

# 一般化マイクロプレーンコンクリートモデルの検証

長谷川 俊昭<sup>1</sup>・前川 宏一<sup>2</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 清水建設株式会社 技術研究所 (〒135 江東区越中島三丁目4-17)

<sup>2</sup>正会員 工博 東京大学教授 大学院工学系研究科 (〒113 文京区本郷七丁目3-1)

再構築された一般化マイクロプレーンコンクリートモデルを用いて、広範な応力状態に関する解析を統一的に実施し既往の実験との比較を行ない、本モデルが汎用性の高い高精度な構成則であることを検証した。本モデルによるくりかえし載荷解析の結果から応力不变量、ひずみ不变量を抽出し、それらの関係を対応する実験結果と比較して、本モデルが応力不变量やひずみ不变量の関係を解析的にも表現していることを示した。除荷再載荷の経路で微小載荷パルスを与え実験的に得られる非線形弾性可逆剛性が、解析的に再現できることを確認し、さらに鋼管コンクリート解析を通して本モデルが表現する受動的拘束効果を検証した。巨視的な耐荷機構をマイクロプレーンの耐荷応答機構の観点から説明することもできた。

**Key Words :** general constitutive law, multiaxial stress, transition from brittle to ductile fracture, confinement effect, cyclic response, concrete confined by a steel tube

## 1. まえがき

マイクロプレーンモデルは、圧縮応力状態と引張応力状態、1軸応力状態と多軸応力状態、硬化領域と軟化領域などを区別することなく統一的にコンクリートへ適用可能な構成則であり、コンクリート構造物の非線形解析への応用が期待されている。

著者<sup>1)</sup>は、一般的多軸応力場に適用可能なマイクロプレーンモデルであるPratモデル<sup>2)</sup>とHasegawaモデル（マイクロプレーンコンクリートモデル：microplane concrete model：MPCモデルと略す）<sup>3)</sup>について、基本的な定式化の相違、すなわちマイクロプレーンの垂直一せん断成分による定式化（N-S定式化）と巨視体積一偏差一せん断成分による定式化（V-D-S定式化）の相違が予測精度に及ぼす影響を広範な応力状態に関して統一的に検討した。その結果、V-D-S定式化モデルは、マイクロプレーンの本来有する特質が崩され、モデルの特徴的な基本概念が不明瞭になっていくことに加えて、広範な応力状態で同一の材料定数を用いて、良好な予測精度を得ることができなかつた。一方、マイクロプレーンの特徴的な基本概念に回帰し構築したN-S定式化モデルは、2軸応力状態や低拘束圧状態に関して実用上十分な予測精度を有するものであるが、高拘束圧下における耐力増加やぜい性一塑性遷移挙動を良好に表現できないことなどが明らかになった。

そこで著者<sup>4)</sup>は、N-S定式化によるHasegawaモデル

（MPCモデル）がV-D-S定式化モデルと比べて比較的良好な予測精度を与えるという前述の検討結果に基づいて、N-S定式化によるMPCモデルの改良を行なった。特に、拘束効果に関する予測精度を向上させてMPCモデルの適用限界を広げ、より汎用性の高い構成則を開発するため、マイクロプレーンのせん断成分と同様に垂直成分に関してもマイクロプレーン間の複雑な相互作用を考慮した一般化マイクロプレーンコンクリートモデル（enhanced microplane concrete model：一般化MPCモデルと略す）を再構築した。

本研究<sup>5)</sup>では、再構築した一般化MPCモデルを用いて、広範な応力状態に関する解析を統一的に実施し、既往の実験データとの比較を行ない、本モデルの精度と汎用性を検証する。さらに、本モデルによるくりかえし載荷解析の結果から応力不变量、ひずみ不变量を抽出し、それらの関係を対応する実験結果と比較して、一般化マイクロプレーンコンクリートモデルが応力不变量やひずみ不变量の関係を解析的にも表現していることを示す。また、除荷再載荷の経路で微小載荷パルスを与えた場合に得られる非線形弾性可逆剛性が解析的に再現できることを確認し、さらに鋼管コンクリートの解析を通して本モデルが表現する受動的拘束効果を検証する。それぞれの検証解析において、巨視的な耐荷機構や拘束効果が生じるメカニズムをマイクロプレーンの耐荷応答機構や損傷過程の観点から説明し、本モデルが巨視的な物理モデルを強く意識した構成則であることを

