dot{\varepsilon} = 3.0 \times 10^{-1}$ (1/sec)、高速載荷が $\dot{\varepsilon} = 2.0 \times 10^0$ (1/sec)の値を用いている。これらの図から、任意のひずみ速度で載荷した場合の破壊曲面は動的一軸圧縮強度の増加率に応じて等方的に拡大するとした考え方は、本結果に対しては $0 \geq \sqrt{2}\sigma_1/f'_c \geq -0.5$ 程度の範囲でのみ有効であり、 $\sqrt{2}\sigma_1/f'_c \leq -0.5$ の範囲では危険側の評価を与えることになる。しかしながら、一般的な諸元の鉄筋コンクリート部材では、帯鉄筋や横補強筋による拘束圧は約 $2(\text{N/mm}^2)$ 程度である¹⁹⁾。この場合には、 $0 \geq \sqrt{2}\sigma_1/f'_c \geq -0.5$ の範囲にあるので、動的一軸圧縮強度の増加率に従い破壊基準が等方的に拡大するという考え方が適用できる。

6. 7. 4 動的破壊基準の定式化

動的一軸圧縮強度の増加率に従い破壊曲面が等方的に拡大するとした考え方が適用できるのは、本試験結果に対しては $0 \geq \sqrt{2}\sigma_1/f'_c \geq -0.5$ の範囲に限られることを前項で示した。また、一軸引張強度の増加率は、一軸圧縮強度の増加率よりも大きいことを第3章で示した。ここでは、これらのことを踏まえて新たに動的破壊基準の定式化を行う。

コンクリートや岩石に対する慣用の破壊基準として、Loen モデル¹⁷⁾がある。Leon モデルは、Mohr-Coulomb の破壊基準と Rankine の最大引張応力基準の2つの特性を併せ持ち、子午線の形状は2次の放物線で表されている。Leon モデルは、主応力表示で次式のように与えられる。

$$f(\sigma_1, \sigma_3) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right)^2 + m \left(\frac{\sigma_1}{f'_c} \right) - 1 = 0 \tag{6-18}$$

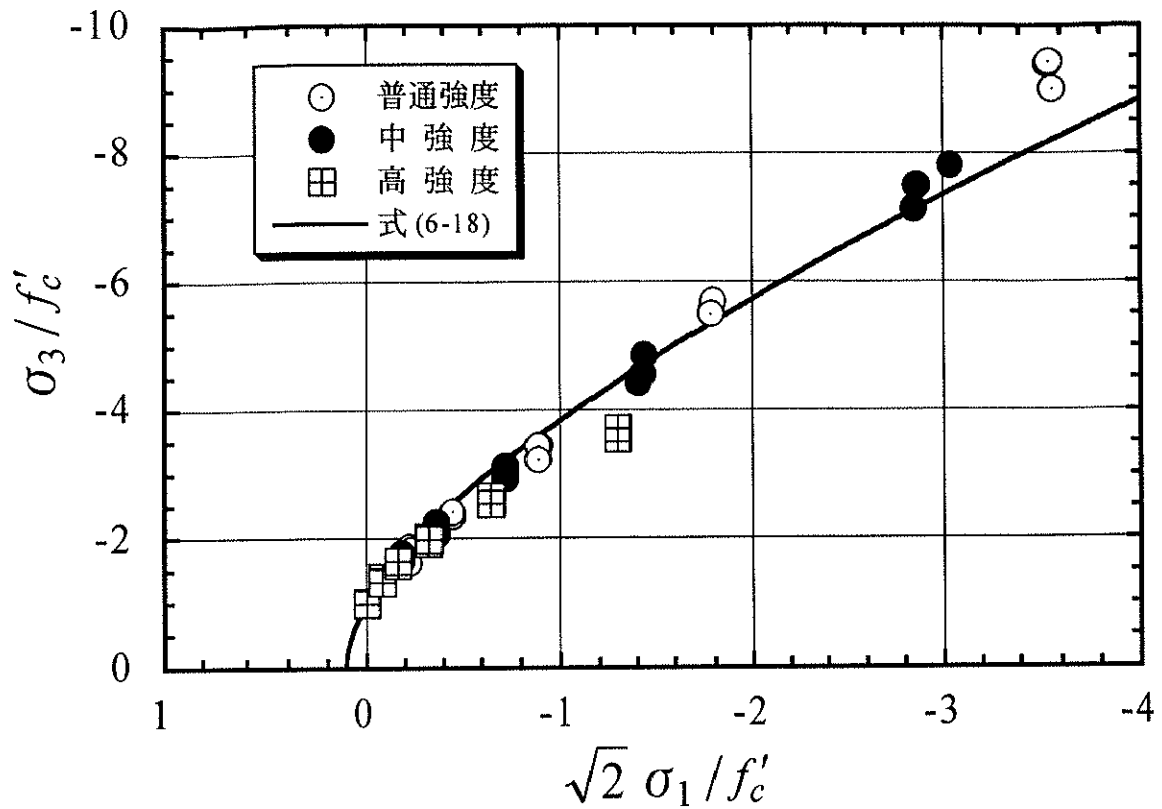


図-6.24 静的載荷における実験値とLeonモデルとの比較

ここで、 $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$

σ_1 : 最大主応力

σ_3 : 最小主応力

f'_c : 一軸圧縮強度

m : パラメータ

通常、パラメータ m は、試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。

$$m = \frac{1 - \left(\frac{f'_t}{f'_c}\right)^2}{\left(\frac{f'_t}{f'_c}\right)} = \frac{1 - h^2}{h} \quad (6 - 19)$$

ここで、

h : 一軸引張強度強度と一軸圧縮強度の比 $h = f'_t/f'_c$

静的三軸圧縮荷重で得られたデータに式(6-18)を適用したところ、 $h = f'_t/f'_c = 0.08$ となり試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、 $h = 0.08$ の値は妥当であると言える。この関係を、図-6.24 に示す。また、このときの Leon モデルの Rendulic 面における形状ならびに偏差応力面上の形状を、図-6.25 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わる。

いま、静的荷重における一軸圧縮強度を f'_{cs} 、一軸引張強度を f'_{ts} とする。任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で荷重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 $\xi(\dot{\epsilon})$ 、一軸引張強度の増加率を $\eta(\dot{\epsilon})$ とする。一軸圧縮強度の増加率、一軸引張強度の増加率は次式で表される。

$$\xi(\dot{\epsilon}) = \frac{f'_{cd}}{f'_{cs}} \quad (6-20)$$

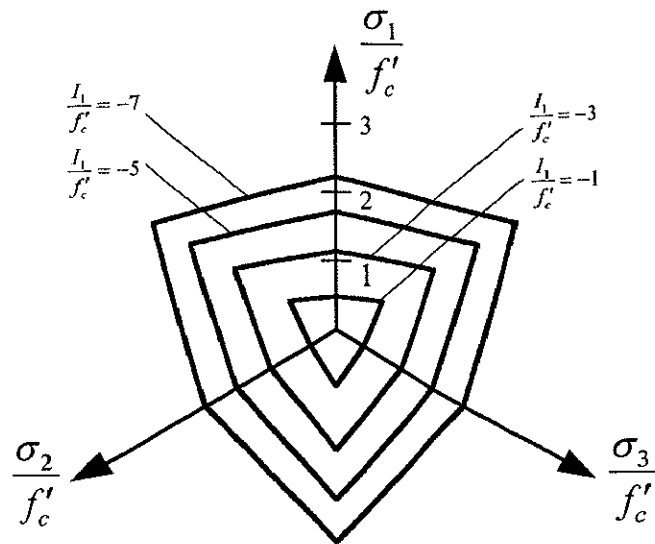
$$\eta(\dot{\epsilon}) = \frac{f'_{td}}{f'_{ts}} \quad (6-21)$$

式(6-18)が前項と同様に圧縮強度の増加率に従い等方的に拡大するとすれば、任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の時の破壊基準は、次式で与えられる。

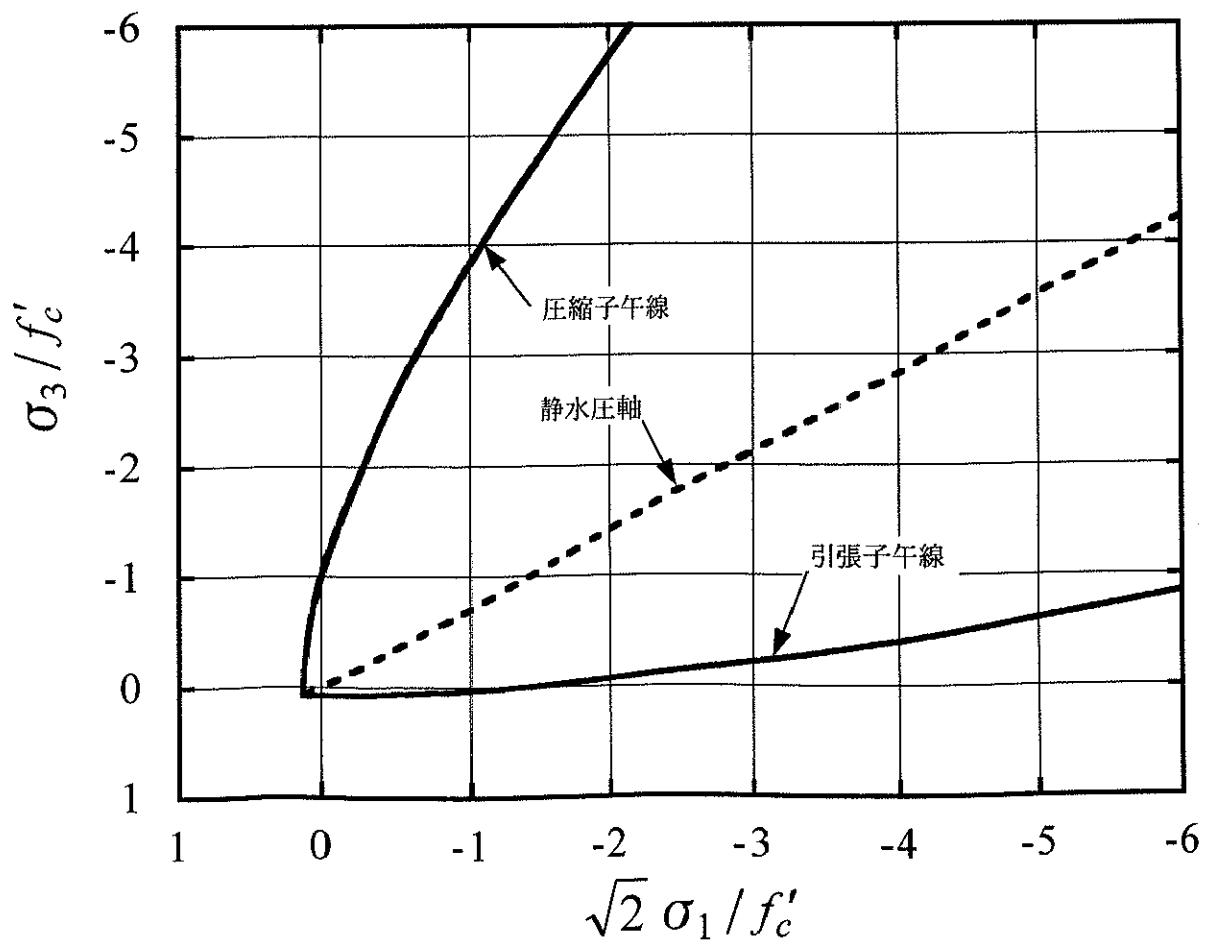
$$\begin{aligned} F(\sigma_1, \sigma_3, \dot{\epsilon}) &= \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_{cd}} \right)^2 + m \left(\frac{\sigma_1}{f'_{cd}} \right) - 1 \\ &= \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_{cs}} \right)^2 + m \xi(\dot{\epsilon}) \left(\frac{\sigma_1}{f'_{cs}} \right) - \xi(\dot{\epsilon})^2 = 0 \end{aligned} \quad (6-22)$$

