

三軸圧縮応力下のコンクリートの軸方向および横方向 軟化特性を考慮した動的構成モデル

上林勝敏¹・藤掛一典²・大野友則³・彦坂 熙⁴

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

²正会員 博(工) 防衛大学校建設環境工学科 講師 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

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

⁴フェロー会員 工博 九州大学大学院工学研究院 教授 (〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎 6-10-1)

鉄筋コンクリート構造物のコンクリートは、複雑な荷重の作用や鉄筋等の拘束によって一般には多軸応力状態にあると考えられる。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・安全性を解析的に検討する場合には、高ひずみ速度・三軸圧縮応力下におけるコンクリートの軟化域を含めた力学特性モデルを導入することが重要である。本研究では、コンクリート円柱供試体の拘束に用いる巻き立てリングの分割数、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ひずみの局所化や軸および横方向の動的軟化挙動に及ぼす影響について検討を行っている。さらに、試験で得られた破壊領域内の応力～平均ひずみ関係に対する直交異方性構成モデルの適応性について検討を行っている。

Key Words : triaxial rapid compressive loading, triaxial stress state, high strain-rate, strain localization, fracture zone, strain softening, stress-strain model

1. はじめに

衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート構造物の挙動を動的非線形 FEM 解析などの解析手法を用いて精度良く評価するためには、構成材料であるコンクリートの高ひずみ速度・三軸応力下における力学的特性を適切に表現した構成モデルを用いることが重要である。

一般に、コンクリートに一軸圧縮応力を加えた場合、図-1 に示すような応力～ひずみ関係が得られることが知られている。コンクリートの応力～ひずみ関係は、最大圧縮応力の 30～45% 程度まではほぼ直線的な傾向を示すが、それ以上の応力レベルではマイクロクラックの発生・進展・累積によってしだいに非線形性を示す。最大圧縮応力の 80% 程度になると横ひずみが急激に増加を開始し、体積ひずみが収縮から膨張に反転する現象を生じる。このような軸圧縮力の作用によって横方向ひずみが急激に増加する現象は、ポアソン効果と呼ばれている¹⁾。帯筋や鋼管で拘束されたコンクリート柱では、コンクリートのポアソン効果によって帯筋や鋼管には引張応力が発生するとともに、その拘束効果によってコンクリート自体には受動的な拘束側圧が作用することになる。このため、軸方向荷重を受ける鉄筋コンクリート柱や鋼管コンクリート柱の耐力や変形性能を解析的に評価する際には、コンクリートの軸方向の変形挙動のみならず横

方向の変形挙動も考慮することが重要になる。

静的三軸応力下におけるコンクリートの挙動を調べた実験的研究^{2),3),4)}によれば、三軸圧縮応力状態におけるコンクリートの軸方向の応力～ひずみ関係は、作用側圧が大きくなると一軸圧縮状態の場合に比べ、著しい強度の増加を示すとともに、最大圧縮応力以降の軟化勾配が小さく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、これまでにコンクリート円柱供試体の直径を一定にして高さの違い(アスペクト比)が軟化挙動に及ぼす影響を調べた研究によれば、供試体の高さが大きくなるほど軟化挙動は脆性化する傾向にある⁵⁾こと、また供試体高さが異なる場合の応力-ひずみ関係は供試体内部の破壊領域と非破壊領域における変形挙動を重ね合わせることによって表現できること⁶⁾が明らかになっている。さらに、小池ら⁷⁾は相似比の異なる供試体を用いて静的一軸圧縮載荷試験を行った結果、供試体の相似比が大きくなるほど軟化挙動は脆性化する傾向にあることを報告している。しかしながら、供試体の相似寸法効果が急速載荷を受けるコンクリートの軟化挙動に及ぼす影響については不明な点が多い。一方著者ら⁸⁾は、高ひずみ速度・三軸圧縮応力下におけるコンクリートの軸方向の挙動を調べた結果から、最大応力点以降の軟化域(ポストピーク領域と呼ぶ)では供試体中に一定の破壊範囲が形成されることを明らかにし、破壊範囲における軸方向

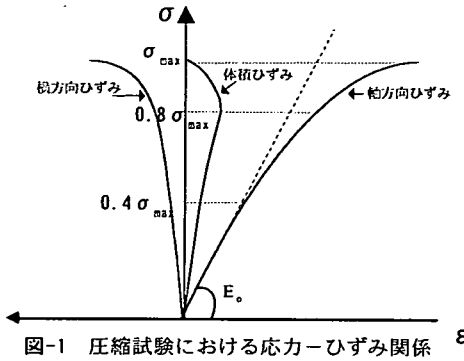


図-1 圧縮試験における応力-ひずみ関係

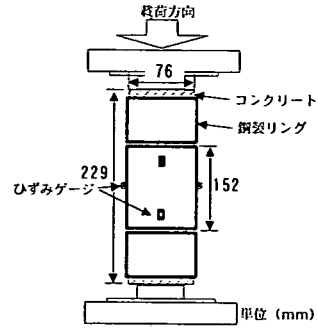


図-2 Ahmadの三軸圧縮試験の概要

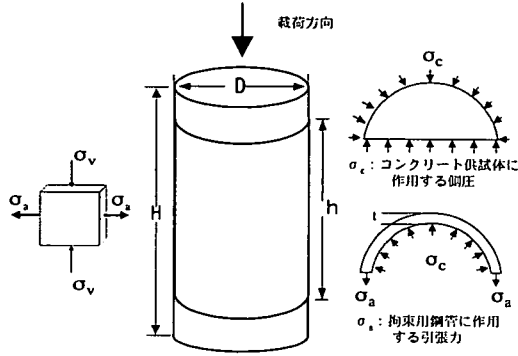


図-3 拘束用鋼管に拘束されたコンクリートの応力状態

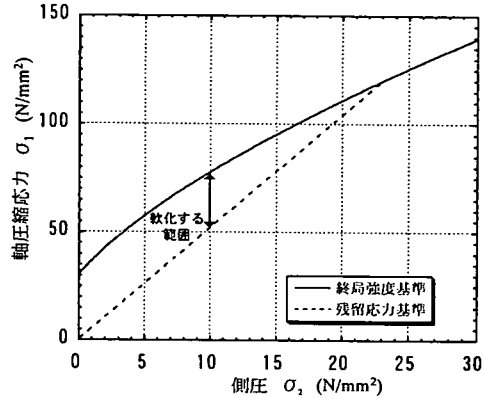


図-4 終局強度基準と残留応力基準の関係

応力～軸方向ひずみ関係を定式化した。しかしながら、荷重速度が三軸圧縮応力下の横方向の軟化挙動に及ぼす影響について把握するには至っていない。

そこで本研究では、急速三軸圧縮荷を受けるコンクリートの最大圧縮応力以降の軟化領域における横方向ひずみの挙動を明らかにするために、まずその計測法について検討するとともに、荷重速度が横方向のひずみの局所化や軟化挙動に及ぼす影響について検討を行っている。まず、急速三軸圧縮荷を受けるコンクリート円柱供試体の横方向（荷重軸を直交する方向）の動的軟化挙動を計測する方法を検討するため、拘束に用いる巻き立てリングの分割数および荷重速度をパラメータとする急速三軸圧縮荷試験を行いこれらのパラメータがポストピーク領域の軸方向および横方向のひずみの局所化や軟化挙動に及ぼす影響について定性的・定量的に調べる。さらに、有限要素解析法などに組み込んで使用できるコンクリートの材料構成モデルを構築するために、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。

