

高速度の三軸圧縮载荷を受ける鋼繊維補強 高強度モルタルの動的挙動とその特性モデル

藤掛一典¹・津田和彦²・大野友則³・下山善秀⁴・片桐 誠⁵

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正会員 工博 太平洋セメント中央研究所グループリーダー (〒285-8655 千葉県佐倉市大作 2-4-2)

⁵正会員 工博 太平洋セメント中央研究所主席研究員 (〒285-8655 千葉県佐倉市大作 2-4-2)

衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造体に圧縮強度が $100(\text{N}/\text{mm}^2)$ を超えるような鋼繊維補強高強度コンクリートの適用を検討するためには、高ひずみ速度・三軸応力下における鋼繊維補強高強度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。そこで本研究では、繊維補強高強度モルタル供試体の鋼繊維の混入率、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、これらのパラメータが多軸応力下における繊維補強高強度モルタルの力学的性状に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 : steel fiber reinforced high-strength mortar, triaxial rapid compressive loading, strain-rate, dynamic failure criterion, stress-strain relationship, orthotropic constitutive model

1. はじめに

近年, Richard and Cheyrezy による RPC (Reactive Powder Concrete)¹⁾や Naaman and Homrich による SIFCON (Slurry Infiltrated Fiber Concrete)²⁾のように、圧縮強度が $100(\text{N}/\text{mm}^2)$ を超えるようなコンクリートに鋼繊維を混入した複合材料に関する研究が盛んに行われている。これらの複合材料では、圧縮強度が大きくなるほど破壊時の挙動が脆性的になるというコンクリート自体の特性を、混入された鋼繊維がコンクリート中のひび割れを架橋することによってひび割れの急激な進展を防止することで改善している。このような鋼繊維を混入した高強度コンクリート(以下、鋼繊維補強高強度コンクリートと呼ぶ)は、耐力、変形能および耐久性の観点から非常に優れた高性能材料として様々な構造物への適用が期待される。

例えば、耐衝撃性が求められる鉄筋コンクリート構造物への鋼繊維補強高強度コンクリートの適用を検討するためには、衝撃荷重の作用によって鉄筋コンクリート構造物中の構成材料であるコンクリートが高ひずみ速度ならびに帯鉄筋、せん断補強鉄筋等の拘束によって複雑な多軸応力状態におかれると考えられることから、基礎的データとして高ひずみ速度・三軸応力下における鋼繊維補強高強度コンクリートの力学的特性の定性的・定量的

な把握が必須である。一般に、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 $10^{-1} \sim 10^2(1/\text{sec})$ 程度のひずみ速度が発生するとされている。

静的三軸応力下における高強度コンクリートや鋼繊維補強高強度コンクリートの挙動を調べた Ansari and Li³⁾, Xie et al.⁴⁾, Nielsen⁵⁾による実験的研究によれば、三軸圧縮応力状態におけるこれらのコンクリートは、一般的に使用される強度のコンクリートの場合と同様に、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。

一方、著者ら⁶⁾はコンクリートの圧縮強度が $37.4, 46.2, 85.6(\text{N}/\text{mm}^2)$ の供試体を用いて側圧、ひずみ速度をパラメータとした急速三軸圧縮載荷試験を行い、ひずみ速度が多軸応力下の破壊曲面に及ぼす影響は作用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を明らかにしている。また、コンクリートの最大応力点までの特性に対して、ひずみ速度効果を考慮した等価一軸ひずみの概念に基づく直交異方性構成モデルを提案している。石川ら⁷⁾は圧縮強度が $150(\text{N}/\text{mm}^2)$

表-1 試験パラメータの一覧

パラメータ	鋼繊維の混入率 (%)			側圧 (N/mm ²)					載荷速度 ひずみ速度 (1/sec)			
	0	2	4	0	10	25	50	70	静的 1.2×10 ⁵	低速 3.0×10 ²	中速 3.0×10 ¹	高速 2.0×10 ⁰
設定値												

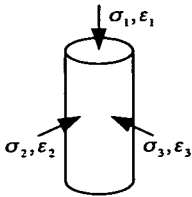


図-1 座標系

表-2 鋼繊維補強高強度モルタルの配合

鋼繊維の混入率 (%)	水結合材比 W/B (%)	単位量 (kg/m ³)					
		水 W	結合材 B	細骨材 S	混和材	鋼繊維	高性能 AE 減水剤
0	30	215	716	1159	321	0	25
2	30	215	716	1105	321	157	25
4	30	215	716	1051	321	314	25

表-3 静的一軸圧縮試験結果

鋼繊維混入率 (%)	一軸圧縮強度 (N/mm ²)	一軸圧縮強度時のひずみ (×10 ⁻³)	初期弾性係数 (×10 ³) (N/mm ²)	ポアソン比
0	137.65	3.35	46.8	0.21
2	155.63	4.61	46.2	0.21
4	162.48	4.74	46.6	0.21

の鋼繊維補強高強度モルタル供試体を用いた急速一軸圧縮載荷試験を行い、一軸応力下の動力学的特性や破壊モードに鋼繊維の形状や混入率が及ぼす影響を調べている。しかしながら、圧縮強度が 100 (N/mm²) を超えるような高強度コンクリートあるいは鋼繊維補強高強度コンクリートの高ひずみ速度、三軸圧縮応力下における特性を調べた研究はみあたらない。

そこで本研究では、鋼繊維補強高強度モルタル供試体の鋼繊維の混入率、側圧、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、三軸応力下における鋼繊維補強高強度モルタル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）に鋼繊維の混入率や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. 試験概要

(1) 試験パラメータ

表-1 に示すように、本試験におけるパラメータは高強度プレーンモルタルに対する鋼繊維の体積混入率、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鋼繊維補強高強度モルタルの応力-ひずみ関係や破壊基準に及ぼす影響について検討する。

試験に用いた鋼繊維補強高強度モルタル供試体における鋼繊維の体積混入率(V_f)は 3 種類で、それぞれ $V_f = 0, 2.0, 4.0$ (%) である。 $V_f = 0$ (%) は鋼繊維を混入しない高

強度プレーンモルタルである。急速三軸圧縮載荷試験で供試体に加える側圧は、0, 10, 25, 50, 70 (N/mm²) の 5 種類を設定している。なお、側圧=0 (N/mm²) の試験ケースは、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。試験ケース数は、(鋼繊維の混入率の数) × (設定側圧の数) × (載荷速度の数) = $3 \times 5 \times 4 = 60$ 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: $3 \times 60 = 180$ 回) 行っている。

(2) 供試体の製作

試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。本試験で使用した鋼繊維補強高強度モルタルの配合を、表-2 に示す。ここで、結合材にはポルトランドセメントおよびシリカフュームを、細骨材には最大粒径 1.2mm の石英質砂を用いている。また、Richard and Cheyreyzy による反応性粉体コンクリートにおける最適充填の考え方⁸⁾にしたがって、混和材には主に石英からなる微粉末を使用した。この微粉末は、その粒径がセメントの粒径よりも小さいために、モルタル硬化体を充填化する作用がある。供試体は、いずれも水結

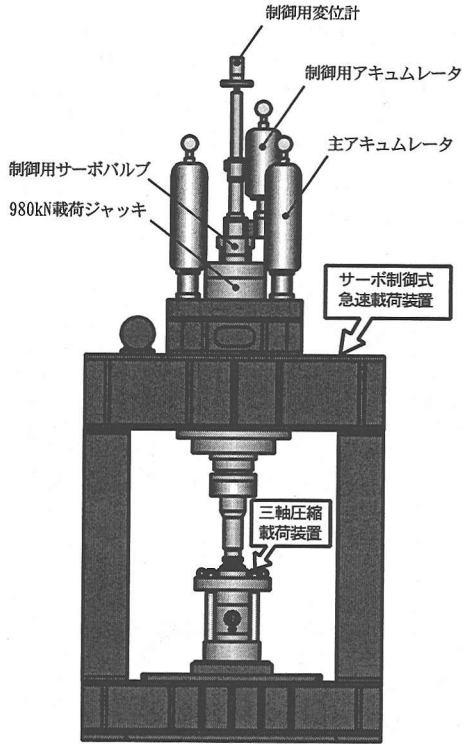


図-2 急速三軸圧縮載荷装置の概要

合材比(W/B)を30%で一定とし、鋼繊維は細骨材と置換することで混入率を変化させた。なお、鋼繊維には長さ15(mm)、直径0.2(mm)の鋼線を使用している。

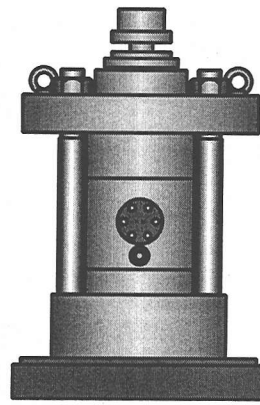
本試験で使用した配合では、鋼繊維混入率の違いによらず高性能 AE 減水剤を一定量(25kg/m³)としたために、鋼繊維混入率の増加に伴いフレッシュ時の流動性に若干の影響がみられた。JIS R5201(セメントの物理試験方法)に準じて行ったフロー試験では、鋼繊維の混入率 0, 2 および 4(%)の無振動時のフロー値は、それぞれ 290, 280 および 268(mm)となった。しかしながら、これらの違いが型枠への充填性という点において特に問題にはならなかった。

供試体は、混練後型枠に流し込み 20℃の水中で 48 時間前置き養生を行い、脱型後さらに 90℃で 48 時間蒸気養生を行った。なお、蒸気養生の昇温、降温勾配はいずれも 15℃/h で行った。