ここで、パラメータ m はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の関数で与えられると仮定する。このひずみ速度の関数 $m(\dot{\epsilon})$ は、式(6-22)で表される破壊基準が必ず動的一軸引張強度 f'_{td} を通るという条件を与えることによって次式のように決定できる。

$$m(\dot{\epsilon}) = \frac{1 - \left(\frac{f'_{td}}{f'_{cd}} \right)^2}{\left(\frac{f'_{td}}{f'_{cs}} \right)} = \frac{1 - h^2 \left(\frac{\eta}{\xi} \right)^2}{h \left(\frac{\eta}{\xi} \right)} \quad (6-23)$$



(a) 偏差断面の形状



(b) 圧縮・引張子午線の形状

図-6.25 Leonモデル

ここで、

$$h : \text{静的載荷における引張強度と圧縮強度の比 } h = \frac{f'_{ts}}{f'_{cs}}$$

任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の破壊基準は、式(6 - 22)および式(6 - 23)から次式で与えられる。

$$F(\sigma_1, \sigma_3, \dot{\epsilon}) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_{cs}} \right)^2 + \left[\frac{1 - h^2 \left(\frac{\eta}{\xi} \right)^2}{h \left(\frac{\eta}{\xi} \right)} \right] \xi \left(\frac{\sigma_1}{f'_{cs}} \right) - \xi^2 = 0 \quad (6 - 24)$$

この破壊基準は、任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合、必ずそのひずみ速度における動的一軸圧縮強度点ならびに動的一軸引張強度点を通る。

次に、式(6 - 24)で与えられる破壊基準の適用性について、本試験結果を対象として検討する。式(6 - 24)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には前章の式(5 - 2)を、一軸引張強度の増加率については第 3 章の式(3 - 1), (3 - 2)および以下に示す Ross ら¹⁸⁾の算定式の 2 つを用いて検討を行う。

Ross らは、一軸引張強度の増加率を次式で与えている。

$$\eta(\dot{\epsilon}) = \frac{f'_{td}}{f'_{ts}} = \exp \left[0.00126 \left(\log_{10} \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{3.373} \right] \quad (6 - 25)$$

ここで、

$$\dot{\epsilon}_s : \text{静的載荷におけるひずみ速度 } \dot{\epsilon}_s = 1.0 \times 10^{-7} (1/\text{sec})$$

急速三軸圧縮載荷試験の低速、中速および高速の各載荷速度で得られた最大圧縮応力点での応力状態($\sigma_1 = \sigma_2$, σ_3)を静的一軸圧縮強度(f'_c)で除した無次元化主応力空間内の Rendulic 面($\sigma_3/f'_c - \sqrt{2}\sigma_1/f'_c = \sqrt{2}\sigma_2/f'_c$ 座標系)上にプロットしたものに、式(3 - 1), (3 - 2)および式(6 - 25)で与えられる 2 つの動的一軸引張強度の増加率を式(6 - 24)に導入することで計算される破壊基準を、合わせて図-6. 26～図-6. 28 に示す。動的一軸引張強度の増加率に式(3 - 1), (3 - 2)を用いて計算された破壊基準は、低速および中速載荷