示す。

## 2. 解析の概要

### (1) 各解析シリーズの目的と概要

本研究では、一般化MPCモデルの汎用性を検証するために、著者の研究<sup>1)</sup>と同様に広範な応力状態を統一した材料定数で解析することを原則とし、以下のB1～B3の3シリーズの解析を行なった。

#### a) 解析シリーズB1

コンクリートの単調載荷による多軸応力下の構成関係を統一した材料定数で解析し、広範な応力状態に対する一般化MPCモデルの汎用性を検証する。すなわち、Smithら<sup>6)</sup>の圧縮子午線上の3軸圧縮実験（1軸圧縮実験を含む）をシミュレートし、同定された材料定数を使用して、引張子午線上の3軸圧縮解析（1軸引張解析を含む）、2軸圧縮-圧縮解析、2軸圧縮-引張解析、2軸引張-引張解析を行なう。

受動的拘束状態にあるコンクリートの構成関係に関する予測能力を検証するため鋼管コンクリート解析を実施する。鋼管コンクリート解析は、著者の研究<sup>1)</sup>と同様に、理想的な受動的拘束状態を仮定して、鋼管とコンクリートの周方向に関するひずみの適合条件と応力のつりあい条件に基づき、コンクリートと鋼管の構成方程式を連立解法した。拘束応力レベルの影響を検討するため、パラメータ  $\rho_s f_{sy}/2$  を変化させて解析を実施し（ $\rho_s$ ：鋼管の体積比、 $f_{sy}$ ：鋼管の引張降伏強度），鋼管は、弾性係数  $E_s = 2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$  と引張降伏強度  $f_{sy} = 3000 \text{ kgf/cm}^2$  で定義される弾性完全塑性とした。

#### b) 解析シリーズB2

一般化MPCモデルは、既往の現象学的構成則で仮定されるテンソル不变量の関係を必要としないが、逆にそれらを解析的に表現することも可能であると考えられる。解析シリーズB2では、van Mier<sup>7)</sup>を行なったくりかえし1軸・2軸・3軸圧縮実験（試験体2B2-2, 9B1-3, 7A2-4）を一般化MPCモデルによりシミュレートし、それらのくりかえし載荷解析結果から応力テンソル、弾性ひずみテンソル、塑性ひずみテンソルの不变量を評価して、それらの関係を対応する実験結果と比較することによって、一般化MPCモデルが応力不变量やひずみ不变量の関係を解析的にも表現していることを示す。

#### c) 解析シリーズB3

小田川<sup>8)</sup>および小田川ら<sup>9)</sup>は、くりかえし1軸圧縮実験における高応力レベルからの除荷再載荷過程で、高速度の微小載荷パルスを導入することによつ

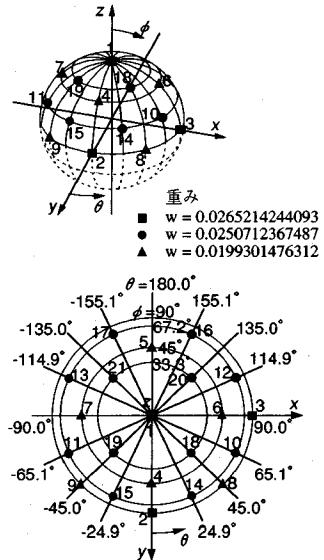


図-1 単位半球面上の21点の数値積分点

て、除荷再載荷時の応力経路や時間には依存せず応力レベルのみに依存する非線形弾性可逆剛性を実験的に抽出した。解析シリーズB3では、小田川らが行なった微小載荷パルスを導入したくりかえし載荷実験を一般化MPCモデルによってシミュレートする。そして、その解析の除荷再載荷における非線形弾性可逆剛性を算定することによって、本モデルのくりかえし応答特性についての検証を行なう。解析対象としては解析シリーズB2で取り上げたvan Mierのくりかえし1軸圧縮試験体2B2-2を再び選定し、除荷再載荷過程で高ひずみ速度の微小載荷パルスを導入した。