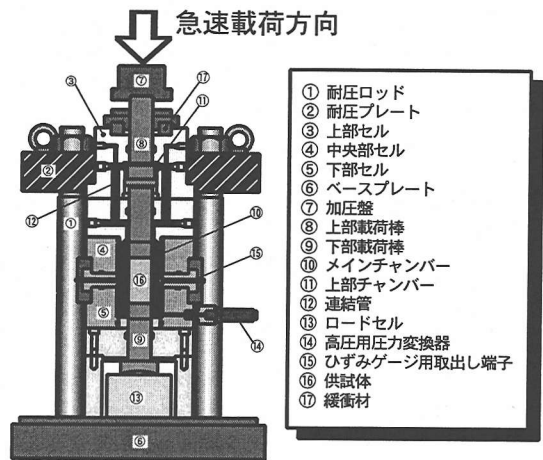
静的一軸圧縮載荷試験で得られたそれぞれの鋼繊維補強高強度モルタルの圧縮特性値を、表-3 に示す。

(3) 試験方法

試験は、図-2 に示す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、三軸圧縮載荷装置を組み込んだ急速三軸圧縮載荷装置を用いて行っている。三軸圧縮載荷装置は、三軸圧縮セル本体と側圧一



(a) 三軸圧縮セルの外観



(b) 三軸圧縮セルの断面図

図-3 三軸圧縮セル本体の概要

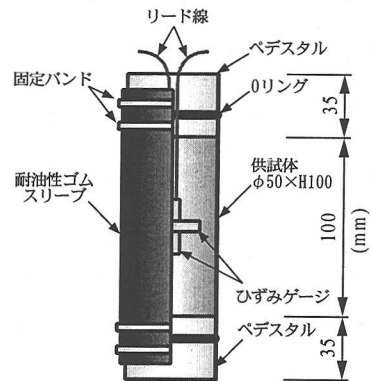


図-4 供試体の概要

定保持装置から構成されている。図-3に、三軸圧縮セル本体の概略を示す。本装置のメインチャンバー内は、直径50(mm)、高さ100(mm)のコンクリート円柱供試体のみが設置可能な構造となっている。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

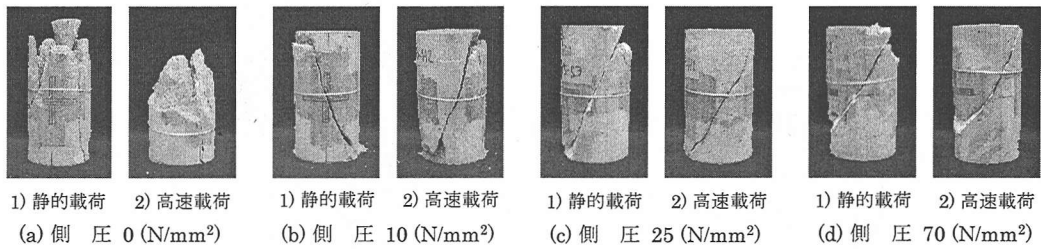


図-5 鋼繊維の混入率0%シリーズの破壊状況

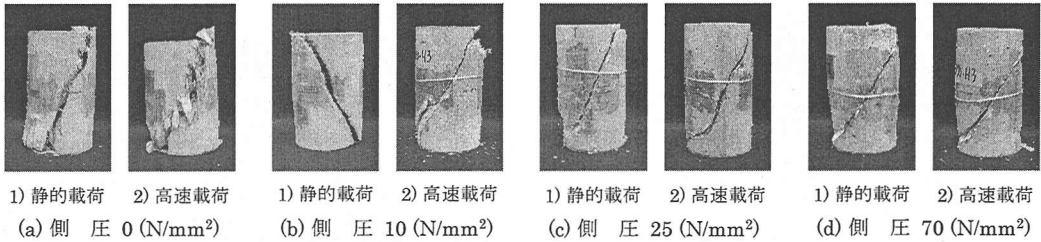


図-6 鋼繊維の混入率2%シリーズの破壊状況

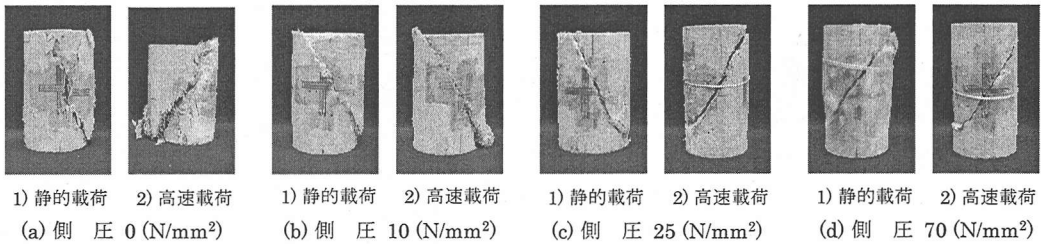


図-7 鋼繊維の混入率4%シリーズの破壊状況

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各設定速度で軸方向載荷を行っている。

また試験では、モルタル円柱供試体の内部へオイルが浸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(図-4)。また、上下の鋼製ベ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、メインチャンパ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。

供試体に作用する軸方向力は、図-3 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。側圧は、オイルチャンパー内に取り付け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。

3. 供試体の破壊状況および載荷応力経路

(1) 供試体の破壊状況

鋼繊維の混入率 0, 2, 4(%)の各試験シリーズで、側圧 0, 10, 25, 70(N/mm²)の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-5～図-7 に示す。側圧が 10～70(N/mm²)の範囲では、鋼繊維の混入率や載荷速度の違いによらず供試体はすべて斜めひび割れによる滑り破壊を生じた。

一方、側圧 0(N/mm²)の一軸圧縮載荷においては鋼繊維の混入の有無によって供試体の破壊モードに顕著な違いがみられた。鋼繊維の混入率 0(%)の供試体で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が生じたのに対して、鋼繊維の混入率 2, 4(%)の供試体では斜めひび割れによる滑り破壊が生じた。これは、供試体中の鋼繊維によって内的な拘束側圧がモルタルマトリクスに作用したために混合型の破壊モードから斜めひび割れによる滑り破壊のモ

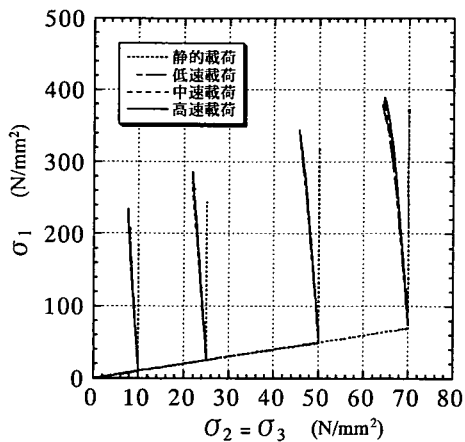


図-8 代表的な荷重応力経路 (混入率0%)

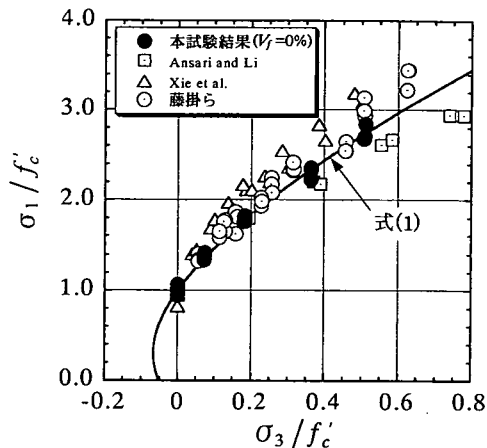


図-9 高強度プレーンモルタルの静的破壊基準

一ドに変化したと考えられる。

なお、滑り破壊を生じた供試体の滑り面の角度は、鋼繊維の混入率や荷重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。

(2) 荷重応力経路

本試験では、所定の側圧まで静水圧荷重した後、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荷重を行う荷重経路を設定した。図-8に、鋼繊維を混入していない高強度プレーンモルタルシリーズに対して、供試体に加えられた最大圧縮強度までの代表的な荷重応力経路を主応力表示で示す。この図から、静的荷重では、設定した荷重応力経路に従い偏差応力荷重過程で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、低速荷重、中速荷重および高速荷重では、軸方向圧縮応力(σ_1)の増大にともなって側圧(σ_3)が低下している。鋼繊維の混入率が2、4(%)の鋼繊維補強高強度モルタル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吐出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。

4. 高ひずみ速度・三軸応力下における高強度プレーンモルタルの破壊基準

(1) 静的三軸圧縮荷重における破壊基準の定式化

鋼繊維を混入していない高強度プレーンモルタル供試体を用いた静的三軸圧縮荷重試験で得られた最大圧縮強度点での応力状態(σ_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(σ_1/f'_c , σ_3/f'_c)で表したものを、図-9に示す。図中には、圧縮強度 $71.1 \sim 107.3$ (N/mm^2)のコンクリート供試体を用いた Ansari and Li³⁾,

圧縮強度 $92.2 \sim 119.0$ (N/mm^2)のコンクリート供試体を用いた Xie et al.⁴⁾, および圧縮強度 $37.4 \sim 85.6$ (N/mm^2)のコンクリート供試体を用いた著者ら⁶⁾による既往の結果を併せて示している。

本試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_3/f'_c)の大きさに依存し、側圧成分(σ_3/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ことがわかる。また、本試験結果、既往の著者らおよび Ansari and Liの結果から、コンクリートやモルタル供試体の一軸圧縮強度が増加するほど、側圧成分(σ_3/f'_c)の増加に対する軸方向応力成分(σ_1/f'_c)の増加する割合が小さくなる傾向にあることがわかる。一方、Xie et al.によって評価された σ_1/f'_c の値は、本試験結果および Ansari and Liの結果と比較して大きな値を示している。このような差異を与える原因として、Xie et al.の試験では供試体の材端を直接鋼製の荷重棒に接触させて行っていることから、供試体の材端における端面摩擦による拘束効果の影響が考えられる。