2. 急速三軸圧縮荷を受けるコンクリートの横方向の動的軟化挙動を計測するための試験方法の検討

(1) 拘束リングを用いた試験方法の検討

急速三軸圧縮荷を受けるコンクリート円柱供試体の軸方向軟化挙動を、供試体の表面に貼付したひずみゲージや変位計を用いて計測することは極めて困難である。そこで著者ら⁸⁾は、異形加工したアクリル棒にひずみゲージを貼付した治具(SMR)を円柱供試体の中央に埋め込むことによって計測する手法を提案している。この手法は、供試体中に形成されるせん断破壊面の方向や位置があらかじめ予測できる場合は有効である。また、本試験⁸⁾で用いている急速三軸圧縮装置は、ひずみゲージ取り出し端子口数が最大4つという制約がある。したがって、横方向のひずみ分布を計測するためには、新たな試験法や計測方法を用いる必要がある。

Ahmad and Shah⁹⁾は、静的三軸応力下におけるコンクリートの挙動を調べるために、図-2に示すような鋼管で拘束されたコンクリート円柱供試体を用いて静的三軸圧縮荷試験を行う手法を提案している。この手法は、鋼管の円周方向のひずみを計測することでコンクリート供試体の横方向ひずみならびにコンクリート供試体に作用

する側圧を求める方法である。本研究では、Ahmad らと同様な手法を用いて急速三軸圧縮荷を受けるコンクリートの軟化領域における横方向の変形挙動を計測することを試みる。

鋼管等の巻き立て材によって拘束されたコンクリート円柱供試体に軸圧縮力を载荷した際の応力状態を、模式的に図-3に示す。ただし、軸圧縮荷重はコンクリートのみには作用させるものとする。コンクリートについては、断面上の軸方向応力は一様に分布し、円周方向と半径方向の応力は等しいと仮定する。また、コンクリートを拘束している巻き立て材は、一般的に軸方向応力 σ_v と円周方向応力 σ_h の2軸応力状態にあると考える。この場合、コンクリートに作用する側圧 σ_c は円周方向応力 σ_h と次のつり合い関係にある。

$$\sigma_c = \frac{2t\sigma_h}{DH} \quad (1)$$

ここで、 t は巻き立て材の肉厚、 D はコンクリートの直径、 h は巻き立て材の高さ、 H はコンクリートの高さである。よって、巻き立て材の円周方向応力 σ_h が求められれば、コンクリートに作用する側圧 σ_c は式(1)から算定できる。また、コンクリートと巻き立て材間の変形の適合条件から、コンクリートの横方向ひずみは巻き立て材の円周方向ひずみと等しくなければならない。したがって、コンクリートの横方向ひずみは、巻き立て材表面の円周方向に貼付したひずみゲージによって計測することができる。

ただし、この方法によってコンクリート供試体に作用する側圧ならびに横方向のひずみを適切に求めるためには、以下次の3点を満足する必要がある。

- ①コンクリート供試体には巻き立て材からの受動的な拘束側圧のみが作用する状態を理想とする。このため、コンクリートと巻き立て材との付着応力の影響は無視できる程度に極めて小さくし、巻き立て材は円周方向応力のみが作用する1軸応力状態にする必要がある。
- ②コンクリートに作用する拘束側圧を求める上で、ひずみ速度効果を考慮した巻き立て材の応力～ひずみ関係を用いる必要がある。
- ③供試体中に形成される破壊領域の状況を把握するためには、軸方向と同様に供試体の横ひずみの分布状況が把握できる必要がある。

著者ら⁸⁾は、急速三軸圧縮荷を受けるコンクリートは、側圧がある値以上になると軟化現象を生じないことを明らかにしている。図-4に、圧縮強度 $f_c=30.0$ (N/mm²)の場合の終局強度基準と残留応力基準の関係を示す。ここで、多軸応力下の応力空間内で最大応力に達する点の集合は破壊曲面(failure surface)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が軟化挙動を取り扱う場合には、破壊曲面の代わ

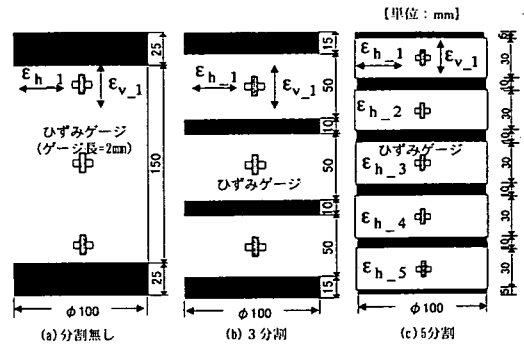


図-5 供試体の形状・寸法およびアルミニウム管の分割配置要領

りに終局強度曲面(ultimate-strength surface)という用語が用いられる¹⁾。本研究では、最大応力以降の軟化領域についても検討を行うため、この定義に従って破壊基準を終局強度基準と呼ぶ。また、著者らが行った実験においてコンクリートが最大圧縮応力に達した以降も軸方向荷重を継続して行くと、軸方向圧縮応力はひずみ軟化領域を経て、ある一定の値に収束する結果が得られた。その時の応力を残留応力と定義し残留応力基準を定式化している⁸⁾。図に示した終局強度基準と残留応力基準との間に差がある場合を軟化する範囲とすると、軟化する範囲は側圧の増加に伴って減少する傾向にある。また、著者らが行った急速三軸圧縮試験⁸⁾では、最大側圧を9.8 N/mm²としている。これに対して本研究では、受動的な急速三軸圧縮試験を行い、得られた結果に対する提案モデルの適用性について検討を行う。そこで、巻き立て材によってコンクリートに加わる受動的側圧は既往の結果との比較上10 N/mm²程度以下であることが望ましい。このため、拘束用の巻き立て材として、引張強度や弾性係数が鋼材のそれらに比べ約1/3～1/2と小さいアルミニウム管(A6063-T5)を用いることにした。また、アルミニウム管には養生時の防錆性に優れるという利点もある。

図-5に示すように、アルミニウム管の分割数が異なる3種類の供試体を対象として、コンクリートとアルミニウム管との付着の影響を調べる。

(2) 急速荷重を受けるアルミニウム合金の応力～ひずみ関係

アルミニウム管によって拘束されたコンクリート円柱供試体に作用する拘束側圧をアルミニウム管の円周方向ひずみから求める場合には、ひずみ速度効果を考慮したアルミニウム合金の応力～ひずみ関係が必要となる。しかしながら、鋼材と比べて急速荷重を受けるアルミニウ