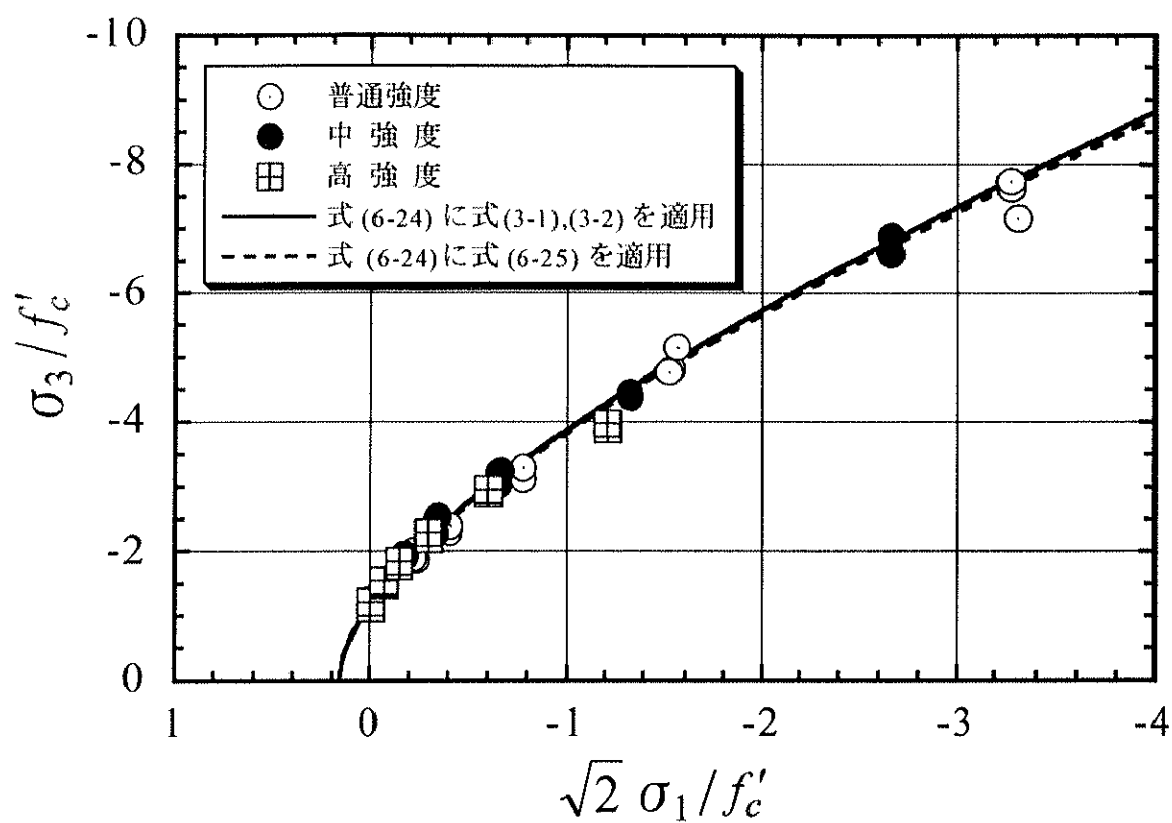


図-6.26 低速載荷における実験値と破壊基準との比較

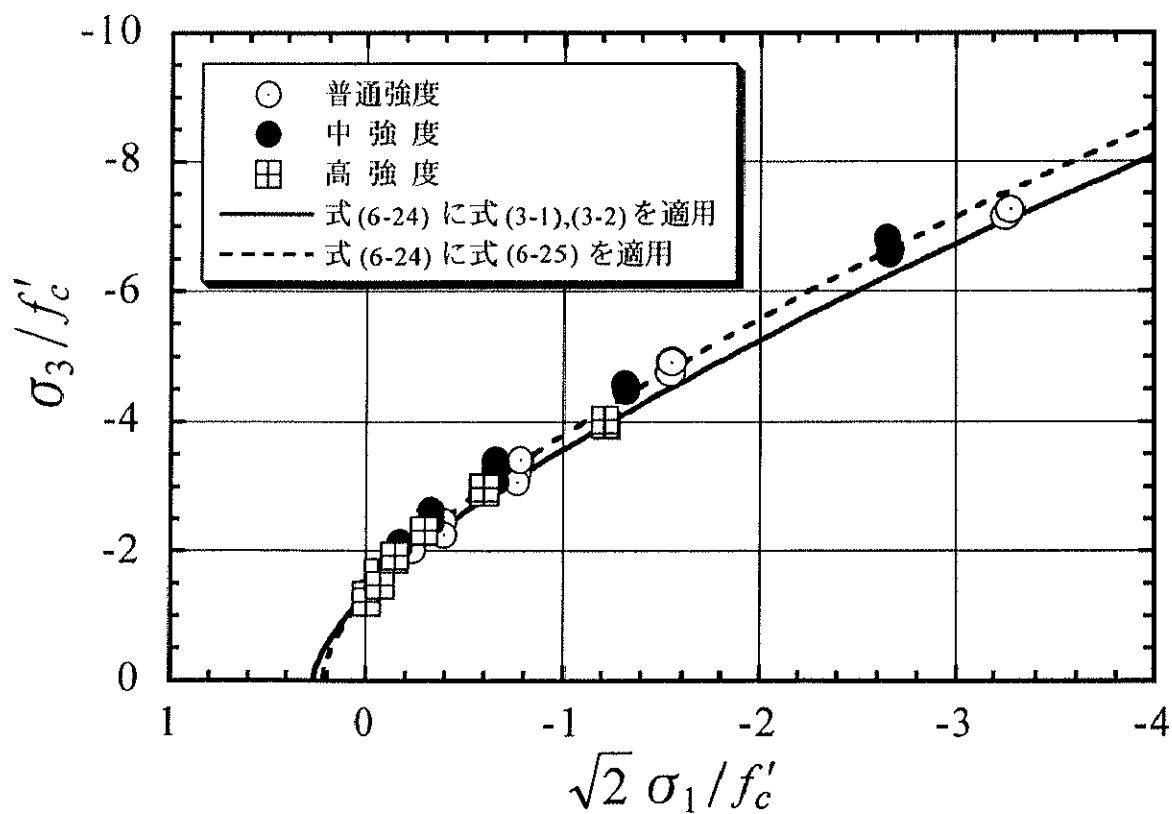


図-6.27 中速載荷における実験値と破壊基準との比較

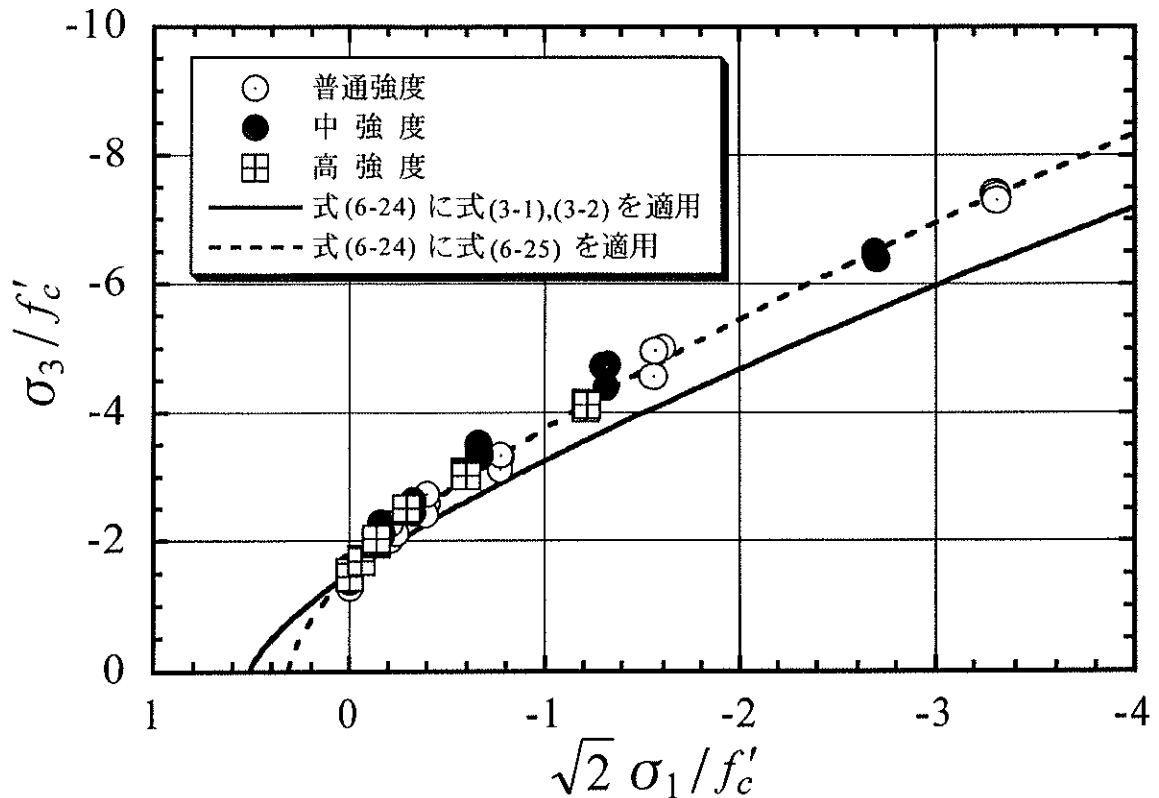


図-6.28 高速載荷における実験値と破壊基準との比較

のデータに対しては良く適合しているといえるが、高速載荷に対しては低めの評価を与えている。これに対して、Ross らによって提案された式(6-25)を式(6-24)に適用して計算した破壊基準は、いずれの載荷速度に対しても試験結果とよく適合している。これらのことから、任意のひずみ速度で載荷した場合の動的破壊基準は、一軸圧縮強度の増加率を与える式(5-2)、一軸引張強度の増加率として Ross らの式(6-25)をそれぞれ式(6-24)に導入することにより与えられる。式(6-24)で与えられる動的破壊基準は、任意のひずみ速度で載荷した場合にその載荷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。

これまで一軸応力下において、ひずみ速度が大きくなるとコンクリートの強度が増加する説として、以下の2つが考えられている。

- ① ひずみ速度が大きくなると、コンクリート内部の自由水には粘性があるために急速に移動することができず、静水圧の形で応力を負担するために強度が増加する²¹⁾。
- ② コンクリートの強度はマイクロクラックの発生・進展に大きく支配されると考えられるが、マイクロクラックの進展速度には上限が存在すると考えられるためにそれを上回る速度で載荷を行うと強度が増加する²²⁾。

しかしながら、三軸圧縮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は応

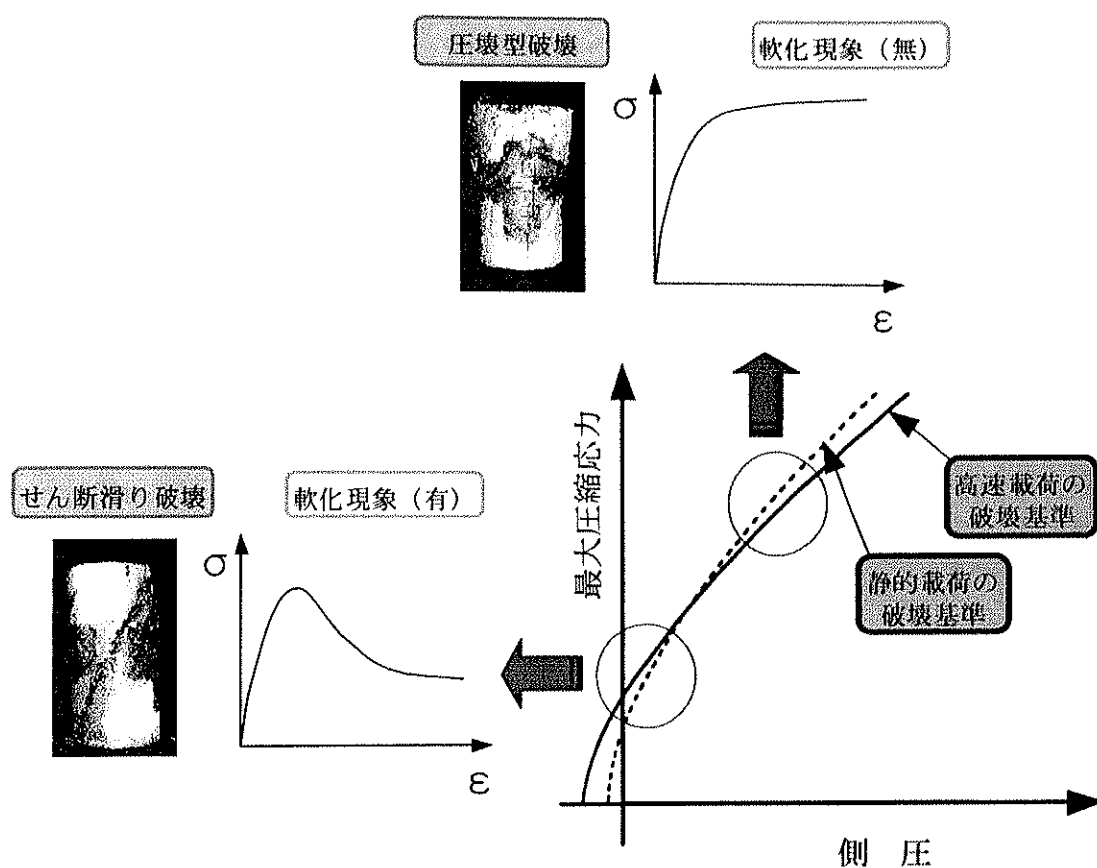


図-6.29 三軸応力下における最大圧縮応力にひずみ速度が及ぼす影響と破壊モード、軟化現象との関連性

力状態によって異なり、必ずしも最大圧縮応力を増加させるとは限らないという本試験結果に対して、上記の2つの説のみでは説明が困難である。他に何らかの理由があると考え、現状でそれを特定することは難しい。ただし、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軟化現象との関連性を調べたところ、図-6.29に示すように応力状態に依存して次のような密接な関連性があることが分かった。

- 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、軟化現象が生じせん断滑り破壊が見られる。
- 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、軟化現象は生じず圧壊型の破壊が見られる。

これらのことは、今後多軸応力下における最大応力にひずみ速度が及ぼす影響のメカニズムを解明する上で重要なことであると考えられる。

6. 8 急速三軸圧縮载荷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、急速三軸圧縮载荷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調べる。急速三軸圧縮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载荷軸方向のひずみ 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強度とひずみのパラメータを用いることにより、载荷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-6.30 に、無次元化最大圧縮応力と無次元化軸ひずみの関係を各载荷速度毎に示す。同一载荷速度に対しては、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）によらずに類似した傾向を示している。

そこで、本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ひずみ速度の影響を受けるものとみなして、各载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。

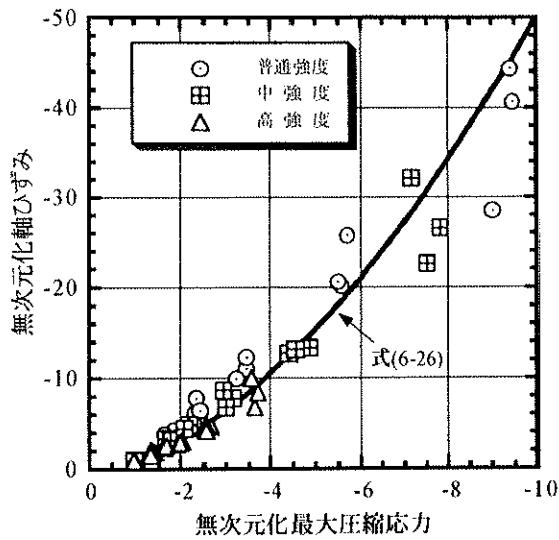
$$\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{cd}} = \left(\frac{\sigma_p}{f'_{cd}} \right)^{1.74 \exp(-0.05 \dot{\varepsilon})} \quad (6 - 26)$$

式(6-26)を用いて得られる関係を図-6.30 中に、実線で示す。いずれの载荷速度に対しても、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(6-26)を用いることにより、良好に評価することができると言える。