次に、本試験結果に対する静的破壊基準を定式化することを試みる。著者ら⁶⁾は、既往の研究でコンクリートの破壊基準に比較的単純な Leon モデルを用いた。しかしながら、コンクリートやモルタルの圧縮強度(f'_c)が大きくなると、図-10に模式的に示すように、①同一の無次元化側圧(σ_3/f'_c)に対する無次元化最大圧縮応力(σ_1/f'_c)は小さくなること、②引張強度の圧縮強度に対する比率は小さくなることが知られている。これらの2点を考慮して、高強度プレーンモルタルの破壊基準を Leon モデルで定式化することは不可能である。そこで本研究では高強度プレーンモルタルの破壊基準として、Leon モデルに一次のせん断成分に相当する項を加えた3パラメータモデルで表される次式(以下、修正 Leon モデルと呼ぶ)を用いることにする。

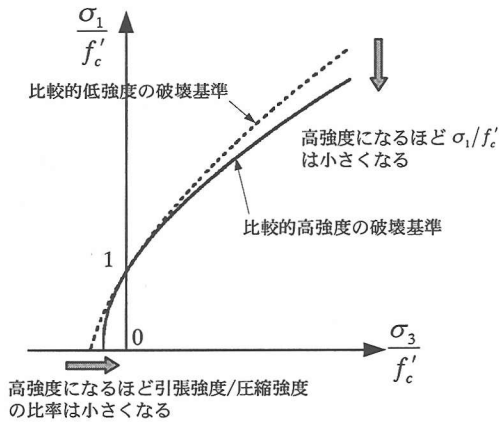


図-10 コンクリートやモルタルの圧縮強度が破壊基準に及ぼす影響の模式図

$$f(\sigma_1, \sigma_3) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right)^2 + a_1 \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right) + a_2 \left(\frac{\sigma_3}{f'_c} \right) + a_3 = 0 \quad (1)$$

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)、 a_1 、 a_2 、 a_3 はパラメータである。本破壊基準は次の、①一軸圧縮強度点 f'_c を通ること、②一軸引張強度点 f_t を通ること、③三軸圧縮試験結果に良く適合することの3つの条件を満足するものとする。①および②の条件から次式が得られる。

$$a_2 = \frac{h-1}{h} [h+1+a_1] \quad (2)$$

$$a_3 = -a_1 - 1$$

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。本研究では、Ansari and Li⁹⁾による $f'_c = 119$ (N/mm²)の高強度コンクリートに対する試験結果を参考にし $h = 0.05$ とした。次に、式(1)に式(2)の関係を考慮して、三軸圧縮試験の結果に良く適合するように回帰分析を行ったところ $a_1 = -0.733$ となった。よって、 $a_2 = -6.023$ 、 $a_3 = -0.267$ となる。これらの各パラメータの値を用いて式(1)で表される関係を、図-9中に太い実線で示す。

(2) 高強度プレーンモルタルの一軸圧縮強度にひずみ速度が及ぼす影響

高強度プレーンモルタルの静的一軸圧縮強度(f'_c)に

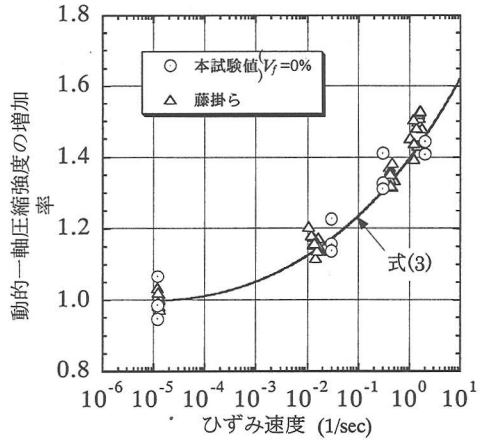


図-11 高強度プレーンモルタルの動的一軸圧縮強度の増加率とひずみ速度の関係

対する各載荷速度における一軸圧縮強度(f'_{cd})の比を動的一軸圧縮強度の増加率($\xi = f'_{cd}/f'_c$)と定義する。本試験で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-11に示す。また図中には参考として、圧縮強度 45.6 (N/mm²)のコンクリートを用いた著者ら⁹⁾の既往の試験結果を示している。次に、本試験で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について回帰式を求めた。その結果、次に示す式を得た。

$$\xi = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.006 \text{Log}_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)} \quad (3)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_s$ 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)である。式(3)で与えられる曲線を、図-11に実線で示す。

(3) 高強度プレーンモルタルの急速三軸圧縮載荷における動的破壊基準の定式化

高強度プレーンモルタルの急速三軸圧縮載荷試験において、各載荷速度で得られた最大圧縮応力点での応力状態($\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3$)を高強度プレーンモルタルの静的一軸圧縮強度で割った無次元化主応力($\sigma_1/f'_c, \sigma_3/f'_c$)で表したものを、図-12に示す。ただし、図中に示す試験値は各試験ケースにおける3体の平均値である。この図から、各載荷速度で最大圧縮応力(σ_1/f'_c)は側圧(σ_3/f'_c)が大きくなるにしたがい大きくなるのがわかる。しかしながら、ひずみ速度効果によって三軸圧縮応力下における最大圧縮応力(σ_1/f'_c)が増加する割合は側圧(σ_3/f'_c)の増加とともに小さくなるのが認められる。すなわち、既往の研究結果と同様に、載荷速度が破壊面に及ぼす影響はひずみ速度のみならず作用側圧の大き

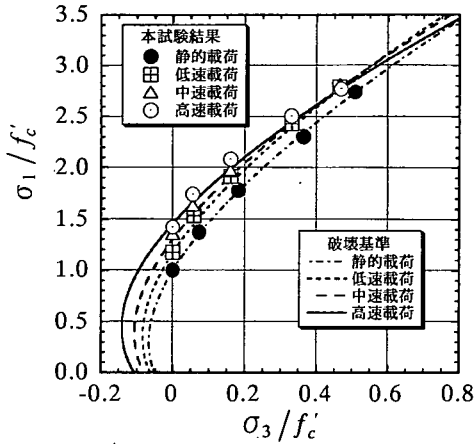


図-12 高強度プレーンモルタルの動的破壊基準

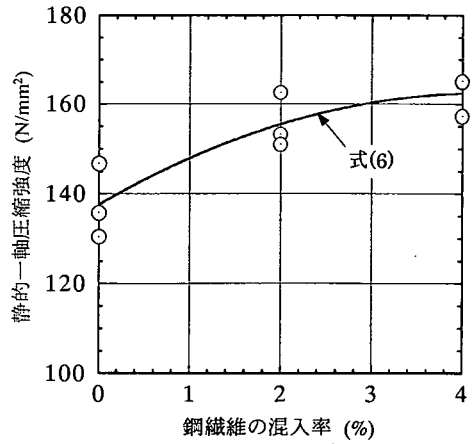


図-13 静的一軸圧縮強度と鋼繊維の混入率の関係

さにも依存することがわかる。

次に、高強度プレーンモルタルの動的破壊基準の定式化を行う。本試験の各荷重速度で得られた最大圧縮応力点における応力状態($\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3$)に対して、最大主応力(σ_1)を式(3)で与えられる動的一軸圧縮強度の増加率(ξ)で、最小主応力(σ_3)を次式で与えられる η でそれぞれ割った($\sigma_1/\xi, \sigma_3/\eta$)は式(1)で与えられる静的破壊基準にほぼ一致することが認められた。

$$\eta = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{0.0032 \left[\log_{10} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right) \right]^{1.8}} \quad (4)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_s$ は静的荷重のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)], $\dot{\varepsilon}$ は急速荷重時のひずみ速度(1/sec)である。したがって、任意のひずみ速度における動的破壊基準は式(1)、式(3)および式(4)を用いて次式で表すことができる。

$$F(\sigma_1, \sigma_3, \dot{\varepsilon}) = \left(\frac{\sigma_1/\xi - \sigma_3/\eta}{f'_c} \right)^2 + a_1 \left(\frac{\sigma_1/\xi - \sigma_3/\eta}{f'_c} \right) + a_2 \left(\frac{\sigma_3/\eta}{f'_c} \right) + a_3 = 0 \quad (5)$$

本試験の各荷重速度に対して、式(5)によって計算される動的破壊基準を、図-12に示す。この図から、定式化した動的破壊基準は、各荷重速度で試験結果と良好に適合しているとみなせる。なお、式(5)に一軸引張状態にあたる $\sigma_1 = 0$ を代入すると $\sigma_3 = -\eta f'_c = -\eta f'_t$ となることから、 η は任意のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ に対する一軸引張強度の増加率

に相当すると考えられる。

5. 高ひずみ速度・三軸応力下における鋼繊維補強高強度モルタルの破壊基準

(1) 静的一軸圧縮強度に鋼繊維の混入率が及ぼす影響

静的荷重で作用側圧が0である一軸圧縮試験で得られた一軸圧縮強度と鋼繊維の混入率との関係を、図-13に示す。この図から、各混入率における静的一軸圧縮強度は鋼繊維の混入率が増加するにしたがい増加することがわかる。混入率が2%および4%の供試体の一軸圧縮強度は、混入率が0%であるプレーンモルタルの一軸圧縮強度と比べ、それぞれ約13%ならびに18%程度増加している。