表-1 アルミニウム合金(A6063-T5)の材料特性

0.2%耐力 $\sigma_{0.2s}$ (N/mm^2)	引張強度 σ_f (N/mm^2)	引張強度時のひずみ ϵ_f
184	206	0.13

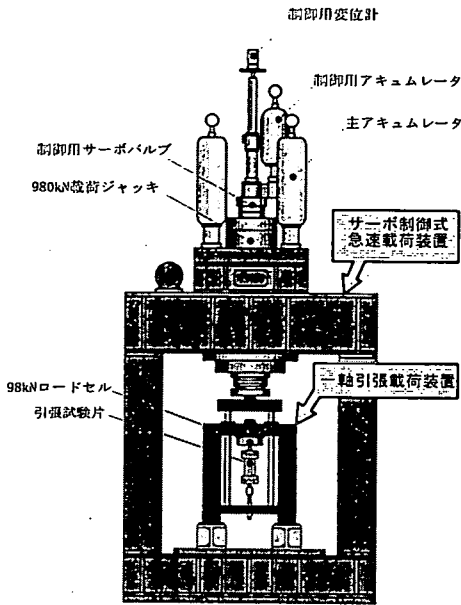


図-6 試験装置の概要

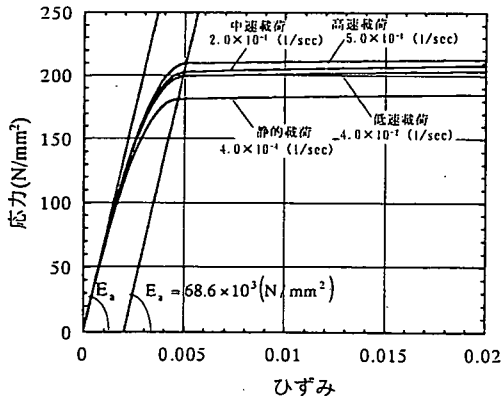


図-7 応力～ひずみ関係

ム合金の動学的特性を調べた研究は少なく、高ひずみ速度下における応力～ひずみ関係は不明である。そこで、コンクリートの巻き立て材として用いるアルミニウム合金(A6063-T5)の急速一軸引張載荷試験を行い、ひずみ速度効果を考慮した応力～ひずみ関係を次のように求めた。

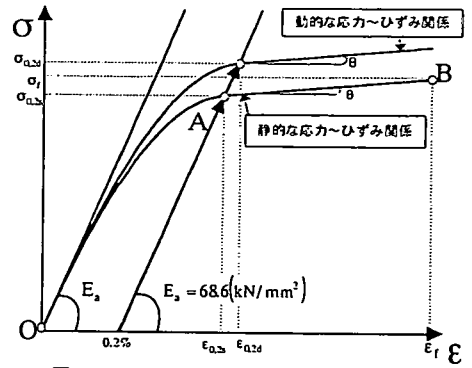


図-8 アルミニウムの構成則の模式図

a) アルミニウム合金の急速一軸引張試験概要

試験片は、肉厚 5mm のアルミニウム合金板 (A6063-T5) を 6 号試験片に準じて成形した。表-1 に、工場出荷時のアルミニウム合金の材料特性を示す。急速一軸引張試験は、図-6 に示すサーボ制御式急速載荷装置に一軸引張載荷装置を組み込んで行っている。各載荷速度で得られたアルミニウム合金 (A6063-T5) の代表的な応力～ひずみ関係を、図-7 に示す。アルミニウム合金は明瞭な降伏点を持たないことから、一般的に所定の永久ひずみ (0.2%) を生じる応力をもって降伏点に代え、これを 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2s}$ としている¹⁾。なお、本研究ではひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ (1/sec) で載荷した場合の動的な 0.2% 耐力を $\sigma_{0.2d}$ と定義する。図中の各載荷速度に対応するひずみ速度は、載荷開始点から 0.2% 耐力までの勾配で与え、静的載荷が 4.0×10^{-4} (1/sec)、低速載荷が 4.0×10^{-2} (1/sec)、中速載荷が 2.0×10^{-1} (1/sec)、高速載荷が 5.0×10^{-1} (1/sec) である。図-7 に示す応力～ひずみ関係から、載荷速度が大きくなると動的な 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2d}$ が増加することが認められる。一方、初期剛性および 0.2% 耐力以降に緩やかな塑性変形を示す領域の傾きの大きさに載荷速度が及ぼす影響はみられなかった。なお、アルミニウムの 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2s}$ の増加率 ($\sigma_{0.2d} / \sigma_{0.2s}$) とひずみ速度の関係について、本試験結果を対象として回帰式を求めた。その結果、次に示す式を得た。

$$\frac{\sigma_{0.2d}}{\sigma_{0.2s}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.018} \quad (2)$$

b) ひずみ速度効果を考慮したアルミニウム合金の応力～ひずみ関係の定式化

図-8 に、試験結果に基づいて模式的に示したアルミニウム合金の構成則を示す。図-8 において、OA 領域の応力～ひずみ関係は、①原点を通る、②0.2% 耐力を通る、

③ 初期弾性係数は、荷重速度によらず一定 ($E_a = 68.6 \times 10^3 \text{ (N/mm}^2\text{)}$) とする、④ 0.2%耐力 (点 A) 時の傾き θ は、引張強度点 B と 0.2%耐力点 A を結ぶ直線の傾き $\tan \theta$ に一致させる、という 4 つの条件を満たすように式 (3) で与える 3 次式で表すものとする。

$$(i) \quad \varepsilon \leq 0.002 + \frac{\sigma_{0.2s}}{E_a} \text{ のとき(OA 間)}$$

$$\sigma_a = a_1 \varepsilon^3 + a_2 \varepsilon^2 + a_3 \varepsilon + a_4 \quad (3)$$

ここで、条件①～④より

$$a_1 = \frac{E_a \varepsilon_{0.2d} + \tan \theta \varepsilon_{0.2d} - 2\sigma_{0.2d}}{\varepsilon_{0.2d}^3}$$

$$a_2 = \frac{3\sigma_{0.2d} - \tan \theta \varepsilon_{0.2d} - 2E_a \varepsilon_{0.2d}}{\varepsilon_{0.2d}^2}$$

$$a_3 = E_a, a_4 = 0$$

$$\text{ここに、} \varepsilon_{0.2s} = 0.002 + \frac{\sigma_{0.2s}}{E_a}, \tan \theta = \frac{\sigma_f - \sigma_{0.2s}}{\varepsilon_f - \varepsilon_{0.2s}}$$

$$\varepsilon_{0.2d} = 0.002 + \frac{\sigma_{0.2d}}{E_a}$$

次に、AB 領域の応力～ひずみ関係は、① 0.2%耐力点 A を通る、② 傾き θ は、引張強度点 B と 0.2%耐力点 A を結ぶ直線の傾き $\tan \theta$ に一致させる、という 2 つの条件を満たす 1 次式によって表す。

$$(ii) \quad \varepsilon > 0.002 + \frac{\sigma_{0.2d}}{E_a} \text{ のとき(AB 間)}$$

$$\sigma_a = \tan \theta (\varepsilon - \varepsilon_{0.2d}) + \sigma_{0.2d} \quad (4)$$

任意のひずみ速度に対するアルミニウム合金の応力～ひずみ関係は、式(2)～式(4)を用いることで算定することができる。

3. 拘束に用いるアルミニウム管の分割数を決定するための試験概要

(1) 試験パラメータ

本試験におけるパラメータは、アルミニウム管の分割数、荷重速度の 2 つである。本研究では、横方向の軟化挙動を計測する上で最適なアルミニウム管の分割数を調べるとともに、各パラメータが軸方向および横方向の軟

化挙動に及ぼす影響について検討している。

アルミニウム管の分割数は、(a) 分割無し、(b) 3 分割、(c) 5 分割、の 3 つとした。荷重速度は、静的、高速の 2 種類である。荷重速度はひずみ速度を指標としている。ひずみ速度は、荷重軸方向のひずみを用いて、荷重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。各荷重速度をひずみ速度で定義すると、静的荷重では $1.2 \times 10^{-5} \text{ (1/sec)}$ 、高速荷重が $2.0 \times 10^0 \text{ (1/sec)}$ である。試験ケース数は(アルミニウム管の分割数) × (荷重速度) = $3 \times 2 = 6$ 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: $3 \times 6 = 18$ 回) 行っている。