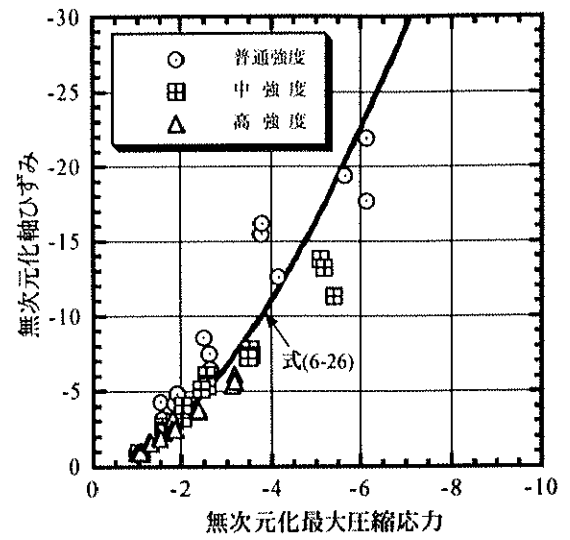
6. 9 高ひずみ速度・三軸高応力下におけるコンクリートの構成モデル

6. 9. 1 ひずみ速度の影響を考慮した直交異方性構成モデルの定式化

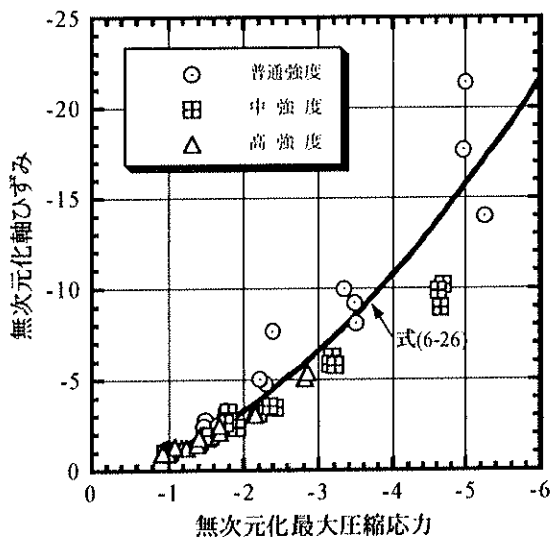
急速三軸载荷によってひずみ速度の影響を受けるコンクリートの応力～ひずみ関係を数式表現を用いて正確に記述できれば、衝撃荷重を受けるコンクリート構造物の解析にあたって極めて有用である。



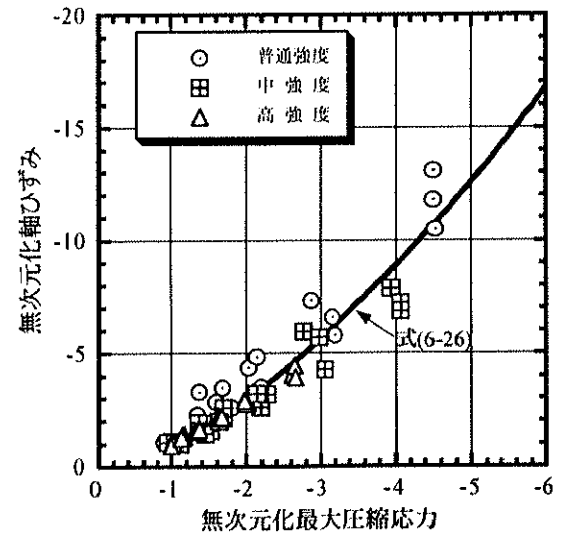
(a) 静的載荷



(b) 低速載荷



(c) 中速載荷



(d) 高速載荷

図-6.30 無次元化最大圧縮応力-無次元化軸ひずみ関係

ここでは、有限要素解析法に容易に取り込むことができるよう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。静的載荷を受けるコンクリートの直交異方性モデルについては、等価一軸ひずみの概念を用いたモデルが Elwi らによって提案されている。本研究では、Elwi らによる提案モデル²³⁾を基本とした上で、以下に示す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 動的載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

(1) 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。

$$\begin{pmatrix} d\varepsilon_1 \\ d\varepsilon_2 \\ d\varepsilon_3 \\ d\gamma_{12} \\ d\gamma_{23} \\ d\gamma_{31} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\mu_{12}}{\sqrt{E_1 E_2}} & \frac{-\mu_{13}}{\sqrt{E_1 E_3}} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_2} & \frac{-\mu_{23}}{\sqrt{E_2 E_3}} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ & Sym. & & & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{31}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} d\sigma_1 \\ d\sigma_2 \\ d\sigma_3 \\ d\tau_{12} \\ d\tau_{23} \\ d\tau_{31} \end{pmatrix} \quad (6-27)$$

ここで、

$d\varepsilon_i$: i 方向の垂直ひずみ増分

$d\sigma_i$: i 方向の垂直応力増分

$d\gamma_{ij}$: ij 面内のせん断ひずみ増分

$d\tau_{ij}$: ij 面内のせん断応力増分

E_i : i 方向の弾性係数

G_{ij} : ij 面内のせん断剛性

μ_{ij} : 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

$$\mu_{12}^2 = \nu_{12}\nu_{21}, \quad \mu_{23}^2 = \nu_{23}\nu_{32}, \quad \mu_{13}^2 = \nu_{13}\nu_{31} \quad (6-28)$$

式(6-27)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。

$$(d\sigma) = [C](d\varepsilon) \quad (6-29)$$

$$[C] = \frac{1}{\phi} \begin{bmatrix} E_1(1 - \mu_{23}^2) & \sqrt{E_1 E_2}(\mu_{13}\mu_{23} + \mu_{12}) & \sqrt{E_1 E_3}(\mu_{12}\mu_{23} + \mu_{13}) & 0 & 0 & 0 \\ & E_2(1 - \mu_{13}^2) & \sqrt{E_2 E_3}(\mu_{12}\mu_{13} + \mu_{23}) & 0 & 0 & 0 \\ & & E_3(1 - \mu_{12}^2) & 0 & 0 & 0 \\ & & & G_{12}\phi & 0 & 0 \\ & \text{Sym.} & & & G_{23}\phi & 0 \\ & & & & & G_{13}\phi \end{bmatrix} \quad (6 - 30)$$

ここで、

$$\phi = 1 - \mu_{12}^2 - \mu_{23}^2 - \mu_{13}^2 - 2\mu_{12}\mu_{23}\mu_{13} \quad (6 - 31)$$

せん断剛性 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。

$$G_{12} = \frac{1}{4\phi} \left[E_1 + E_2 - 2\mu_{12}\sqrt{E_1 E_2} - \left(\sqrt{E_1}\mu_{23} + \sqrt{E_2}\mu_{13} \right)^2 \right] \quad (6 - 32)$$

$$G_{23} = \frac{1}{4\phi} \left[E_2 + E_3 - 2\mu_{23}\sqrt{E_2 E_3} - \left(\sqrt{E_2}\mu_{13} + \sqrt{E_3}\mu_{12} \right)^2 \right] \quad (6 - 33)$$

$$G_{13} = \frac{1}{4\phi} \left[E_1 + E_3 - 2\mu_{13}\sqrt{E_1 E_3} - \left(\sqrt{E_1}\mu_{23} + \sqrt{E_3}\mu_{12} \right)^2 \right] \quad (6 - 34)$$

(2) 等価一軸ひずみ

式(6 - 27)および式(6 - 29)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 らは、等価一軸ひずみ増分を次式で定義している²⁴⁾。

$$d\varepsilon_m = \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (i=1, 2, 3) \quad (6 - 35)$$

上式は形式的に一軸応力状態の式と同様であることから、等価一軸ひずみと呼ばれている。全等価一軸ひずみは、式(6 - 35)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。

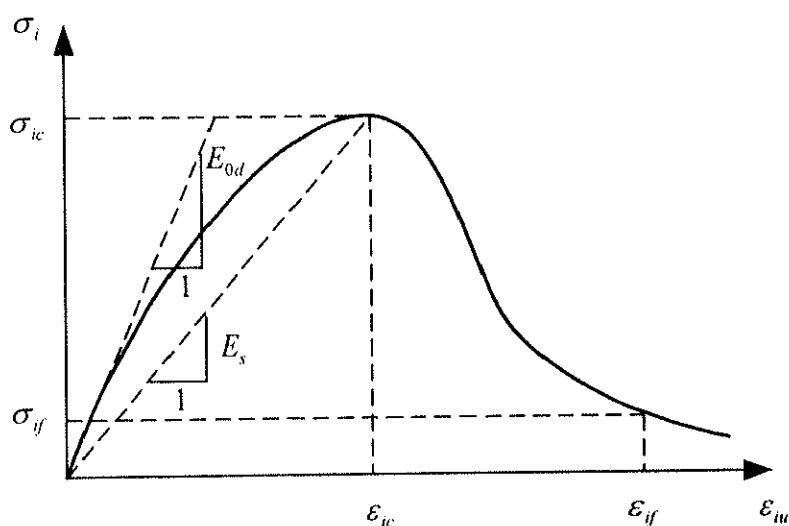


図-6.31 応力～等価一軸ひずみ関係の模式図

$$\varepsilon_m = \int d\varepsilon_m = \int \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (6 - 36)$$

(3) 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} に対応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(6 - 26)と同様に次の関係が成り立つものと仮定する。

$$\frac{\varepsilon_{ic}}{\varepsilon_{cd}} = \left(\frac{\sigma_{ic}}{f'_{cd}} \right)^{1.74 \exp(-0.05 \dot{\varepsilon})} \quad (6 - 37)$$

ここに、

$\dot{\varepsilon}$: ひずみ速度

f'_{cd} : ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ に対する一軸圧縮強度[式(5 - 2)]

ε_{cd} : ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ に対する一軸圧縮強度時のひずみ[式(5 - 3)]

ここで、载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-6.31 参照）。

$$\sigma_i = \frac{E_{0d} \varepsilon_{iu}}{1 + \left(R + \frac{E_{0d}}{E_s} - 2 \right) \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} - (2R - 1) \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 + R \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3} \quad (6 - 38)$$

ここに、

$$R = \frac{E_{0d} (\sigma_{ic} / \sigma_{if} - 1)}{E_s (\varepsilon_{if} / \varepsilon_{ic} - 1)^2} \frac{\varepsilon_{ic}}{\varepsilon_{if}} \quad (6 - 39)$$

なお、

E_{0d} : ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ で載荷した場合の初期弾性係数[式(5 - 4)]

σ_{ic} : 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(6 - 24)]

ε_{ic} : σ_{ic} に対応する等価一軸ひずみ[式(6 - 37)]