次に、本試験で得られた鋼繊維の各混入率(V_f)と静的一軸圧縮強度($f'_{c,f}$)の関係に対して、各混入率における一軸圧縮強度の平均値を必ず通るように2次式によって回帰した。その結果、次に示す式を得た。

$$f'_{c,f} = f'_c (1 + 0.085V_f - 0.01V_f^2) \quad (6)$$

ここで、 f'_c は混入率が0である高強度プレーンモルタルの静的一軸圧縮強度を表す。式(6)を用いて得られる曲線を、図-13中に実線で示す。

(2) 鋼繊維補強高強度モルタルの静的破壊基準に鋼繊維の混入率が及ぼす影響

鋼繊維の混入率0, 2, 4(%)の各供試体に対する静的三軸圧縮荷重試験で得られた最大圧縮強度点での応力状態($\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3$)を混入率0%のプレーンモルタルの静的な一軸圧縮強度(f'_c)で割った無次元化主応力(σ_1/f'_c 、

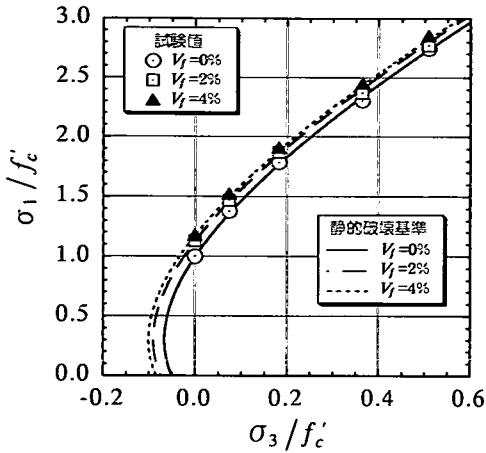
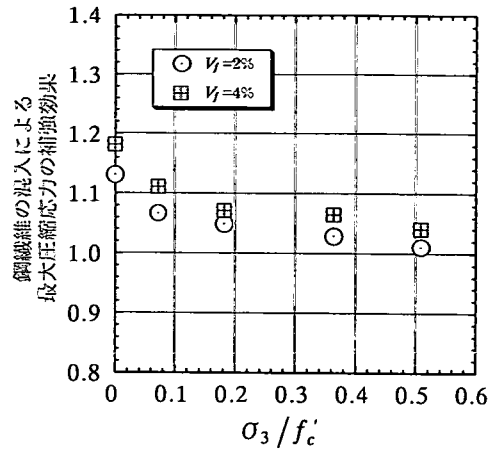
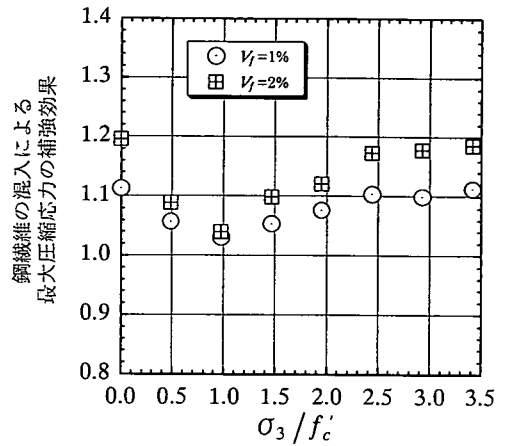


図-14 鋼繊維の混入率が静的破壊基準に及ぼす影響

σ_3/f'_c)で表したものを、図-14に示す。ただし、図中に示す試験値は各試験ケースにおける3体の平均値である。各側圧で鋼繊維の混入量が大きくなるほど最大圧縮応力が大きくなることからわかる。ここで、各側圧において、鋼繊維を混入していない高強度プレーンモルタルの最大圧縮応力に対する鋼繊維を混入した鋼繊維補強高強度モルタルの最大圧縮応力の比を、最大圧縮応力に関する鋼繊維による補強効果と定義する。本試験で得られた最大圧縮応力に関する鋼繊維による補強効果と側圧の関係、図-15(a)に示す。また参考として、Chern et al.¹⁰⁾による鋼繊維補強コンクリートの静的三軸圧縮荷重試験の結果から求めた同様の関係を図-15(b)に示す。なお、Chern et al.の試験では一軸圧縮強度 20.5(N/mm²)のプレーンコンクリートに鋼繊維の混入率を0, 1, 2%とした供試体を用いている。本試験で得られた鋼繊維の混入による補強効果の値は、混入率2, 4(%)とも $\sigma_3/f'_c=0$ である一軸圧縮荷重の場合が最も大きく、側圧が大きくなるにしたがい減少し一定値に漸近するような傾向を呈することがわかる。最大圧縮応力に関する鋼繊維による補強効果は、混入率が大きいほど、また側圧が小さいほど大きくなるといえる。これは、各側圧における鋼繊維混入率の増加による最大圧縮応力の増加量が側圧の違いによらずほぼ一定の傾向を示すのに対して、高強度プレーンモルタルの最大圧縮応力は側圧の増加とともに顕著に増大するためである。Chern et al.は、供試体寸法が小さい場合には型枠近傍において混入した鋼繊維の配向のランダム性が失われることが懸念されることから大きな鋼繊維補強コンクリートブロックからコア抜きした円柱供試体を試験に用いている。側圧が $0 \leq \sigma_3/f'_c < 0.6$ の範囲内では本試験結果においてもChern et al.の結果と同様な傾向が得られていることから、本供試体において鋼繊維の配向に関するランダム性の欠如が特に問題になることはないと考えられるが、Chern et al.と同様なコア抜きした円柱供試



(a) 本試験結果



(b) Chern et al.の試験結果

図-15 鋼繊維の混入による最大圧縮応力の補強効果に側圧が及ぼす影響

体や大型の円柱供試体を用いた試験を行い確認する必要があると思われる。鋼繊維の混入により三軸圧縮応力下における最大圧縮応力がプレーンモルタルの場合に比べて増加する現象は、鋼繊維によってマトリクスに付加される拘束効果によるものであると考えられる。このような効果を生じるためには供試体中において鋼繊維がある程度一様に分散している必要がある。

また、Chern et al.の結果では $\sigma_3/f'_c \geq 1$ の高側圧下において最大圧縮応力に関する鋼繊維による補強効果の値は側圧が大きくなるにしたがい増加し一定値に漸近するような傾向を示している。三軸圧縮応力下におけるコンクリートの破壊モードは側圧が大きくなるにしたがい脆性的なせん断滑り破壊から延性的な圧壊型破壊へ移行すること、またせん断滑り破壊から圧壊型破壊へと移行する側圧は $0.6 \sim 0.8 f'_c$ 程度であることが報告されている⁹⁾。このことから、Chern et al.の鋼繊維による最大圧縮応力の補強効果と側圧の関係には破壊モードの違いが影響を

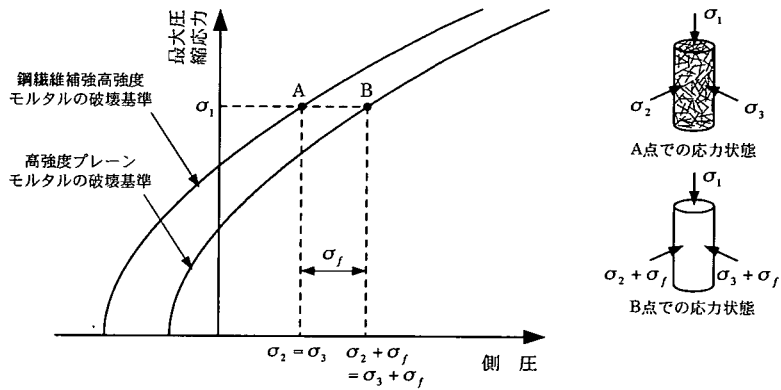


図-16 鋼繊維補強高強度モルタルの破壊基準の定式化

及ぼしていると考えられる。この点に関して、本研究で対象としている鋼繊維補強高強度モルタルについても今後さらに高側圧領域における鋼繊維による最大圧縮応力の補強効果について調べる必要があると考える。

次に、鋼繊維の混入率を考慮した鋼繊維補強高強度モルタルの静的破壊基準について定式化する。鋼繊維の混入により三軸圧縮応力下における最大圧縮応力がプレーンモルタルの場合に比べて増加する現象は、鋼繊維による拘束効果が主因として考えられる。ここでは、静的三軸圧縮応力下における鋼繊維の混入率 V_f (%)の鋼繊維補強高強度モルタルの最大圧縮応力は、鋼繊維による内的な拘束側圧を付加したマトリクスを形成する高強度プレーンモルタルが最大圧縮応力に達した点と等価であると仮定する。図-16 に示すように、鋼繊維補強高強度コンクリートが破壊基準に達した A 点の応力状態を $(\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3)$ 、鋼繊維によって付加される内的な拘束側圧を σ_f とすると、マトリクスを形成する高強度プレーンモルタルの応力状態は B 点 $(\sigma_1, \sigma_2 + \sigma_f = \sigma_3 + \sigma_f)$ にある。B 点の応力状態は高強度プレーンモルタルの静的破壊基準である式(1)を満足すると仮定することから、鋼繊維補強高強度モルタルの静的破壊基準として次式を得る。

$$f(\sigma_1, \sigma_3, V_f) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right)^2 + A_1 \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{f'_c} \right) + A_2 \left(\frac{\sigma_3}{f'_c} \right) + A_3 = 0 \quad (7)$$

ここで、

$$\begin{aligned} A_1 &= a_1 - 2(\sigma_f / f'_c) \\ A_2 &= a_2 \\ A_3 &= a_3 - (a_1 - a_2)(\sigma_f / f'_c) + (\sigma_f / f'_c)^2 \end{aligned}$$