(2) 供試体の製作

図-5 に、本試験で用いた供試体の形状・寸法を示す。供試体の拘束に用いたアルミニウム管は、外径 100mm、肉厚 2.8mm である。供試体は、直径 100mm、高さ 200mm のコンクリート円柱供試体用の型枠を使用し、その中にアルミニウム管を分割数に応じて所定の位置に固定するとともに、各アルミニウム管の間の非拘束部分にはコンクリートが流入しないように外径 100mm、厚さ 3mm のゴム輪を設置しコンクリートを打設している。また、試験体の軸方向変形を計測するために、供試体の中央にひずみ計測用のアクリル棒 (SMR) を埋め込んでいる。

本試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/cm^3) を使用し、細骨材には山砂 (岩井寺産、密度 2.57 g/cm^3 、吸水率 2.02%) を、粗骨材には最大粗骨材寸法 20(mm) の硬質砂岩砕石 (青梅産、密度 2.65 g/cm^3 、吸水率 0.54%) を使用した。静的一軸圧縮試験で得られたコンクリートの圧縮特性値を、表-3 に示す。なお、各圧縮特性値は試験期間中の平均値である。

供試体は、打設後 1 日で脱型、水中養生を 14 日間行い、その後は試験室内にて気中養生を行った。試験は、材齢 62 日目から 2 日間で行った。

(3) 試験方法

試験は、図-9 に示すサーボ制御式急速荷重装置 (最大荷重力 980kN、最大荷重速度 4m/sec) を用いている。供試体と上下の鋼製荷重棒の間には、端面摩擦の影響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。

供試体に作用する軸方向力は、供試体下部に設置してあるロードセルによって計測している。アルミニウム管に生じる円周方向および軸方向ひずみは、図-5 に示すように所定の位置に 2 ゲージ法¹²⁾ を適用して貼付されたひずみゲージによって計測している。供試体の軸方向ひず

表-2 コンクリートの配合

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 C×%	消泡剤 C×%		
20	60	47	192	320	807	935	300cc/C =100kg	0.1	5	18.0

表-3 静的一軸圧縮試験結果

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
31.6	2.41	26.0	0.2

みは、供試体の中心に埋め込んだ SMR に 2 ゲージ法を適用して貼付した 3 対のひずみゲージによって計測している。

4. 試験結果および考察

(1) アルミニウム管の分割数と付着応力との関係

ここでは、まずアルミニウム管の分割数とその応力状態に及ぼす影響について検討を行う。各試験ケースで得られたアルミニウム管の軸方向ひずみの時刻歴を、図-10、図-11 に破線で示す。また図中には、試験で得られた円周方向のひずみにポアソン比を乗じて求めた換算軸方向ひずみを実線で示している。なお、アルミニウムのポアソン比は予備試験の結果から荷重速度の影響がみられなかったため、静的荷重における値($\nu=0.33$)を使用する。アルミニウム管が円周方向のみに応力が作用する一軸応力状態であれば、実際に計測された軸方向ひずみと換算軸方向ひずみとは等しくなるはずである。図から、分割無しの場合には、実際に計測された軸方向ひずみと換算軸方向ひずみは大きく異なる傾向がみられる。これは、付着応力がアルミニウム管に伝達されたことが原因と考えられる。一方、アルミニウム管を 5 分割して配置した場合、いずれの荷重速度においても実際に計測された軸方向ひずみと換算軸方向ひずみはほぼ一致している。このことから、アルミニウム管を 5 分割して配置することで軸方向の付着応力の影響は無視できる程度に低減されるといえる。

(2) 横方向ひずみの局所化と破壊領域

図-12、図-13 に、SMR およびアルミニウム管の円周方向に貼付した各ひずみゲージによって計測された静的

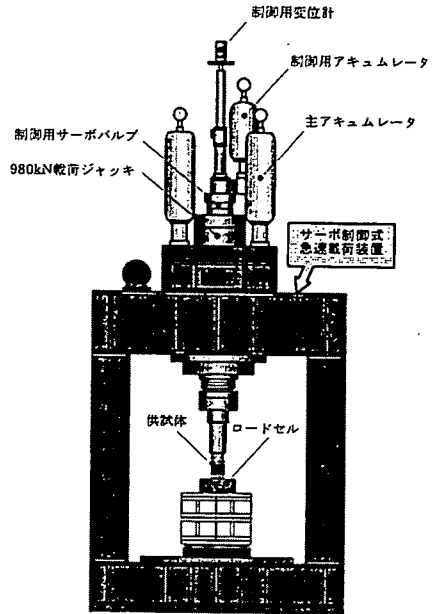
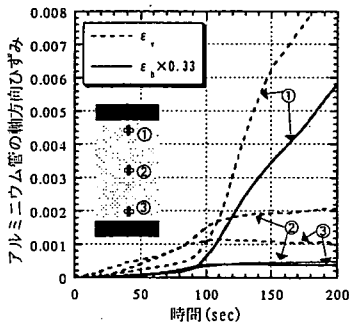
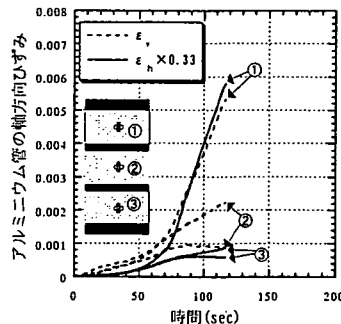


図-9 急速荷重装置と供試体の設置状況

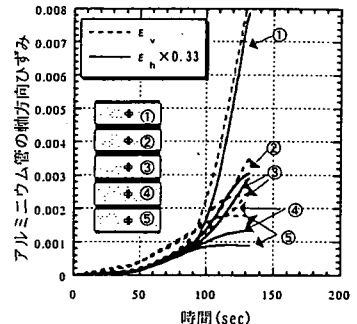
および高速荷重時のコンクリートの軸方向ひずみおよび横方向ひずみと軸圧縮応力との関係を示す。著者ら⁸⁾は、過去に行った三軸圧縮装置を用いた静的・急速圧縮荷重試験の結果から、コンクリート供試体に生じる荷重軸方向のひずみの局所化は側圧ならびに荷重速度の違いによらずに最大圧縮応力点以降から起こることを明らかにした。しかしながら、図-12、図-13 をみると、SMR に貼付した各ひずみゲージの計測値は、既往の三軸圧縮試験の結果と異なり最大応力時のひずみが計測位置によって異なっている。これは、①減水材としてテフロンパットを使用したのが、端面摩擦は完全には除去されなかったこと、②既往の急速三軸圧縮試験⁸⁾では油圧制御によりほぼ側圧が一定に保持されていたのに対して、アルミニウム管を巻き立て材料として使用した本試験においては、ひずみの局所化が生じた後も側圧の増加により軸方向応力は増加し、側圧が漸増し始めた時点で軟化現象が生じたため、と考えられる。しかしながら、本研究では破壊領域の特定を行うことおよびその結果に基づいて軸方向