E_s : 割線弾性係数 $= \sigma_{ic} / \varepsilon_{ic}$

σ_{if} , ε_{if} : 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

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 らが仮定した次式で評価するものとする。

$$\varepsilon_{if} = 4\varepsilon_{ic} \quad (6 - 40)$$

$$\sigma_{if} = \sigma_{ic} / 4 \quad (6 - 41)$$

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(6 - 38)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。

$$E_i = \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_{iu}} = E_{0d} \frac{1 + (2R - 1) \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 - 2R \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3}{\left[1 + \left(R + \frac{E_{0d}}{E_s} - 2 \right) \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} - (2R - 1) \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 + R \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3 \right]^2} \quad (6 - 42)$$

(4) 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 らの式を用いて与える。

$$\nu_i = \nu_0 \left[1.0 + 1.3763 \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} - 5.3600 \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^2 + 8.586 \left(\frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_{ic}} \right)^3 \right] \quad (6-43)$$

$$\mu_{12}^2 = \nu_1 \nu_2, \quad \mu_{23}^2 = \nu_2 \nu_3, \quad \mu_{13}^2 = \nu_1 \nu_3 \quad (6-44)$$

ここで、 ν_0 : ポアソン比の初期値

6. 9. 2 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構成モデルを用いた解析結果と試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。試験結果との比較を行う際には、あらかじめ定めた応力経路に伴ってひずみを得られる方が都合が良い。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-6.32～図-6.34 に、急速三軸圧縮載荷試験で得られた応力～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、コンクリートの静的強度（普通強度・中強度および高強度）の違いおよび載荷速度の大きさによらず、解析結果は試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～ひずみ関係を精度よく評価できることが実証された。

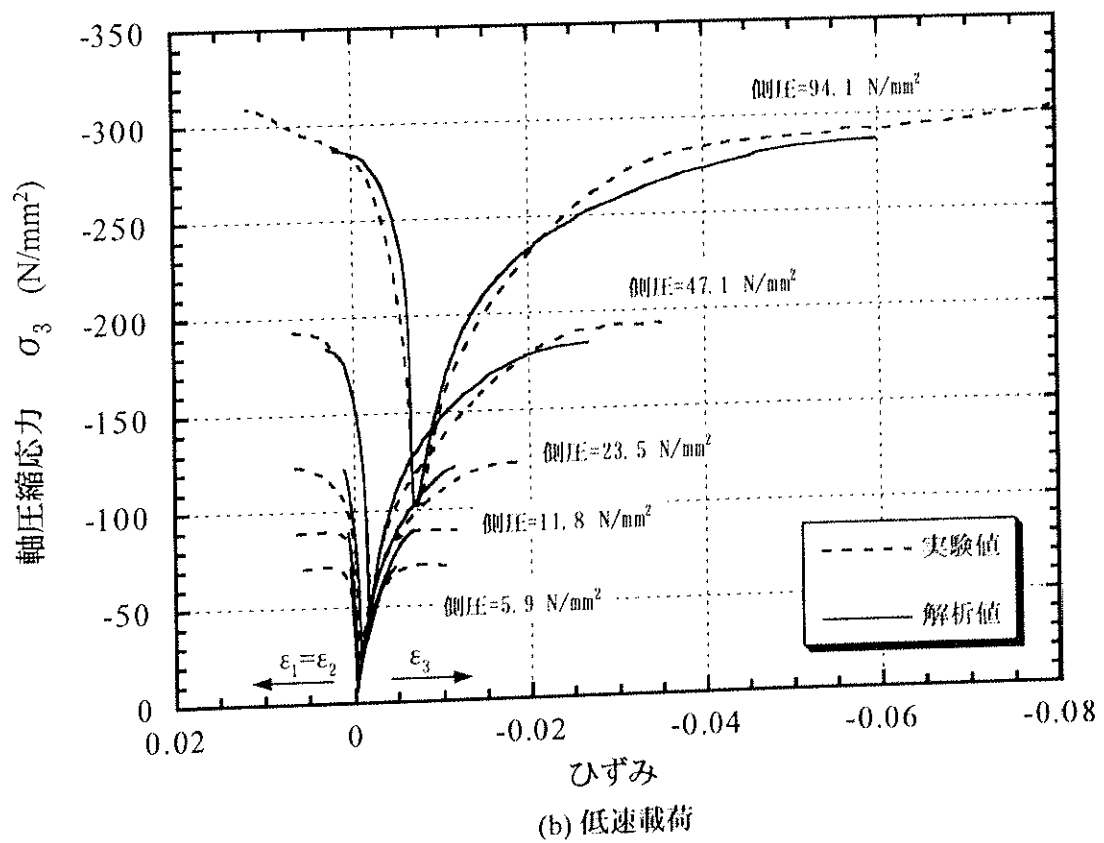
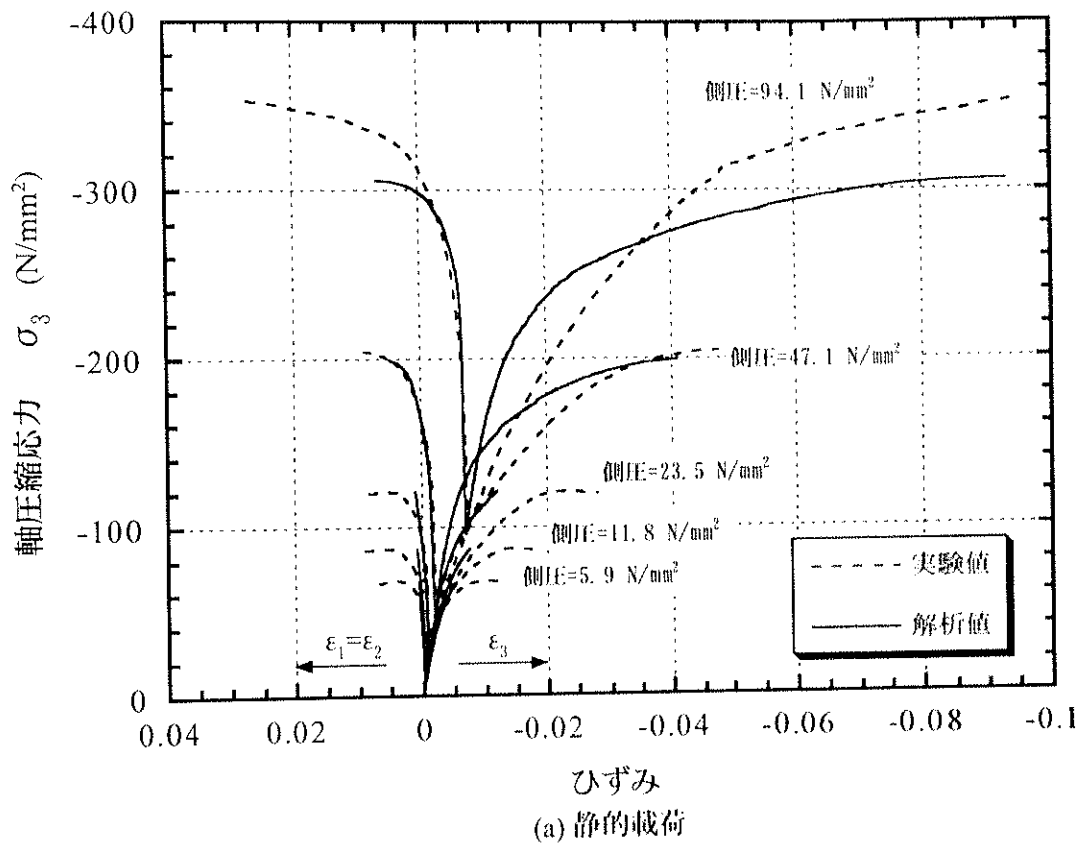