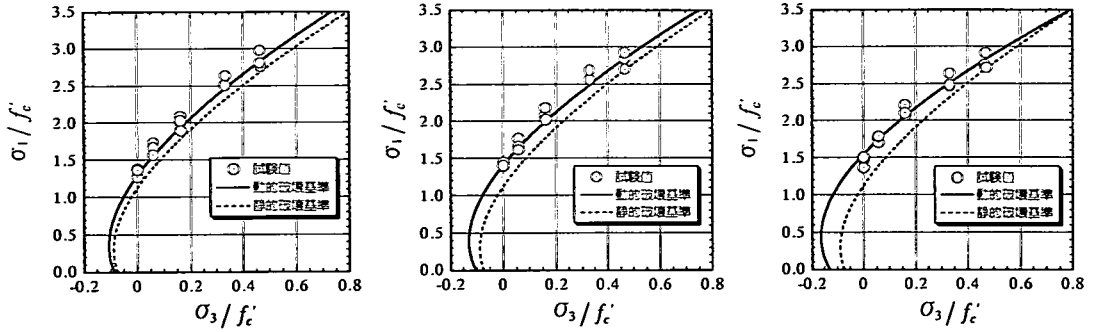
鋼繊維によって付加される内的な拘束側圧 σ_f は、供試体に外的に作用する側圧の大きさにも影響を受けると考えられるが、ここでは鋼繊維の混入率のみによって決定されると仮定する。各混入率 V_f (%)における静的一軸圧縮強度を $f'_{c,f}$ とすると、 σ_f は式(1)から次式で与えられる。

$$\frac{\sigma_f}{f'_c} = \frac{1}{2} \left\{ a_1 - a_2 + 2 \left(\frac{f'_{c,f}}{f'_c} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{(a_1 - a_2)^2 - 4a_2 \left(\frac{f'_{c,f}}{f'_c} \right) - 4a_3} \right\} \quad (8)$$

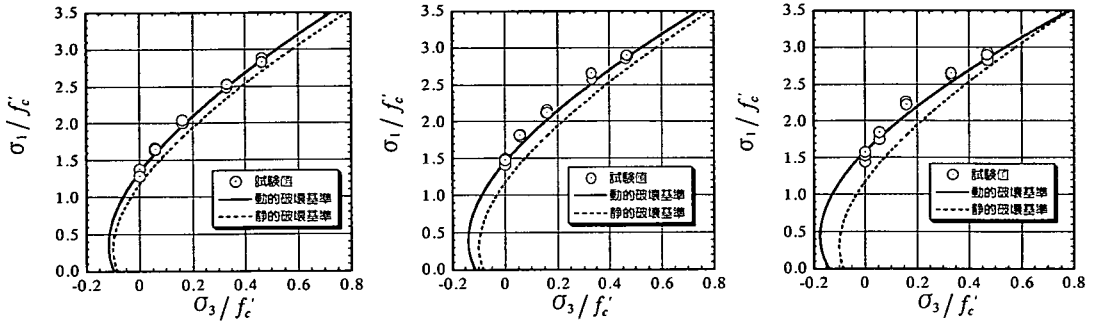
混入率 0 (%)の静的一軸圧縮強度 (f'_c) が 137.65 (N/mm²)、混入率 2, 4 (%)の静的一軸圧縮強度 $(f'_{c,f})$ がそれぞれ 155.63, 162.48 (N/mm²)であることを式(8)に代入すると、混入率 2%の場合 $\sigma_f = 3.34$ (N/mm²)、混入率 4%の場合 $\sigma_f = 4.72$ (N/mm²)と評価される。これらの値を用いて式(6)で与えられる各混入率に対する静的破壊基準を、図-14 に示す。式(6)で与えられる破壊基準は、各繊維の混入率において試験結果と良い適合を示している。このことから、鋼繊維の混入により三軸圧縮応力下における最大圧縮応力がプレーンモルタルの場合に比べて増加する現象は、鋼繊維によってマトリクスに付加される拘束効果によるものであるといえる。

(3) 鋼繊維補強高強度モルタルの動的破壊基準に鋼繊維の混入率が及ぼす影響

前項における静的破壊基準の場合と同様に、急速三軸圧縮応力下における鋼繊維の混入率 V_f (%)の鋼繊維補強高強度モルタルの最大圧縮応力は、鋼繊維による内的な拘束側圧を付加されたマトリクスを形成する高強度プレーンモルタルが最大圧縮応力に達した点と等価であると



(a) 低速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-2} (1/sec)$] (b) 中速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-1} (1/sec)$] (c) 高速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0 (1/sec)$]
 図-17 鋼繊維補強モルタルの動的破壊基準 (鋼繊維の混入率2%)



(a) 低速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-2} (1/sec)$] (b) 中速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-1} (1/sec)$] (c) 高速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0 (1/sec)$]
 図-18 鋼繊維補強モルタルの動的破壊基準 (鋼繊維の混入率4%)

考える。したがって、鋼繊維補強高強度モルタルの動的破壊基準は、式(5)に鋼繊維により付加される内的な拘束側圧 σ_f の影響を考慮することによって次式で与えられる。

$$F(\sigma_1, \sigma_3, \nu_f, \dot{\epsilon}) = \left(\frac{\sigma_1/\xi - \sigma_3/\eta}{f'_c} \right)^2 + A_1^* \left(\frac{\sigma_1/\xi - \sigma_3/\eta}{f'_c} \right) + A_2^* \left(\frac{\sigma_3/\eta}{f'_c} \right) + A_3^* = 0 \quad (9)$$

ここで、

$$A_1^* = a_1 - 2 \left(\frac{\sigma_f}{f'_c \eta} \right)$$

$$A_2^* = a_2$$

$$A_3^* = a_3 - (a_1 - a_2) \left(\frac{\sigma_f}{f'_c \eta} \right) + \left(\frac{\sigma_f}{f'_c \eta} \right)^2$$

なお、式(9)中の σ_f は式(8)によって評価される。

図-17 および図-18 に、鋼繊維の混入率 2(%)および 4(%)の各荷速度に対して式(9)で与えられる動的破壊基準を、試験結果と併せて示す。図中には、式(7)で与えられる静的破壊基準も表示している。本研究で定式化した動的破壊基準は、いずれの混入率および荷速度に対しても試験結果と良く適合しているとみなせる。

(4) 鋼繊維補強高強度モルタルの一軸圧縮強度とひずみ速度の関係に鋼繊維の混入率が及ぼす影響

混入率 ν_f (%) の鋼繊維補強高強度モルタルの任意のひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) における一軸圧縮強度 ($f'_{cd,f}$) は、式(9)で与えられる動的破壊基準から次式で求めることができる。

$$\frac{f'_{cd,f}}{f'_c} = \frac{\xi \left(-A_1^* + \sqrt{A_1^{*2} - 4A_3^*} \right)}{2} \quad (10)$$

図-19 に、各鋼繊維の混入率に対して式(10)から計算される $f'_{cd,f}/f'_c$ とひずみ速度の関係を示す。この図から、 $f'_{cd,f}/f'_c$ は混入率およびひずみ速度が大きくなるほど大きくなることわかる。ただし、各混入率におけるひずみ速度の増加に対する $f'_{cd,f}/f'_c$ の増加する割合は、混入率が大きいほど小さくなる傾向

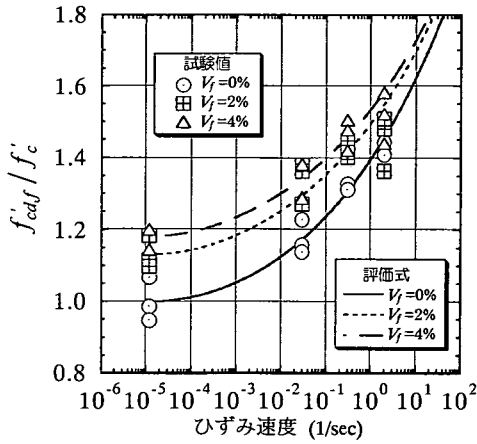


図-19 $f'_{cd,f}/f'_c$ とひずみ速度の関係

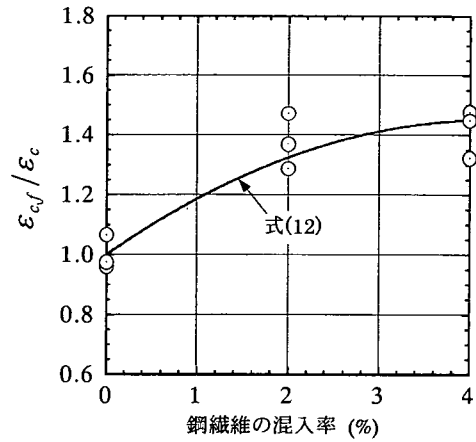


図-20 $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ と鋼繊維の混入率の関係

を示している。これは、繊維の混入率が大きくなるほど鋼繊維によって付加される内的な拘束側圧が増加するために速度効果が小さくなると考えられる。

6. 急速三軸圧縮応力下における鋼繊維補強高強度モルタルの変形特性に関する検討

(1) 急速三軸圧縮応力下における最大圧縮応力時のひずみに鋼繊維の混入率およびひずみ速度が及ぼす影響

a) 静的载荷における一軸圧縮強度時のひずみに鋼繊維の混入率が及ぼす影響

ここでは、側圧 $0(\text{N/mm}^2)$ の静的一軸圧縮载荷における高強度プレーンモルタルの圧縮強度を f'_c 、そのときの軸方向ひずみを ϵ_c 、また混入率 V_f (%)の鋼繊維補強高強度モルタルの圧縮強度を $f'_{c,f}$ 、そのときの軸方向ひずみを $\epsilon_{c,f}$ とする。混入率が 0, 2, 4(%)の供試体に対して、静的一軸圧縮载荷で得られた $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ と鋼繊維の混入率 V_f (%)との関係を、図-20 に示す。この図から、圧縮強度時の軸方向ひずみ $\epsilon_{c,f}$ は鋼繊維の混入率が増加するにしたがい大きくなることわかる。混入率 2%および 4%の圧縮強度時のひずみは、混入率が 0%であるプレーンモルタルの圧縮強度時のひずみと比べ、それぞれ約 38%ならびに 42%程度増加している。