### (2) 構成方程式の解法

本研究では、著者の研究<sup>1)</sup>と同様な手法によって一般化MPCモデルの構成方程式を数値解法した。なお、増分弾性剛性テンソル  $C_{ijrs}$  と増分非弾性応力テンソル  $d\sigma_{ij}^n$  の半球面積分<sup>4)</sup>も著者の研究<sup>1)</sup>と同様にBazantら<sup>10)</sup>の21点半球面積分公式（図-1 参照）を使用して評価した。

### (3) 一般化MPCモデルの材料定数

一般化MPCモデルでは、初期弾性係数  $E^0$  と初期ボアソン比  $v^0$  を除いて以下の3グループの材料定数を設定する必要がある<sup>4)</sup>。

- 1) マイクロプレーンの各成分の処女載荷に関係する  
材料定数

垂直引張： $\sigma_{NT}^0, \zeta_{NT}, \gamma_{NT}, p_{NT}$ ；垂直圧縮軟化：  
 $\sigma_{NC}^0, \zeta_{NC}, \gamma_{NC}, p_{NC}$ ；垂直完全塑性： $\sigma_{Np}^0, \zeta_{Np}$

表-1 解析シリーズB1～B3の材料定数

材料定数	解析シリーズ						推奨値	
	B1			B2		B3		
	1軸	2軸	3軸					
垂直引張	$\sigma_{NT}^0(kgf/cm^2)$	40.0	45.0	45.0	50.0	45.0	(1.2～1.3) $f_i$	
	$\zeta_{NT}$	0.3	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	
	$\gamma_{NT}$	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	
	$p_{NT}$	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	
垂直圧縮(軟化)	$\rho_{NT}$ (sec)	$10^3$	$10^3$	$10^4$	$10^3$	$10^5$	$10^5$	
	$\sigma_{NC}^0(kgf/cm^2)$	-400	-600	-600	-500	-600	(1.2～1.4) $f_i$	
	$\zeta_{NC}$	0.3	0.7	0.7	0.3	0.7	0.3	
	$\gamma_{NC}$	1.0	1.0	1.0	0.5	1.0	1.0	
垂直圧縮(完全塑性)	$p_{NC}$	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	
	$\rho_{NC}$ (sec)	$10^7$	$10^7$	$10^7$	$10^7$	$10^7$	$10^7$	
	$\sigma_{NP}^0(kgf/cm^2)$	-1200	-1200	-1200	-1200	-1200	(3.0～4.0) $f_i$	
	$\zeta_{NP}$	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	
せん断(引張の $S_N$ )	$\sigma_{TT}^0(kgf/cm^2)$	17.0	30.0	30.0	20.0	30.0	(0.5～0.8) $f_i$	
	$\zeta_{TT}$	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	
	$\gamma_{TT}$	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	
	$p_{TT}$	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	
せん断(圧縮の $S_N$ )	$\mu_{TT}$	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	
	$r_{min}^0$	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	
	$p_{TC}$ (sec)	$10^6$	$10^6$	$10^9$	$10^6$	$10^6$	$10^6$	
	$\sigma_{TC}^0(kgf/cm^2)$	17.0	30.0	30.0	20.0	30.0	(0.5～0.8) $f_i$	
せん断(圧縮の $S_N$ )	$\zeta_{TC}$	0.5	0.7	0.9	0.5	0.7	0.7	
	$\gamma_{TC}$	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	
	$p_{TC}$	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	
	$\mu_{TC}$	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	0.6	
垂直圧縮の側方依存性	$S_N^p(kgf/cm^2)$	-300	-600	-400	-400	-600	(0.8～1.0) $f_i$	
	$p_{TC}$ (sec)	$10^8$	$10^5$	$10^8$	$10^6$	$10^9$	$10^6$	
	$\varepsilon_{LD}^1$	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	
	$\varepsilon_{LD}^p$	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	
解析結果	$m$	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	
	$S_{LC}^p(kgf/cm^2)$	-500	-300	-300	-300	-300	(0.7～1.6) $f_i$	
	$f_c^0(kgf/cm^2)$	336	439	454	417	439		
	$f_t(kgf/cm^2)$	30.1	37.1	35.8	38.4	37.1		
実験結果	$f_c^0(kgf/cm^2)$	343	429	492	434	429		
	$f_t(kgf/cm^2)$	—	28.1*	28.5	28.1*	28.1*		