図-6.32 普通強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

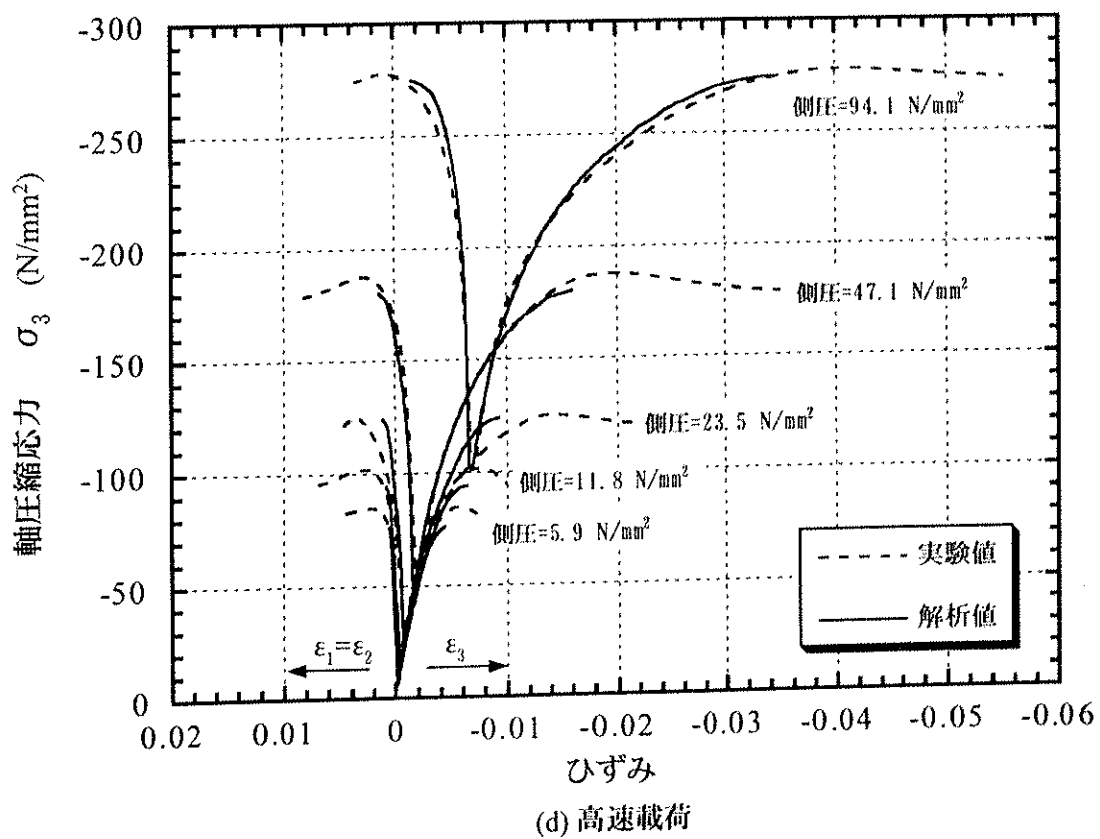
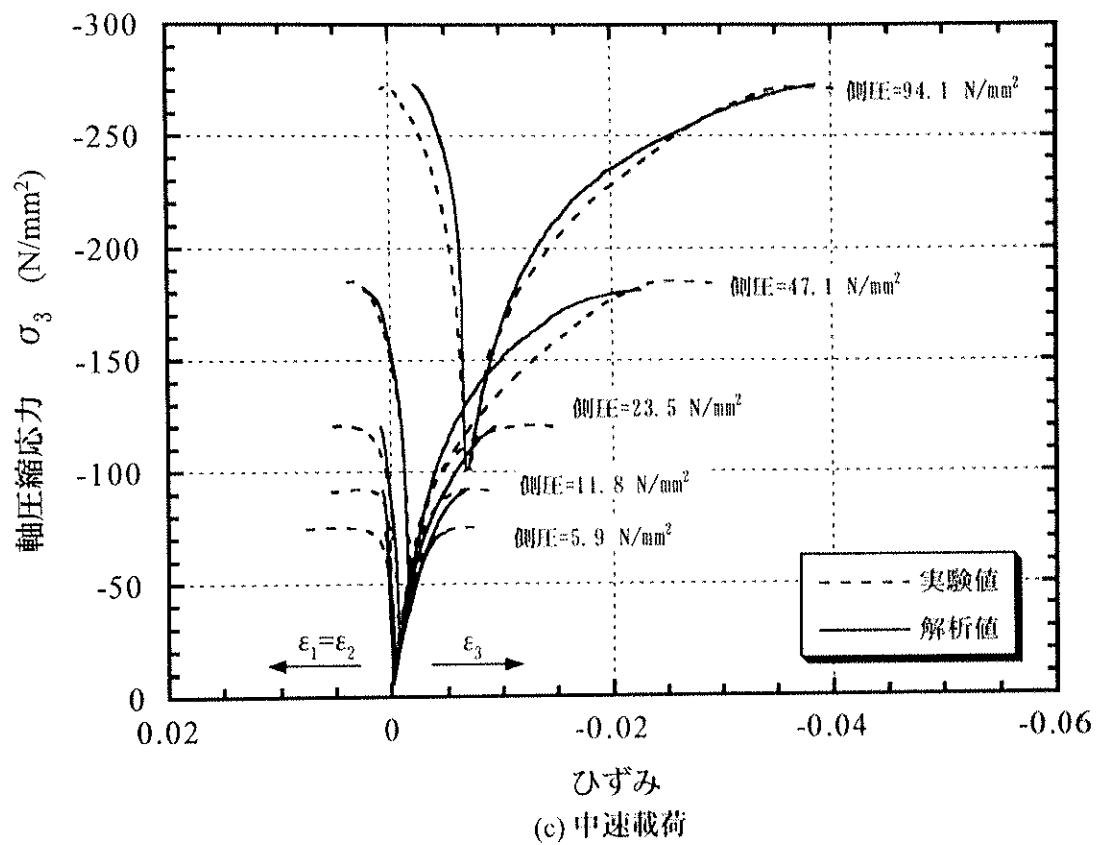


図-6.32 普通強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

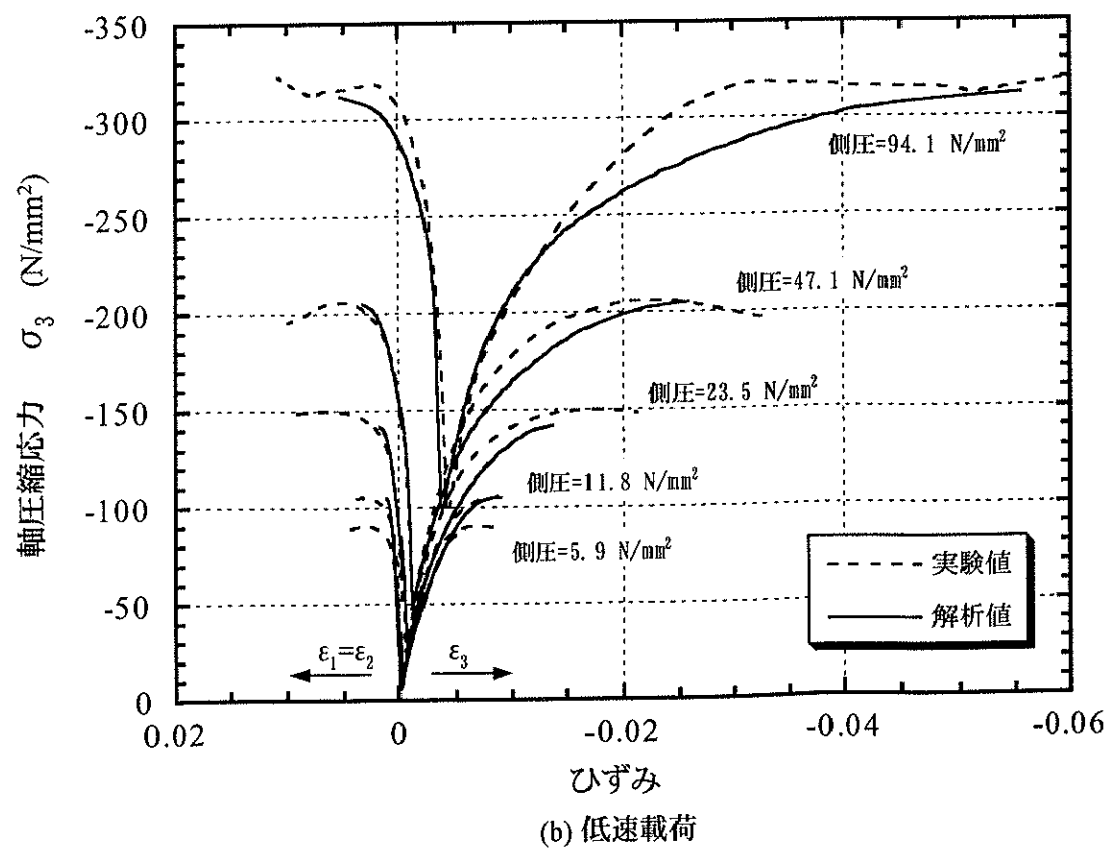
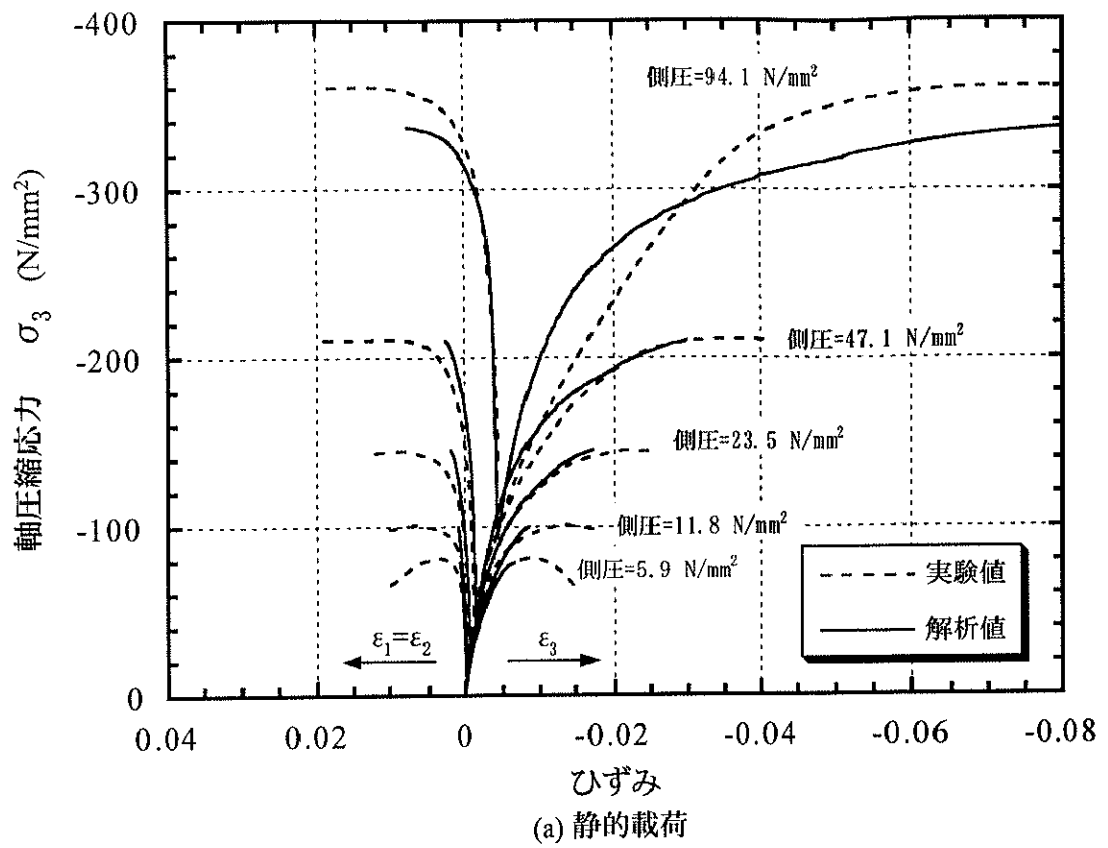