次に、本試験で得られた $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ と $f'_{c,f}/f'_c$ の関係を、図-21 に示す。 $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ と $f'_{c,f}/f'_c$ の間にはほぼ線形関係が認めらることから、両者の関係を次式で与える。

$$\frac{\epsilon_{c,f}}{\epsilon_c} = 2.5 \left(\frac{f'_{c,f}}{f'_c} - 1 \right) + 1 \quad (11)$$

式(11)で与えられる関係を、図-21 中に実線で示す。した

がって、 $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ と V_f の関係は式(6)および式(11)から次式で与えることができる。

$$\frac{\epsilon_{c,f}}{\epsilon_c} = 1.0 + 0.2125V_f - 0.025V_f^2 \quad (12)$$

式(12)で計算される関係を、図-20 中に実線で示す。

b) 急速载荷における一軸圧縮強度時のひずみに鋼繊維の混入率およびひずみ速度が及ぼす影響

ここでは、側圧 $0(\text{N/mm}^2)$ の急速一軸圧縮载荷における高強度プレーンモルタルの圧縮強度を f'_{cd} 、そのときの軸方向ひずみを ϵ_{cd} 、また混入率 V_f (%)の鋼繊維補強高強度モルタルの圧縮強度を $f'_{cd,f}$ 、そのときの軸方向ひずみを $\epsilon_{cd,f}$ とする。混入率が 0, 2, 4(%)の供試体に対して、静的一軸圧縮载荷で得られた $\epsilon_{cd,f}/\epsilon_c$ とひずみ速度の関係を示す。この図から、 $\epsilon_{cd,f}/\epsilon_c$ は鋼繊維の混入率およびひずみ速度が大きくなるほど大きくなることわかる。ただし、各混入率におけるひずみ速度の増加に対する $\epsilon_{cd,f}/\epsilon_c$ の増加する割合は、混入率が大きいほど小さくなる傾向を示すことわかる。

次に、鋼繊維の混入率が 0%である高強度プレーンモルタルの ϵ_{cd}/ϵ_c とひずみ速度の関係について回帰式を求めた。その結果、以下の式が得られた。

$$\zeta = \frac{\epsilon_{cd}}{\epsilon_c} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.005} \quad (13)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的载荷のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速载荷時のひずみ速度 (1/sec) である。また、鋼繊維補強高強度モルタルの $\epsilon_{cd,f}/\epsilon_c$ とひずみ速度の関係について回帰分析を行った。その結果、次に示す式を得た。

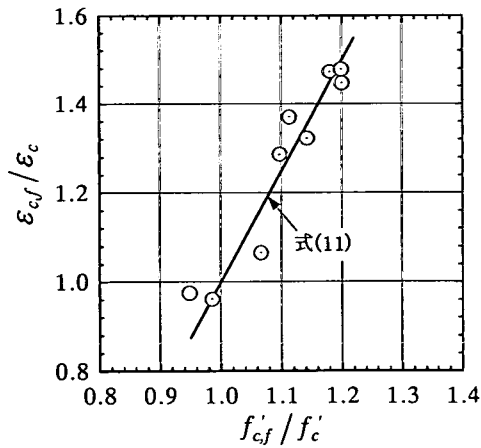


図-21 $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ と $f'_{c,f}/f'_c$ の関係

$$\frac{\epsilon_{c,f}}{\epsilon_c} = \zeta \left[2.5 \left\{ 1 - 0.04 \text{Log}_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right\} \left(\frac{f'_{c,f}}{f'_c} - 1 \right) + 1 \right] \quad (14)$$

各鋼繊維の混入率に対して、式(14)で与えられる $\epsilon_{c,f}/\epsilon_c$ とひずみ速度の関係を示す。

c) 急速三軸圧縮荷を受ける鋼繊維補強高強度モルタル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、急速三軸圧縮荷を受ける鋼繊維の混入率 V_f (%)の鋼繊維補強高強度モルタル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 $f'_{cd,f}$ ならびに動的な一軸圧縮強度時のひずみ $\epsilon_{cd,f}$ で除したものを無次元化最大圧縮応力 $(\sigma_p/f'_{cd,f})$ 、無次元化軸ひずみ $(\epsilon_p/\epsilon_{cd,f})$ 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、 $\sigma_p = f'_{cd,f}$ と等価である。すなわち、側圧0の状態では $\sigma_p/f'_{cd,f} = 1$ 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 $(\sigma_p/f'_{cd,f} = 1, \epsilon_p/\epsilon_{cd,f} = 1)$ 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-23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荷重速度毎に示す。同一荷重速度に対しては、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鋼繊維の混入率の違い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

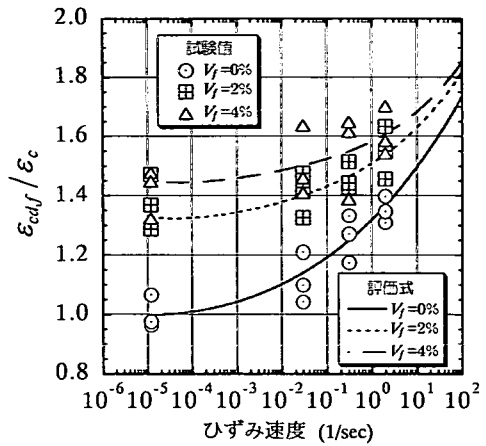


図-22 $\epsilon_{cd,f}/\epsilon_c$ とひずみ速度の関係

とみなして、各荷重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。

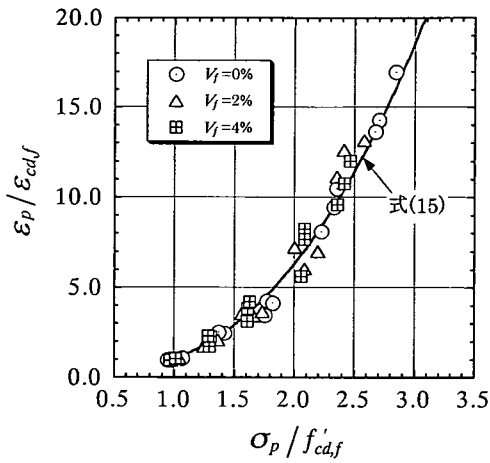
$$\frac{\epsilon_p}{\epsilon_{cd,f}} = \left(\frac{\sigma_p}{f'_{cd,f}} \right)^{2.66 \left(1 - 0.046 \text{Log}_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right)} \quad (15)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的荷重のひずみ速度 $[1.2 \times 10^{-5} (1/\text{sec})]$ 、 $\dot{\epsilon}$ は急速荷重時のひずみ速度(1/sec)である。式(15)を用いて得られる関係を図-23中に、実線で示す。いずれの荷重速度に対しても、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(15)を用いて評価することができるという。

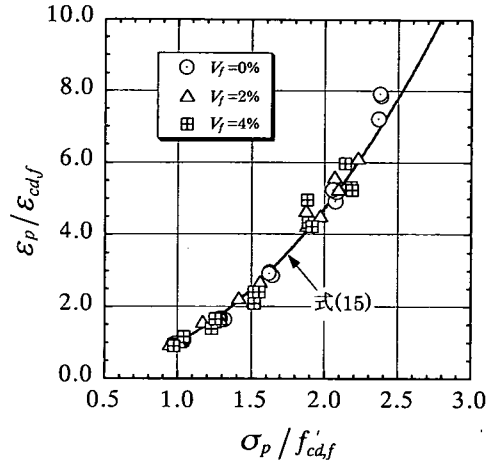
(2) 初期弾性係数に鋼繊維の混入率およびひずみ速度が及ぼす影響

本研究では、各混入率における急速一軸圧縮荷で得られた応力-ひずみ関係が一軸圧縮強度の45%程度まではほぼ線形とみなせることから、初期弾性係数は一軸圧縮強度の45%点における割線係数として求めている。

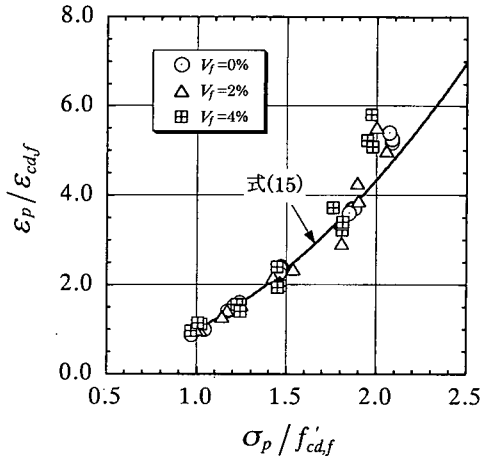
静的な一軸圧縮荷で得られた各混入率における初期弾性係数は表-2に示す通りである。この表から、鋼繊維の混入率が静的荷重における初期弾性係数に及ぼす顕著な影響は認められない。静的荷重で得られた初期弾性係数 (E_0) に対する各荷重速度における初期弾性係数 (E_{0d}) の比を初期弾性係数の増加率 (E_{0d}/E_0) と定義する。各鋼繊維の混入率に対して得られた初期弾性係数の増加率とひずみ速度の関係を、図-24に示す。この図から、弾性係数の増加率はひずみ速度が大きくなると増加することがわかる。また、弾性係数の増加率は、同一ひずみ速度では鋼繊維の混入率によらずほぼ一定値をとることから、主としてひずみ速度に依存するといえる。