(a) 分割無し

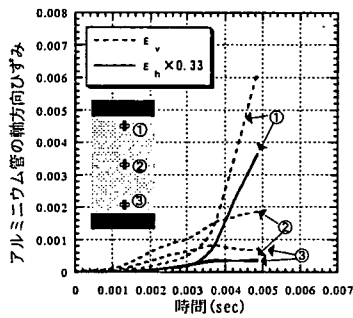


(b) 3分割

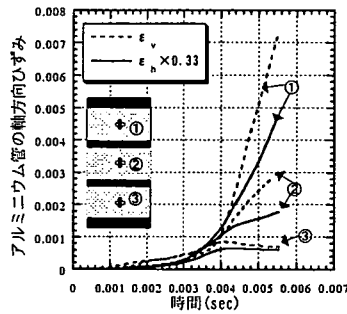


(c) 5分割

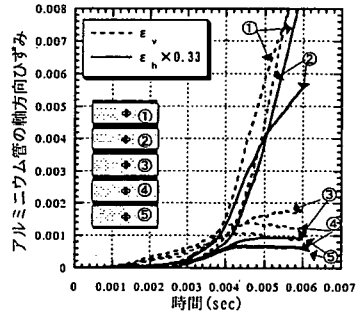
図-10 アルミニウム管の軸方向ひずみの時刻歴 (静的載荷)



(a) 分割無し

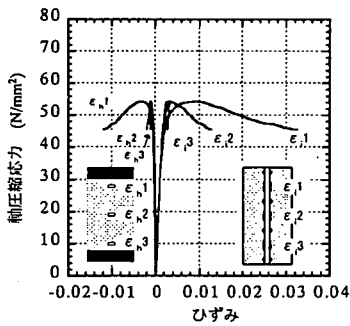


(b) 3分割

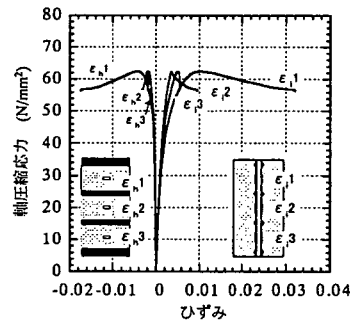


(c) 5分割

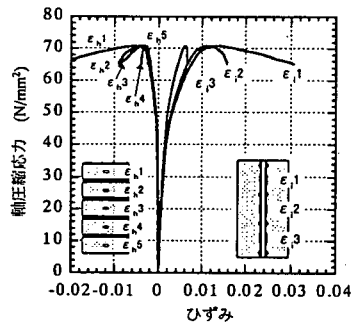
図-11 アルミニウム管の軸方向ひずみの時刻歴 (高速載荷)



(a) 分割無し

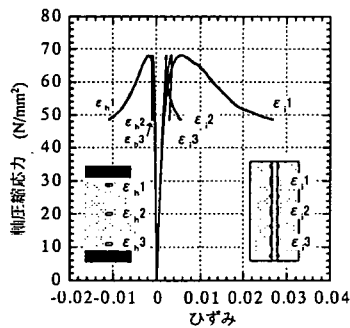


(b) 3分割

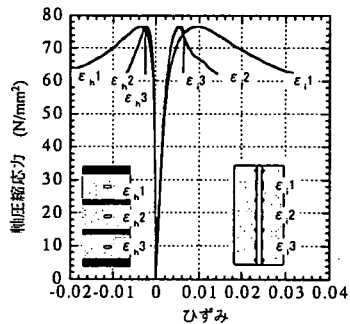


(c) 5分割

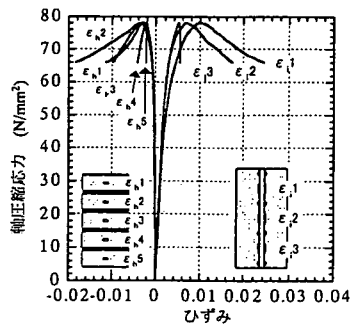
図-12 各計測位置における応力~ひずみ関係 (静的載荷)



(a) 分割無し



(b) 3分割



(c) 5分割

図-13 各計測位置における応力~ひずみ関係 (高速載荷)

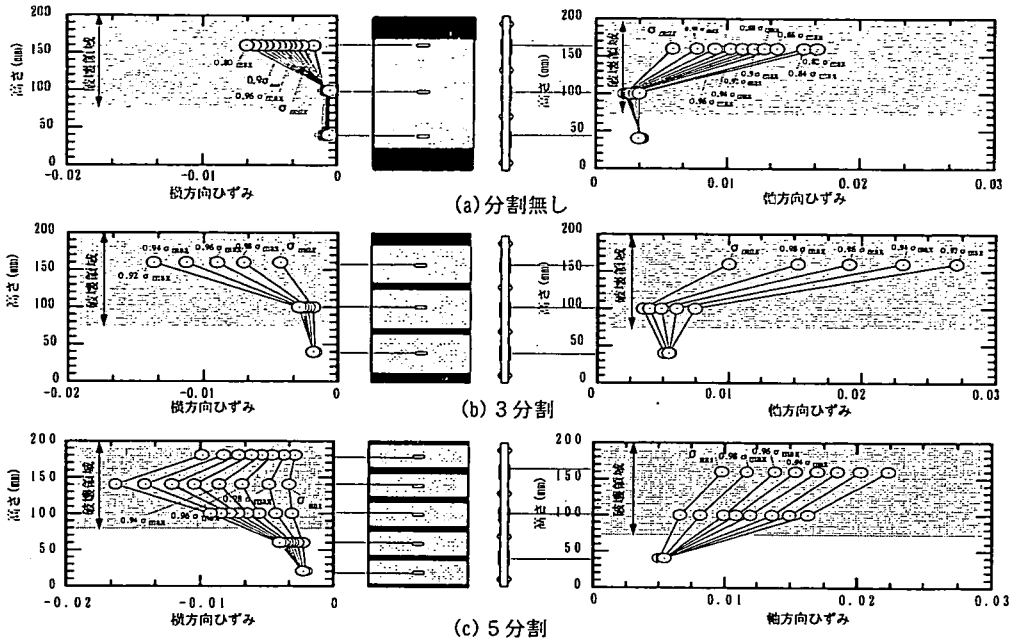


図-14 各分割要領による代表的なひずみ分布 (高速載荷)

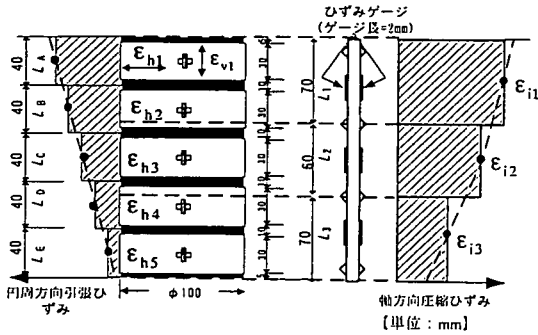
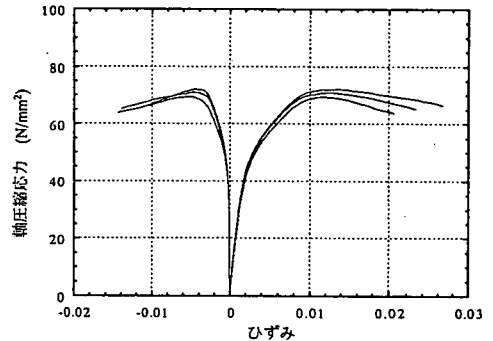