図-6.33 中強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

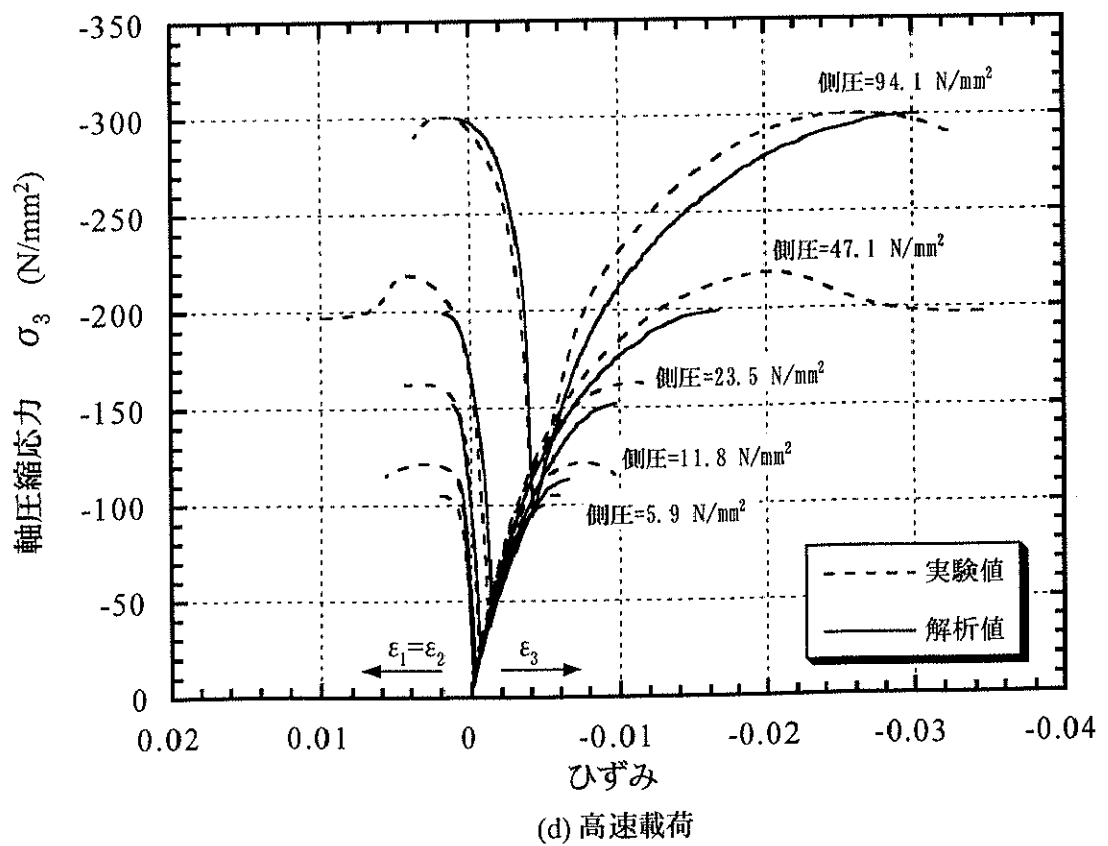
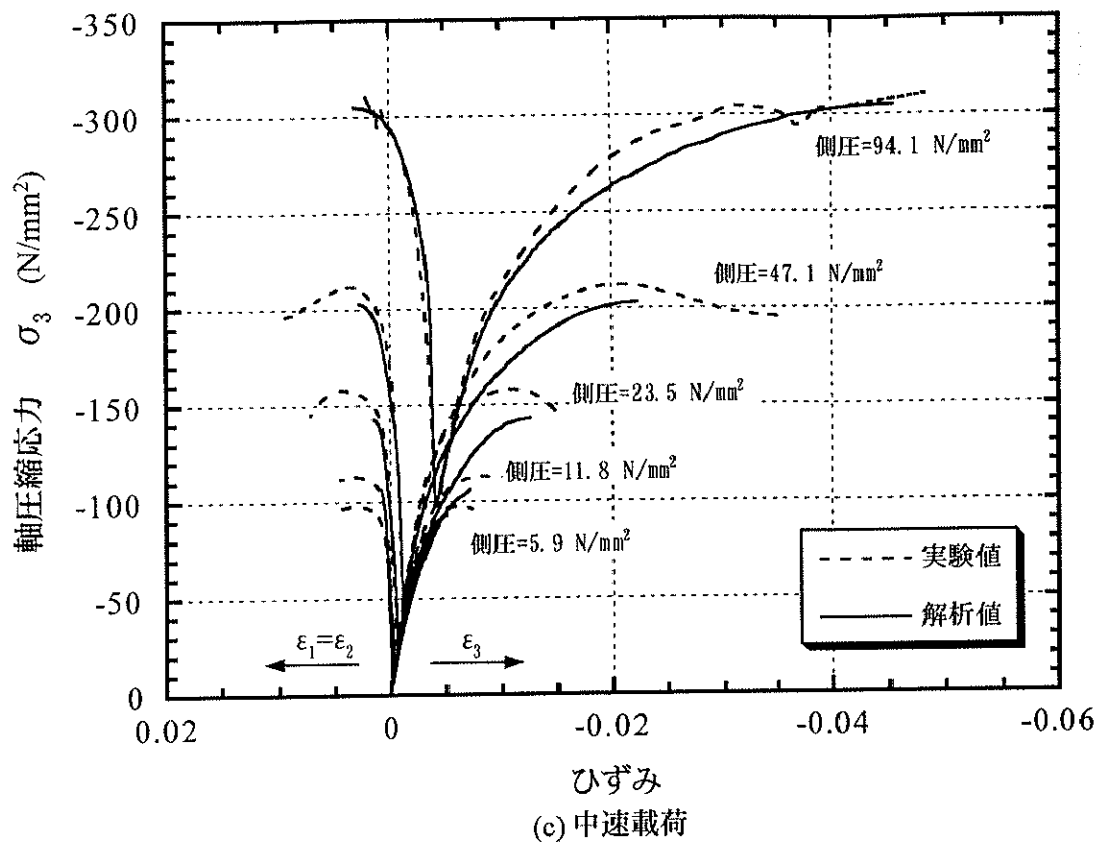


図-6.33 中強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

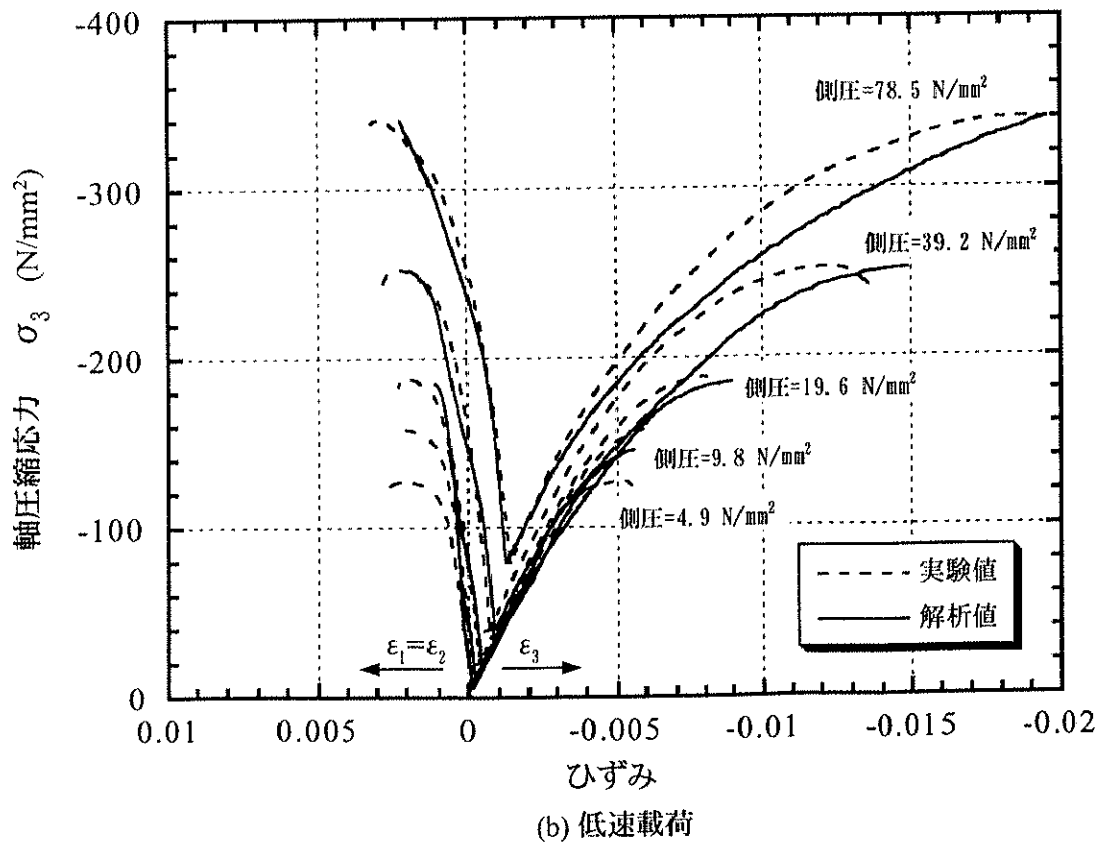
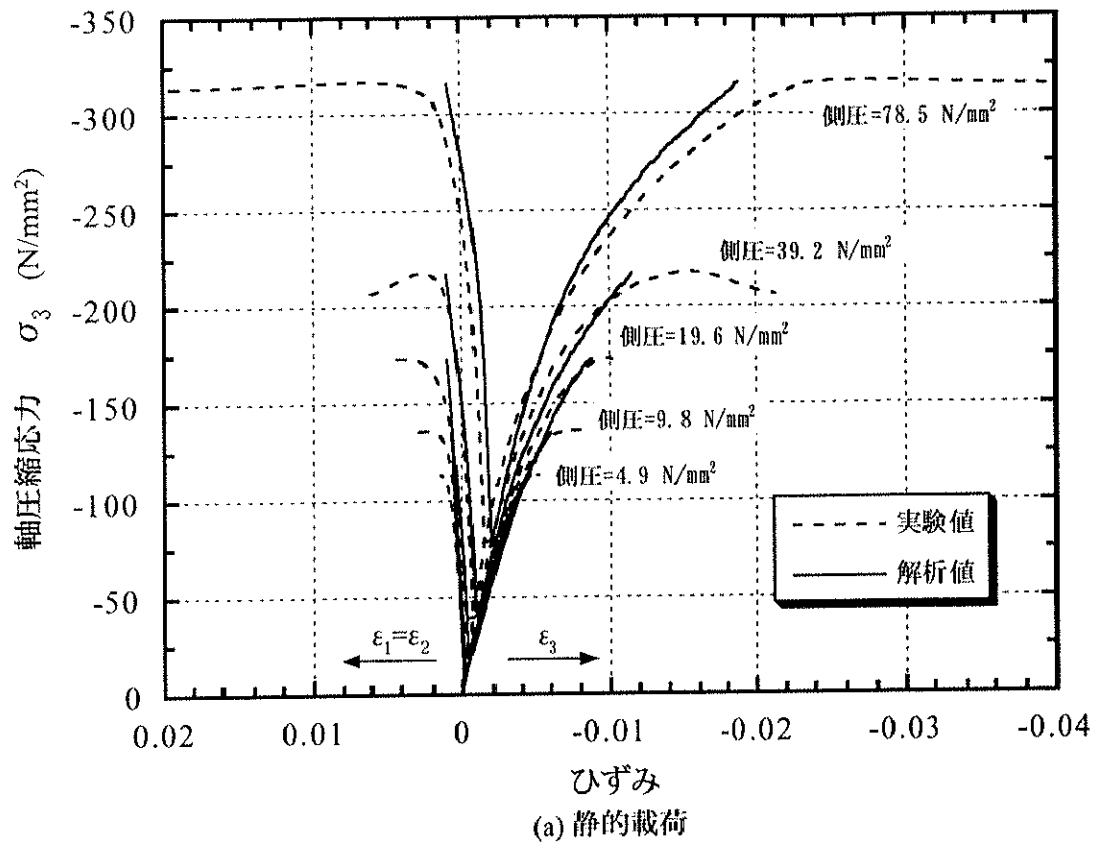