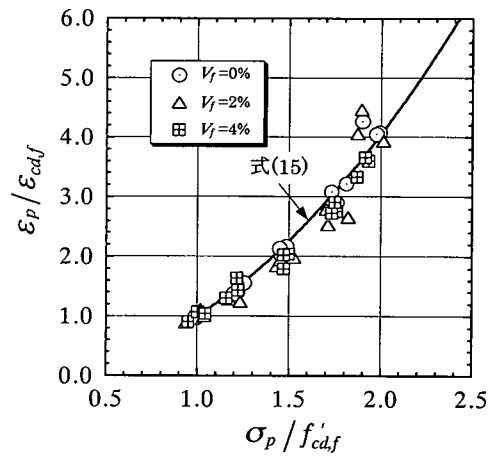
(a) 静的荷荷



(b) 低速荷荷



(c) 中速荷荷



(d) 高速荷荷

図-23 $\sigma_p / f'_{cd,f}$ と $\varepsilon_p / \varepsilon_{cd,f}$ の関係

次に、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。

$$\frac{E_{0d}}{E_0} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{0.005} \quad (16)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_s$ は静的荷荷のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)], $\dot{\varepsilon}$ は急速荷荷時のひずみ速度 (1/sec) である。式(16)による関係を図-24 に実線で示す。

7. 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

著者ら⁹⁾は、コンクリートの最大応力点までの特性に対して、ひずみ速度効果を考慮した等価一軸ひずみの概念に基づく直交異方性構成モデルを提案している。ここ

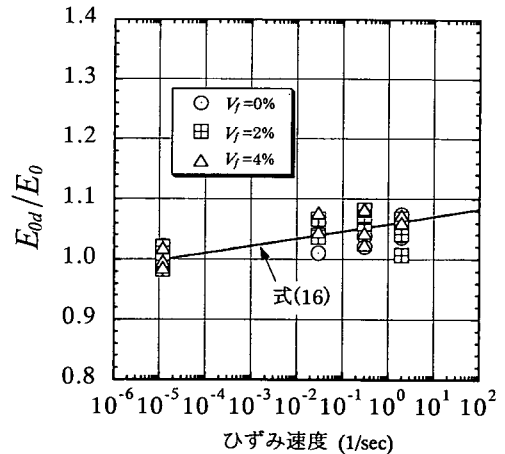


図-24 E_{0d}/E_0 とひずみ速度の関係

では、これと同様の手法を適用して鋼繊維補強高強度モルタルのひずみ速度効果を考慮した最大応力点までの構成モデルの定式化を行う。

(1) 増分型の直交異方性構成モデル

本試験のような主応力載荷を行う場合の直交異方性構成モデルによる増分応力-増分ひずみ関係は次式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} d\sigma_1 \\ d\sigma_2 \\ d\sigma_3 \end{pmatrix} = \frac{1}{\phi} \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ & C_{22} & C_{23} \\ sym. & & C_{33} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon_1 \\ d\varepsilon_2 \\ d\varepsilon_3 \end{pmatrix} \quad (17)$$

ここに、

$$\begin{aligned} \phi &= 1 - \mu_{12}^2 - \mu_{23}^2 - \mu_{13}^2 - 2\mu_{12}\mu_{23}\mu_{13} \\ C_{11} &= E_1(1 - \mu_{23}^2) \\ C_{12} &= \sqrt{E_1 E_2}(\mu_{13}\mu_{23} + \mu_{12}) \\ C_{13} &= \sqrt{E_1 E_3}(\mu_{12}\mu_{23} + \mu_{13}) \\ C_{22} &= E_2(1 - \mu_{13}^2) \\ C_{23} &= \sqrt{E_2 E_3}(\mu_{12}\mu_{13} + \mu_{23}) \\ C_{33} &= E_3(1 - \mu_{12}^2) \end{aligned}$$

ここで、 $d\sigma_i$ は i 方向の垂直応力増分、 $d\varepsilon_i$ は i 方向の垂直ひずみ増分、 E_i は i 方向の弾性係数、 μ_{ij} は ij 面内の等価ポアソン比である。

式(17)で与えられる増分型の直交異方性構成モデル中の弾性係数や等価ポアソン比は、次式で定義される応力履歴を表す等価一軸ひずみ(ε_{iu})によって評価される。

$$\varepsilon_{iu} = \int d\varepsilon_{iu} = \int \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (i=1, 2, 3) \quad (18)$$

(2) 応力-等価一軸ひずみ関係の設定と弾性係数の評価

本研究では、載荷速度の影響を考慮した応力-等価一軸ひずみ関係を著者ら¹¹⁾によって提案された次式で与える。

$$\sigma_i = \frac{AX + (D-1)X^2}{1 + (A-2)X + DX^2} \sigma_p \quad (19)$$

ここに、

$$\begin{aligned} X &= \frac{\varepsilon_{iu}}{\varepsilon_p} \\ A &= \frac{E_{0d}\varepsilon_p}{\sigma_p} \end{aligned}$$

$$D = \frac{(A-1)^2}{1 - 0.45 f'_{cd,f} / \sigma_p}$$

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[式(16)]、 σ_p はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ ならびに現在の最小主応力に対して求められる破壊曲面上の最大応力[式(9)]、 ε_p は最大応力時のひずみ[式(15)]、 $f'_{cd,f}$ はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ で載荷した場合の一軸圧縮強度である。

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鋼繊維補強高強度モルタルの弾性係数(E_i)は、式(19)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。

$$E_i = \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_{iu}} = \frac{A + 2(D-1)X - (A + 2D - 2)X^2}{\{1 + (A-2)X + DX^2\}^2} \left(\frac{\sigma_p}{\varepsilon_p} \right) \quad (20)$$

(3) 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¹²⁾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。

(4) 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

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。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。解析は、図-25 に示す計算フローにしたがっている。図-26～図-28 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す。これらの図から、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