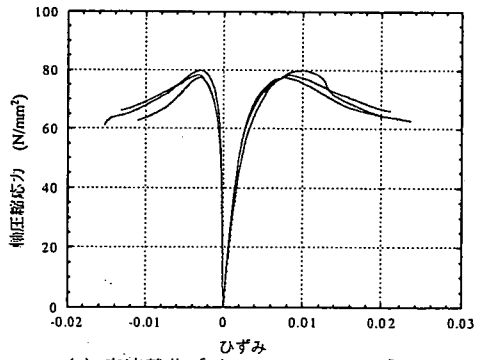
図-15 供試体の概要

および横方向の応力～平均ひずみ関係の定式化を行うことを目的としており各計測位置における最大応力時のひずみの相違は破壊領域を決定する上で問題はないものとする。

各試験ケースで得られた高速載荷における代表的な最大圧縮応力以降の軟化領域における供試体の軸方向ひずみおよび横方向ひずみの分布状況を、図-14に示す。なお、横方向ひずみは分割配置したアルミニウム管の外表面に円周方向に貼付したひずみゲージで、軸方向ひずみはSMRの3箇所貼付したひずみゲージからそれぞれ求めたものである。これらの図中で、ひずみ分布の状況は最大圧縮応力時(σ_{max})および軟化域における最大圧



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



(b) 高速載荷 [$\dot{\epsilon}_1 = 2.0 \times 10^0 (1/sec)$]

図-16 破壊領域における応力～平均ひずみ関係(5分割)

縮応力の2%間隔ごとの応力レベル ($0.98 \sigma_{\max} \dots$) について表している。これらの図によれば、最大圧縮応力以降に軸方向ひずみおよび横方向ひずみが局所化する部分にはほぼ等しいことがわかる。そこで、最大圧縮応力以降の軟化領域において軸方向および横方向のそれぞれのひずみが増加する部分を破壊領域と定義する。なお、5分割の場合、軸方向と横方向のひずみゲージの貼付数が異なることから軸方向を基準として破壊領域を決定する。図-14から、アルミニウム管の分割数や载荷速度の違いによらず、ひずみが局所化する破壊領域は供試体の材端から約2/3の範囲としてほぼ評価できる。ここで、すべての供試体において破壊が上部に生じる理由は、高速载荷試験では载荷速度が大きくかつ急速であるため供試体の上部(载荷側)の変形が下部(基礎盤側)に先行して開始することによる。ちなみに、コンクリート円柱供試体を対象として著者らが行った既往の高速圧縮载荷試験でも、ほとんどの場合上端から2/3の範囲が破壊領域であった^{8),10),13)}。

(3) 破壊領域における応力～ひずみ関係

圧縮試験の結果に基づいて応力～ひずみ関係を求める場合は、破壊領域における平均ひずみを用いることが妥当である。ここでは、付着の影響が最も小さい5分割の場合の試験結果に基づいて破壊領域内における応力～平均ひずみ関係を求める。5分割の場合の軸方向および横方向のひずみ分布を図-15に示すように仮定し、コンクリート円柱供試体の破壊領域を軸方向のひずみ分布を基準として上端から130mmの部分とすると、5分割の場合の破壊領域内における軸方向平均ひずみ ϵ_{if} および横方向平均ひずみ ϵ_{hf} は、それぞれ次式により計算することができる。

$$\epsilon_{if} = \frac{L_1 \epsilon_{i1} + L_2 \epsilon_{i2}}{L_1 + L_2} \quad (5)$$

$$\epsilon_{hf} = \frac{L_A \epsilon_{h1} + L_B \epsilon_{h2} + L_C \epsilon_{h3} + \frac{1}{4} L_D \epsilon_{h4}}{L_A + L_B + L_C + \frac{1}{4} L_D} \quad (6)$$

図-16に、付着の影響が最も小さい5分割の場合の3体に対する試験結果に基づいて求めた破壊領域内における応力～平均ひずみ関係を示す。

(4) 直交異方性動的構成モデルの検討

ここでは、5分割の場合の試験結果に基づいて求めた破壊領域内における応力～平均ひずみ関係に基づき、直交異方性動的構成モデルの適用性の検討を行う。

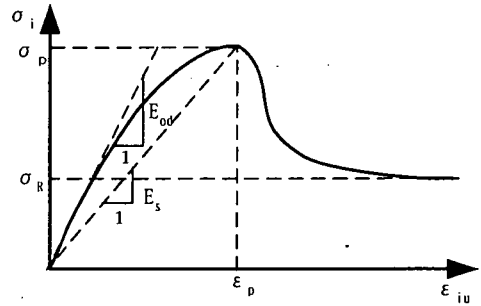


図-17 ひずみ速度効果を考慮した
応力～等価一軸ひずみ関係

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。

$$\begin{pmatrix} d\sigma_1 \\ d\sigma_2 \\ d\sigma_3 \end{pmatrix} = \frac{1}{\phi} \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ & D_{22} & D_{23} \\ \text{sym.} & & D_{33} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} d\epsilon_1 \\ d\epsilon_2 \\ d\epsilon_3 \end{pmatrix} \quad (7)$$

ここに、

$$\phi = 1 - \mu_{12}^2 - \mu_{23}^2 - \mu_{13}^2 - 2\mu_{12}\mu_{23}\mu_{13} \quad (8)$$

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

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

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

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

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

$$D_{33} = E_3 (1 - \mu_{12}^2) \quad (9)$$

ここで、 $d\sigma_i$ は i 方向の垂直応力増分、 $d\epsilon_i$ 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 ($\mu_{12}^2 = \nu_1 \nu_2, \mu_{23}^2 = \nu_2 \nu_3, \mu_{13}^2 = \nu_1 \nu_3$) である。

式(7)で与えられる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、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。等価一軸ひずみ (ϵ_{iu}) は次式によって評価される。

$$\epsilon_{iu} = \int d\epsilon_{iu} = \int \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (10)$$

b) 応力～等価一軸ひずみ関係の設定

ここでは、任意のひずみ速度、応力状態における各主

応力方向の応力～等価一軸ひずみ関係に、既報⁹⁾で提案した軸方向圧縮応力～軸方向圧縮ひずみ関係を適用するものとする。図-17に模式的に示すように、ひずみ速度効果を考慮した応力～等価一軸ひずみ関係は、動的な初期弾性係数(E_{0d})、急速三軸圧縮応力下における最大圧縮応力(σ_p)、最大圧縮応力時の等価一軸ひずみ(ϵ_p)および残留応力(σ_R)を与えることによって、次式で表すことができる。

$$\sigma_i = \frac{AX_i + (D-1)X_i^2}{1 + (A-2)X_i + DX_i^2} \sigma_p \quad (i=1,2,3) \quad (11)$$

ここで、 A 、 D はパラメータ、 X_i は無次元化された等価一軸ひずみである。パラメータ A は次式で与えられる。

$$A = \frac{E_{0d} \epsilon_p}{\sigma_p} \quad (12)$$

また、パラメータ D および X_i は応力の上昇域、下降域でそれぞれ別個に与える。

(i) $\epsilon_i \leq \epsilon_p$ で表される応力の上昇域の場合

$$D = \frac{(A-1)^2}{1 - 0.45 f'_{cd} / \sigma_p} \quad (13)$$

$$X_i = \frac{\epsilon_{iu}}{\epsilon_p} \quad (14)$$

(ii) $\epsilon_i > \epsilon_p$ で表される応力の下降域の場合

$$D = \frac{\sigma_p}{\sigma_p - \sigma_R} \quad (15)$$

$$X_i = \left(\frac{\epsilon_{iu}}{\epsilon_p} \right)^m \quad (16)$$

$$m = 1.04 + 2.0 \left(\frac{f'_{cd}}{100} \right)^2 \quad (17)$$

ここで、 f'_{cd} は任意のひずみ速度($\dot{\epsilon}$)で載荷した場合の動的な一軸圧縮強度であり、次式¹³⁾によって計算できる。

$$f'_{cd} = f'_c \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{0.006 \left[\text{Log} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right) \right]^{1.05}} \quad (18)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_{sc}$ は静的載荷のひずみ速度 [1.2×10^{-5} (1/sec)], f'_c は静的載荷における一軸圧縮強度(N/mm²)である。