図-6.34 高強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

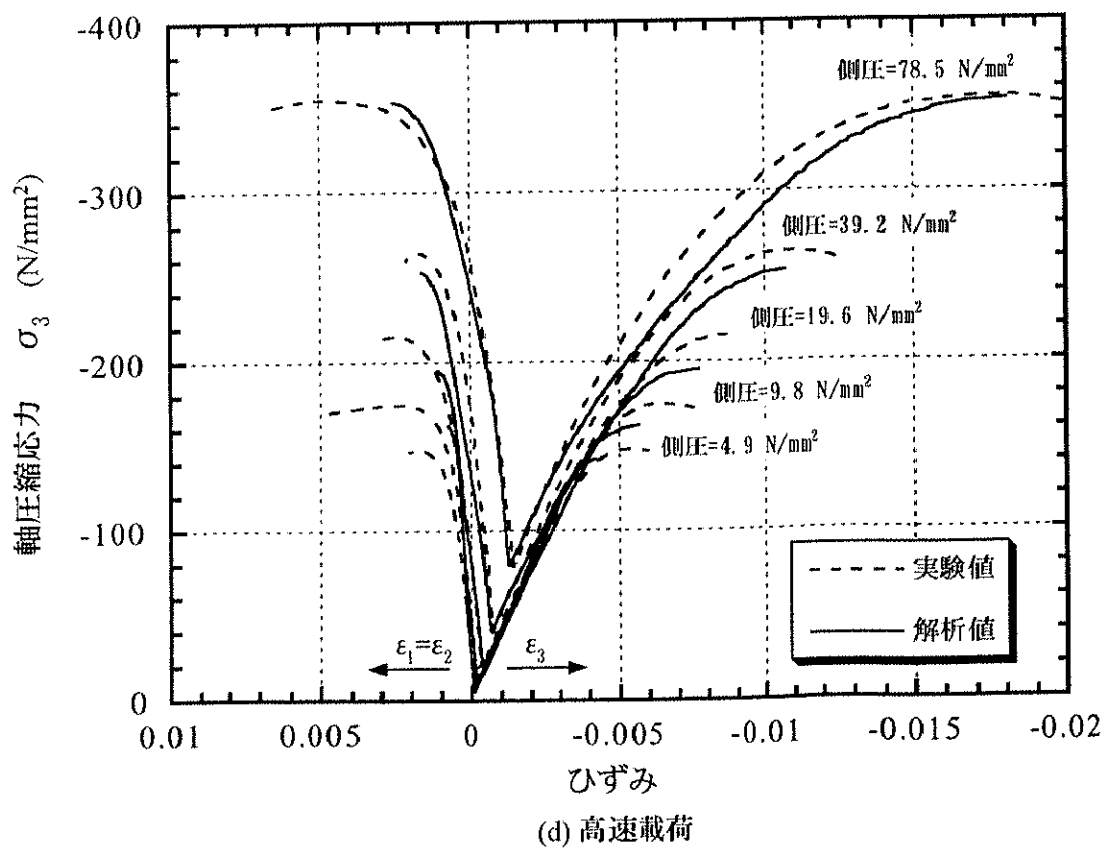
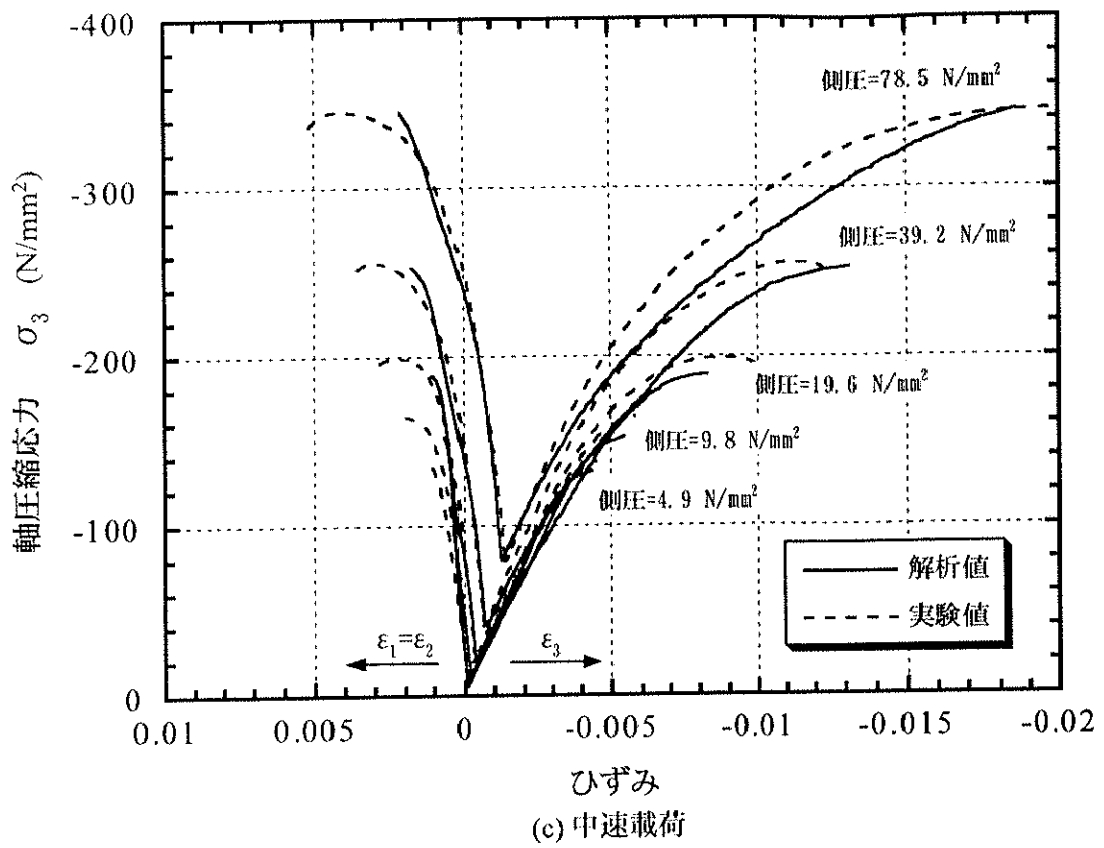


図-6.34 高強度コンクリートシリーズの応力-ひずみ関係

6. 10 まとめ

本章では、新たに開発した三軸圧縮装置を用い、コンクリートの圧縮強度、側圧および載荷速度をパラメータとした急速三軸圧縮載荷試験を行った。試験結果に基づいて、ひずみ速度がコンクリートの破壊基準に及ぼす影響を定性的・定量的に調べた。また、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。本章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、最大圧縮強度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消失する。
- (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。
- (3) 多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に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) 破壊曲面が動的一軸圧縮強度の増加率に従い等方的に拡大するとした考え方は、限られた範囲内でのみ有効である。
- (5) 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にそ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。
- (6) 第5章で得られた動的一軸圧縮強度 f'_{cd} 、動的一軸圧縮強度時のひずみ ε_{cd} を導入し、さらに無次元化最大圧縮応力 (σ_p/f'_{cd}) および無次元化ひずみ $(\varepsilon_p/\varepsilon_{cd})$ 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 σ_p と最大圧縮強度点での軸方向ひずみ ε_p との関係を調べ定式化した。
- (7) 有限要素解析法に容易に取り込むことができる等価一軸ひずみの概念に基づいて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試験結果との比較を行い、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～ひずみ関係を精度よく算定できることが実証された。

【第6章の参考文献】

- 1) 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，1989 年 2 月，pp.50-59
- 2) 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.
- 3) Krah1, N.W., Victory, S. P. and Sims, J. R. : The behavior of plain mortar and concrete under triaxial stress, Proc. ASTM, Vol.65, 1965, pp.697-709.
- 4) Bellamy, C. J. : Strength of concrete under combined stress, ACI J., Vol.58, No.4, October, 1961, pp.367-380.
- 5) Newman, J. B. : Apparatus for testing concrete under multiaxial states of stress, Magazine of Concrete Research, Vol.26, No.89, December, 1974, pp.229-238.
- 6) Gardner, N. J. : Triaxial behavior of concrete, ACI J, February, 1969, pp.136-146.
- 7) 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，1967 年，7 月，pp.22-27.
- 8) 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，1971 年，11 月，pp.15-24.
- 9) 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, September-October, 1989, pp.491-497.
- 10) 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，1988 年 7 月，pp.99-108.
- 11) Mills, L. L. and Zimmerman, R. M. : Compressive strength of plain concrete under multiaxial loading conditions, ACI J., October, 1970, pp.802-807.
- 12) Gopalakrishnan K. S., Neville A. M. and Chali A. : Creep poisson's ratio of concrete under multiaxial compression, ACI J., December, 1969, pp.1008-1019.
- 13) 丹羽義次・小林昭一・平島健一：三軸圧縮応力状態におけるモルタルの破壊条件，材料，第 16 巻，第 161 号，1967 年，2 月，pp.108-114.
- 14) 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，昭和 56 年 12 月.
- 15) Kotsovos, M. D. : A mathematical description of the strength properties of concrete under generalized stress, Magazine of Concrete Research, Vol.31, No.108, September, 1979, pp.151-158.
- 16) Kupher, H. B., Hilsdorf, H. and Rusch, H. : Behavior of concrete under biaxial stress, ACI J., Vol.66, No.8, August, 1969, pp.656-666.
- 17) Pramono, E. and Willam, K. : Fracture energy-based plasticity formulation of plain concrete, Journal of Engineering Mechanics, Vol.115, No.6, June, 1989, pp.1183-1204.
- 18) 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, September-October, 1989, pp.475-481.
- 19) 水野英二，畑中重光：三軸圧縮下のコンクリートのひずみ軟化モデルの開発，コンクリート工学年次論文報告集，13-2，1991，pp.25-30.
- 20) 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, 1991, pp.31-36.

- 21) Kaplan, S. A. : Factors affecting the relationship between rate of loading and measured compressive strength of concrete, Magazine of Concrete Research, Vol.32, No.111, pp.79-88, June, 1980.
- 22) 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.
- 23) 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.
- 24) 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.