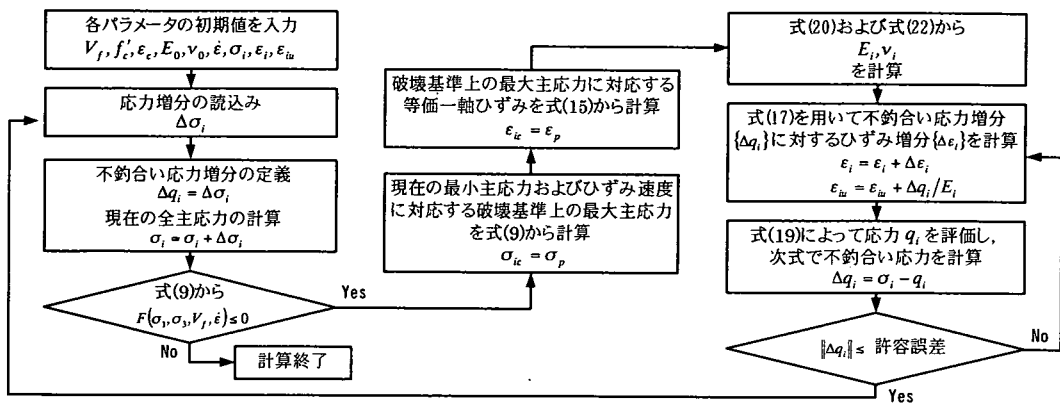


図-25 計算フロー

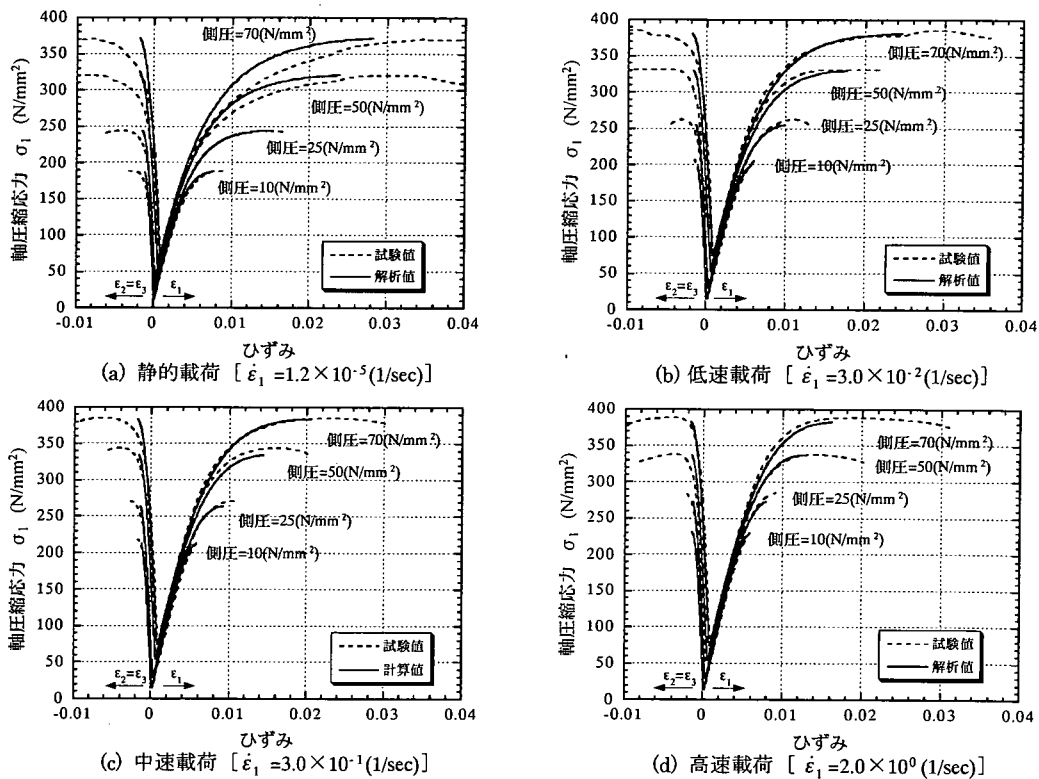


図-26 鋼繊維の混入率0%シリーズの応力-ひずみ関係

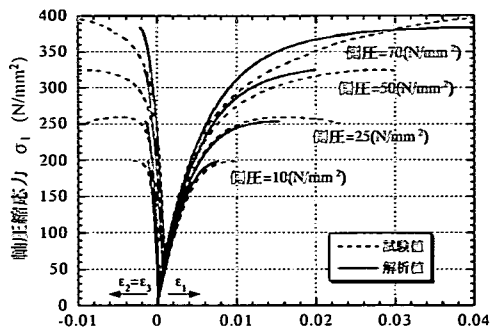
の応力-ひずみ関係を精度良く評価できると考える。

8. まとめ

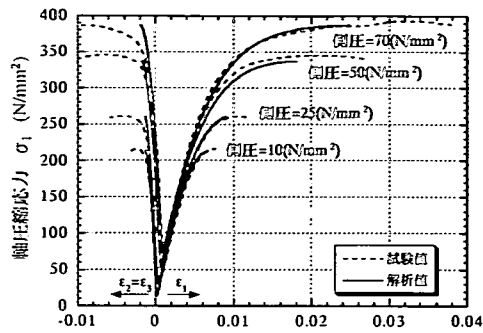
本研究では、鋼繊維補強高強度モルタル供試体の鋼繊維の混入率、側圧、載荷速度をパラメータとする急速三軸圧縮載荷試験を行い、三軸応力下における鋼繊維補強高強度モルタルの破壊モードや力学的特性に鋼繊維の混入率およびひずみ速度が及ぼす影響について定性的・定

量的な検討を行った。また、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。

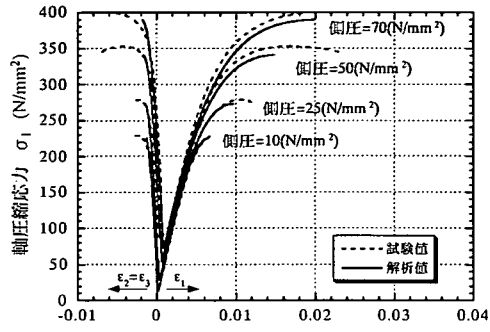
- (1) 一軸圧縮応力下における供試体の破壊モードは、鋼繊維の混入の有無によって異なる。鋼繊維を混入していないプレーンモルタル供試体では縦ひび割れ(割裂破壊)に斜めひび割れを伴った混合型の破壊モードが生じるのに対して、鋼繊維を混入した供試体では斜めひび割れによる滑り破壊が生じる。



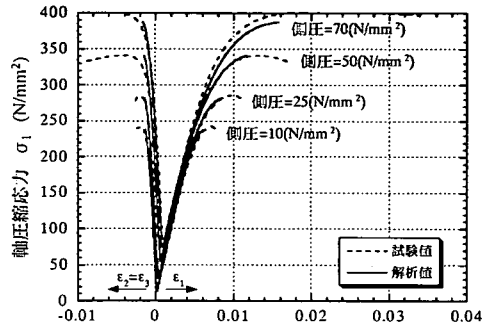
ひずみ
(a) 静的荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 1.2 \times 10^{-5} (1/sec)$]



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

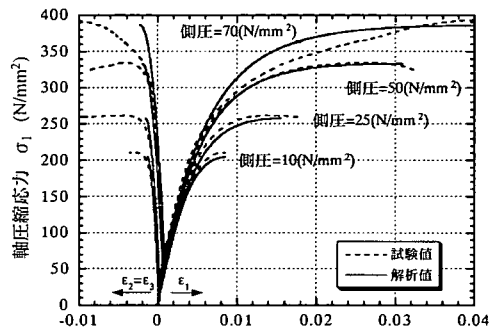


ひずみ
(c) 中速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 3.0 \times 10^{-1} (1/sec)$]

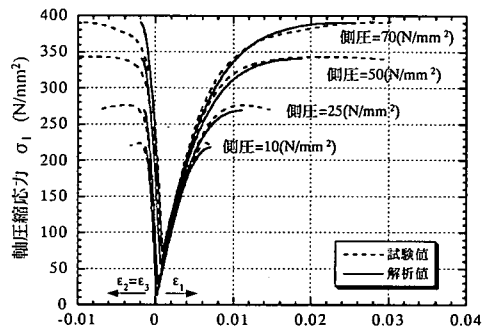


ひずみ
(d) 高速荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0 (1/sec)$]

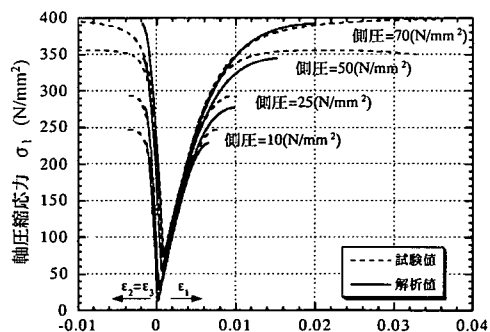
図-27 鋼繊維の混入率2%シリーズの応力-ひずみ関係



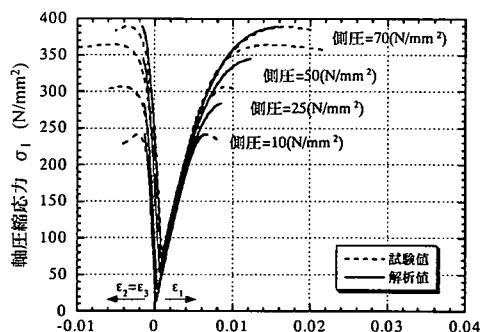
ひずみ
(a) 静的荷荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 1.2 \times 10^{-5} (1/sec)$]



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



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



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

図-28 鋼繊維の混入率4%シリーズの応力-ひずみ関係

- (2) せん断滑り破壊した供試体の滑り面の角度は、鋼繊維の混入率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。
- (3) 鋼繊維補強高強度モルタルの動的破壊基準は、鋼繊維によってマトリクスを形成する高強度プレーンモルタルに付加される内的な拘束側圧を考慮することによって定式化できる。
- (4) 鋼繊維の混入率およびひずみ速度をパラメータとする鋼繊維補強高強度モルタルの動的破壊基準を定式化した。
- (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、急速三軸圧縮载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：防衛大学校研究生 上林勝敏氏，ならびに防衛大学校理工学研究科学生 森 孝二氏には，鋼繊維補強高強度モルタルの急速三軸圧縮载荷試験を行うにあたりご協力を頂きました。ここに記して深く感謝致します。

参考文献

- 1) Richard, P. and Cheyrezy, M. : Composition of reactive powder concretes, *Cement and Concrete Research*, Vol.25, No.7, pp.1501-1511, 1995.
- 2) Naaman, A. and Homrich, J. : Tensile stress-strain

- properties of SIFCON, *ACI Materials Journal*, V.86, No.3, pp.242-251, May-June, 1989.
- 3) Ansari, F. and Li, Q. : High-strength concrete subjected to triaxial compression, *ACI Materials Journal*, V.95, No.6, pp.747-755, November-December, 1998.
- 4) Xie, J., Elwi, A. E. and MacGregor, J. G. : Mechanical properties of three high-strength concretes containing silica fume, *ACI Materials Journal*, V.92, No.2, pp.135-145, March-April, 1995.
- 5) Nielsen, C. V. : Triaxial behavior of high-strength concrete and mortar, *ACI Materials Journal*, V.95, No.2, pp.144-151, March-April, 1998.
- 6) 藤掛一典, 上林勝敏, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤: 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, *土木学会論文集*, No.669/V-50, pp.109-123, 2001.2.
- 7) 石川信隆, 原田耕司, 中村秀三, 田中秀明: 鋼繊維補強超高強度コンクリートの動力学特性に関する基礎的研究, *コンクリート工学年次論文報告集*, Vol.21, No.2, pp.1135-1140, 1999.
- 8) Richard, P. and Cheyrezy, M. : Reactive powder concretes with high ductility and 200-800 MPa compressive strength, *ACI Spring Convention*, San Francisco, SP 144-24, pp.507-517, 1994.
- 9) 藤掛一典, 篠崎敬一, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤: 急速一軸圧縮载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.
- 10) Chern, J. C., Yang, H. J. and Chen, H. W. : Behavior of steel fiber reinforced concrete in multiaxial loading, *ACI Materials Journal*, V.89, No.1, pp.32-40, January-February, 1992.
- 11) 上林勝敏, 藤掛一典, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤: 高ひずみ速度・三軸圧縮応力下におけるコンクリートの動的軟化特性とそのモデル化, *土木学会論文集*, No.669/V-50, pp.135-148, 2001.2.
- 12) 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.

(2001. 3. 5 受付)

DYNAMIC PROPERTIES AND ITS CONSTITUTIVE MODEL OF STEEL FIBER REINFORCED HIGH-STRENGTH MORTAR UNDER TRIAXIAL RAPID COMPRESSIVE LOADS

Kazunori FUJIKAKE, Kazuhiko TSUDA, Tomonori OHNO,
Yoshihide SHIMOYAMA and Makoto KATAGIRI

To assess the application of steel fiber reinforced high-strength concrete with compressive strength of over 100 (N/mm²) in RC structures subjected to impact/impulsive loads, the dynamic mechanical properties of steel fiber reinforced high-strength concrete under high strain-rates and triaxial stress states are essential. Thus, this study is to investigate the behavior of steel fiber reinforced high-strength mortar subjected to high strain-rates and triaxial stresses. The volume fraction of steel fibers, 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 steel fiber reinforced high-strength mortar are examined. Furthermore, based on the concept of the equivalent uniaxial strain, the orthotropic constitutive model with the strain-rate effects is proposed.