式(11)によって応力～等価一軸ひずみ関係を計算するためには、動的な初期弾性係数(E_{0d})、急速三軸圧縮応力

下における最大圧縮応力(σ_p)、最大圧縮応力時の等価一軸ひずみ(ϵ_p)および残留強度(σ_R)を与える必要がある。任意のひずみ速度($\dot{\epsilon}$)で載荷した場合の動的な初期弾性係数(E_{0d})は、次式¹³⁾によって与えられる。

$$E_{0d} = E_0 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{0.002 \left[\text{Log} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right) \right]^{1.12}} \quad (19)$$

ここに、 E_0 は静的載荷における初期弾性係数(N/mm²)である。

高ひずみ速度・三軸圧縮応力下における最大圧縮応力(σ_p)は、ひずみ速度($\dot{\epsilon}$)および最小主応力(σ_3)の値に基づき、次式¹⁰⁾で与えることができる。

$$\frac{\sigma_p}{f'_c} = \frac{\sigma_3}{f'_c} + \xi \sqrt{\left\{ \frac{1 - h^2 (\eta/\xi)^2}{h\eta} \right\} \left(\frac{\sigma_3}{f'_c} \right) + 1} \quad (20)$$

ここに、 f'_c は静的な一軸圧縮強度、 h はパラメータ ($h = 0.08$)、 ξ および η はそれぞれ一軸圧縮強度の増加率ならびに一軸引張強度の増加率であり、ひずみ速度($\dot{\epsilon}$)の関数として次式で表される。

$$\xi(\dot{\epsilon}) = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{0.006 \left[\text{Log} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right) \right]^{1.05}} \quad (21)$$

$$\eta(\dot{\epsilon}) = \exp \left[0.00126 \left(\text{Log}_{10} \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{3.373} \right] \quad (22)$$

最大圧縮応力時の等価一軸ひずみ(ϵ_p)は、次式¹⁰⁾で与える。

$$\epsilon_p = \epsilon_{cd} \left(\frac{\sigma_p}{f'_{cd}} \right)^{1.74 \exp(-0.05\dot{\epsilon})} \quad (23)$$

ここに、

$$\epsilon_{cd} = \epsilon_c \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right)^{\left[-0.036 + 0.01 \text{Log} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{sc}} \right) \right]} \quad (24)$$

残留応力(σ_R)は最小主応力(σ_3)によって、次式⁹⁾で与える。

$$\frac{\sigma_R}{f'_c} = 5.2 \frac{\sigma_3}{f'_c} \quad (25)$$

ここで、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(11)を等価一軸ひずみ(ϵ_{iu})で微分することで得られる。

c) 等価ポアソン比

軸方向衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート柱や鋼管コンクリート柱の耐力や変形性能を動的FEM解析によって評価する際には、コンクリートの軸方向の変形挙動の

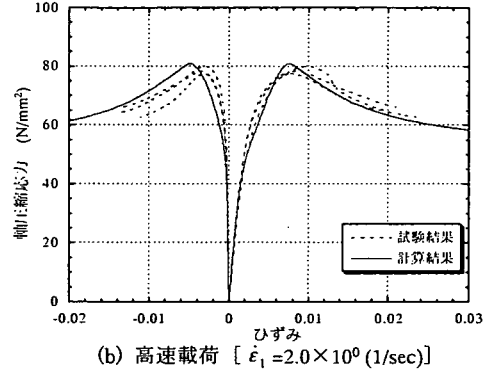
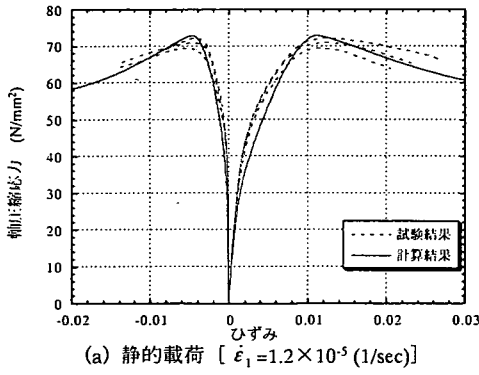


図-18 試験結果と計算結果との比較

みならず横方向の変形挙動、すなわちポアソン効果のモデル化が重要になる。コンクリートのポアソン効果はひずみ速度の影響を受けないものと考えられる¹⁰⁾ことから、ここでは、静的載荷を対象として得られた長沼¹⁴⁾によって提案されたポアソン効果モデルを用いて動的構成モデルを表示する。このモデルの適応性ならびに妥当性に関して、急速三軸圧縮載荷試験の結果と解析結果を比較する。

長沼は既往の静的三軸圧縮載荷試験の結果に基づき、 i 方向に作用する圧縮応力により j 方向に生じるポアソン効果を表すポアソン比 ν_{ij} を次式で与えている。

$$\begin{cases} \nu_{ij} = \nu_0 + (\nu_p - \nu_0)R_c^4 & (R_c \leq 1.0) \\ \nu_{ij} = \nu_p + (R_c - 1.0)\alpha & (R_c > 1.0) \end{cases} \quad (26)$$

ここに、

$$\nu_p = \nu_0 + (\nu_{p0} - \nu_0)(1 - \sqrt{R_s}) \quad (27)$$

$$\nu_{p0} = \frac{f'_c}{29.42} \quad (28)$$

$$\alpha = 10\nu_{p0}\beta \quad (29)$$

$$\beta = (1.0 - 6\sqrt{R_s}) \quad (30)$$

ただし、 $\beta \geq 0$

$$R_c = \frac{\epsilon_w}{\epsilon_p} \quad (31)$$

ただし、 $R_c \geq 0$

$$R_s = \frac{\sigma_j}{f'_c} \quad (32)$$

ただし、 $R_s \geq 0$

なお、 ϵ_w は i 方向の等価一軸ひずみ、 σ_j は j 方向の応力

を表す。また、長沼のモデルを用いてひずみ速度効果を考慮するには、上式中の静的一軸圧縮強度 f'_c の代わりに式(18)で与える動的一軸圧縮強度 f'_{cd} を用いる必要がある。

式(7)中の等価ポアソン比を式(26)で評価した場合、等価ポアソン比 μ_{ij} が0.5を超えて増大すると剛性マトリクス中の係数 ϕ が零あるいは負になり計算不能となる。この問題点を解決するための一方法として、長沼は式(7)中の等価ポアソン比を $\mu_{ij} = \nu_0$ の一定値とし、式(26)によって計算されるポアソン比 ν_{ij} が初期ポアソン比 ν_0 を超える場合にはその超過分に対応するポアソンひずみを初期ひずみとして与える手法を提案している。主軸 i 方向に作用する圧縮応力増分 $d\sigma_i$ に対応する主軸 j 方向のポアソンひずみ増分のうち、初期ひずみとして与える増分は次式で算定される。

$$d\epsilon_{0j} = -(\nu_{ij} - \nu_0) \frac{d\sigma_i}{E_i} \quad (33)$$

ポアソンひずみ増分に対応する初期ひずみを式(33)によって算定して、それらを次の荷重増分時に各方向に与える。この手法では、等価ポアソン比 μ_{ij} が0.5を超えて増大しても式(7)の計算が不能になることは避けられる。

本動的構成モデルにおいても長沼の提案手法に従い、ポアソン比 ν_{ij} が初期ポアソン比 ν_0 を超える場合にはその超過分に対応するポアソンひずみを初期ひずみとして与えるものとする。

d) 動的構成モデルの検証

アルミニウム管で拘束されたコンクリートの急速三軸圧縮載荷試験の結果に対して、本動的構成モデルの妥当性を検討する。コンクリートの応力～ひずみ関係に本動的構成モデルおよびアルミニウム合金の動的な応力～ひ

ずみ関係(式(2), 式(3), 式(4))を適用して解析を行う。解析では, コンクリートとアルミニウム管とは密着しているが付着応力の影響はないものと仮定し, コンクリートの横方向ひずみ($\epsilon_2 = \epsilon_3$)とアルミニウム管の円周方向ひずみ(ϵ_h)の間には変形の適合条件から $\epsilon_2 = \epsilon_3 = \epsilon_h$ の関係があること, およびコンクリートに作用する側圧($\sigma_2 = \sigma_3$)とアルミニウム管の円周方向応力(σ_h)の間には応力の釣り合い条件から次式の間接関係があることを考慮している。

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \frac{2ht}{HD} \sigma_h \quad (34)$$

ここで, h および t はそれぞれアルミニウム管の拘束高さおよび肉厚, H および D はそれぞれコンクリート円柱供試体の高さおよび直径である。

動的構成モデルによる解析結果と試験結果を併せて, 図-18 に示す。ここで, 軟化領域ではコンクリートの横方向ひずみの増加に伴いアルミニウム管による受動的拘束圧は増加する。しかしながら, 図-7 に示したアルミニウム合金の応力～ひずみ関係は 0.2%耐力以降の増加勾配は小さく, 側圧の増加は小さいことが考えられる。また, 0.2%耐力以降はほぼ一定の受動側圧がコンクリートに作用するため, 実験結果では横方向ひずみの増加と同時に軟化挙動がみられる。そこで, 解析においても, 軸方向ひずみ ϵ_1 には一定のひずみ増分 $d\epsilon_1$ を与え, 横方向ひずみ $\epsilon_2 = \epsilon_3$ には, 論文中の式(2)～(4)で計算されるアルミニウム管の受動的拘束圧 σ_h と本動的提案モデルから計算される $\sigma_2 = \sigma_3$ との間に式(26)の関係を満たす増分ひずみ $d\epsilon_2$ を与えて解析を行っている。この処置を行うことにより, 解析結果においても, 側圧がほぼ一定になった後に軟化現象を表すことができた。

以上のことから長沼の非線形ポアソン効果の式を組み込んだ動的構成モデルによる解析結果は, 静的および高速のいずれの載荷速度に対しても試験結果との整合性が良好であることが認められる。なお, 本節で提案した構成モデルは, コンクリート強度が 30(N/mm²)程度でひずみ速度が 10⁻⁵ と 10⁰(1/sec)の試験結果に基づくものである。また本研究では, 試験実施の都合上からアルミニウム管で円周拘束することにより側圧を負荷する方法を用いた。このため, 側圧は一定ではなく軸方向応力の増大に対応して作用する受動的な拘束条件となっている。したがって, より高強度なコンクリートに対する検討や任意の高・中ひずみ速度を対象とする場合および側圧履歴が異なる場合について継続的な研究を行い, 本構成モデルの適用性の検証が必要である。

5. まとめ

本研究では, 拘束用アルミニウム管の分割数, 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三軸応力下におけるひずみの局所化および動的軟化挙動に及ぼす影響について検討を行った。さらに, 試験で得られた破壊領域内の応力～平均ひずみ関係に対する直交異方性構成モデルの適応性について検討を行っている。本研究の範囲内において得られた結果を, まとめて以下に示す。

- (1) ひずみ速度の影響を考慮したアルミニウム合金(A6063-T5)の応力～ひずみ構成モデルを提案した。
- (2) アルミニウム管は分割して配置することにより, 分割しない場合に比べて軸方向の応力伝達が低減できる。また, 5 分割の場合が付着の影響が最も小さくなる。
- (3) 急速三軸圧縮載荷を受ける場合, ひずみの局所化はアルミニウム管の分割数および載荷速度の違いによらず最大圧縮応力点以降から供試体中のある特定の領域に起こる。なお, ひずみが局所化する破壊領域は円柱供試体の上部の材端から約 2/3 の範囲である。
- (4) 等価一軸ひずみの概念に基づいて, 有限要素解析法など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。本動的構成モデルを用いた解析結果と試験結果の比較から, 本提案モデルが高ひずみ速度・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: 本研究を行うにあたり, 九州大学大学院 建設システム工学科 園田佳巨助教授には実験の手法や解析の実施について貴重な助言を頂いた。ここに謝意を表す。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 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.
- 3) 村上雅英, 大谷恭弘: 3 軸圧縮軟化域におけるコンクリートの破壊現象と損傷領域の同定, コンクリート工学論文集, Vol.6, No.2, pp.47-61, 1995.7.
- 4) Attard, M. M. and Setunge, S. : Stress-strain relationship of confined and unconfined concrete, ACI Materials Journal, V.93, No.5, pp.432-442, September-October, 1996.
- 5) Jansen, D.C. and Shah, S.P. : Effect of length on compressive strain softening of concrete, Journal of Engineering mechanics, pp.25-35, 1997.1.
- 6) Bazant, Z. P. : Identification of strain-softening constitutive relation from uniaxial tests by series

- coupling model for localization, *Cement and Concrete Research*, Vol.19, pp.973-977, 1989.
- 7) 小池狭千朗, 畑中重光, 谷川恭雄: プレーンおよびコンファインドコンクリートの圧縮特性の寸法効果に関する実験的研究, *日本建築学会構造系論文集*, 第 471 号, pp.119-130, 1995.
 - 8) 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.
 - 9) Ahmad,S.H. and Shah, S.P.: Complete Triaxial stress-strain curve for concrete, *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 108. No. ST4, pp.728~742, April, 1982.
 - 10) 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.125-134, 2001.2.
 - 11) 住友軽金属工業株式会社: アルミニウムハンドブック, 1971.
 - 12) 高橋賞, 河井正安: ひずみゲージによるひずみ測定入門, 大成社, 1998.
 - 13) 藤掛一典, 篠崎敬一, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤: 急速一軸圧縮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.
 - 14) 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集*, 第 485 号, pp.109-116, 1996.7.

(2001. 11. 28 受付)

DYNAMIC CONSTITUTIVE LAW OF CONCRETE WITH AXIAL AND LATERAL STRAIN SOFTENING BEHAVIORS UNDER TRI-AXIAL STRESS STATES

Katsutoshi UEBAYASHI, Kazunori FUJIKAKE, Tomonori OHNO and Hiroshi HIKOSAKA

To assess analytically and properly the impact resistance and safety of RC structures against impact loads, it should be required to employ the dynamic constitutive model of concrete that involves tri-axial stress states for computer codes. This study is to present the dynamic and tri-axial constitutive model of concrete with strain softening behavior. Thus, the tri-axial and rapid loading tests for cylindrical concrete specimens are executed. In tests, the number of confining aluminum rings and the loading rates are chosen as test parameters. Based on test results, the effects of these parameters on the strain localization and the strain softening behaviors of concrete are examined and the orthogonal anisotropic constitutive model is proposed.