\*: 同配合ではあるが異なったバッチのコンクリートを使用

■: 一定に固定された値

；垂直静水圧： $C_N^f$ ，  $\sigma_a$ ，  $\sigma_b$ ，  $p_H$ ，  $q_H$ ；垂直圧縮の側方依存性： $\varepsilon_{LD}^1$ ，  $\varepsilon_{LD}^p$ ，  $m$ ，  $S_{LC}^p$ 。

引張直応力下のせん断： $\sigma_{TT}^0$ ，  $\zeta_{TT}$ ，  $\gamma_{TT}$ ，  $p_{TT}$ ，  $\mu_{TT}$ ，  $r_{min}^0$ ；圧縮直応力下のせん断： $\sigma_{TC}^0$ ，  $\zeta_{TC}$ ，  $\gamma_{TC}$ ，  $p_{TC}$ ，  $\mu_{TC}$ ，  $S_N^p$ 。

2) マイクロプレーンの除荷と再載荷に関する材料定数

垂直引張： $\alpha_{NT}$ ，  $U_{max}^{NT}$ ，  $U_{min}^{NT}$ ，  $R_{max}^{NT}$ ，  $R_{min}^{NT}$ ；垂直圧縮軟化： $\alpha_{NC}$ ，  $U_{max}^{Ns}$ ，  $U_{min}^{Ns}$ ，  $R_{max}^{Ns}$ ，  $R_{min}^{Ns}$ ；垂直完全塑性： $U_{max}^{NP}$ ，  $U_{min}^{NP}$ ，  $R_{max}^{NP}$ ，  $R_{min}^{NP}$ ；垂直静水圧： $U_{max}^{Nh}$ ，  $U_{min}^{Nh}$ ，  $R_{max}^{Nh}$ ，  $R_{min}^{Nh}$ 。

引張直応力下のせん断： $\alpha_{TT}$ ，  $U_{max}^{TT}$ ，  $U_{min}^{TT}$ ，  $R_{max}^{TT}$ ，  $R_{min}^{TT}$ ；圧縮直応力下のせん断： $\alpha_{TC}$ ，  $U_{max}^{TC}$ ，  $U_{min}^{TC}$ ，  $R_{max}^{TC}$ ，  $R_{min}^{TC}$ ，  $U_{max}^{Tp}$ ，  $U_{min}^{Tp}$ ，  $R_{max}^{Tp}$ ，  $R_{min}^{Tp}$ 。

3) マイクロプレーンの速度効果に関する材料定数  
垂直引張： $\rho_{NT}$ ；垂直圧縮軟化・完全塑性・静水圧： $\rho_{NC}$ 。

引張直応力下のせん断： $\rho_{TT}$ ；圧縮直応力下のせん断： $\rho_{TC}$ 。

表-1は、解析シリーズB1～B3において設定されたマイクロプレーンの処女載荷および速度効果に関する材料定数である。なお、解析シリーズB2で対象としたvan Mier<sup>7)</sup>のくりかえし1軸・2軸・3軸圧縮試験体は、それぞれ異なるバッチのコンクリートを用いて製作されているため、それぞれの解析で別個に最適な材料定数を同定した。

巨視的な静水圧載荷拳動の場合、すべてのマイクロプレーン上でせん断ひずみが発生せず垂直成分の静水圧載荷のみが生じるので、垂直成分の静水圧載荷曲線の材料定数は、コンクリートの静水圧圧縮実験データへの直接当てはめを行なうことによって決定できる。しかし、コンクリートの構成関係実験においては通常、静水圧圧縮実験を並行して実施することは非常に希である。そこで静水圧圧縮実験を並行して実施していない既往の実験データに関する本解析では、長谷川<sup>4)</sup>の研究におけるGreenら<sup>11)</sup>の実験に対する最適当てはめ値、  $C_N^f = C_N^0$ ，  $\sigma_a = -965 kgf/cm^2$ ，  $\sigma_b = -63060 kgf/cm^2$ ，  $p_H = q_H = 1.0$ を便宜上用いた。

一種類のひずみ速度のみを対象とした本解析では、マイクロプレーンのレラクゼーション時間 $\rho$ に関する無限大値 $\rho^\infty$ を設定することによって、ひずみ速度効果を無視することにした。コンクリートの静的な構成関係実験における最も典型的なひずみ速度  $\dot{\epsilon} = 10^{-6} \sim 10^{-5}/sec$  の場合、垂直引張成分、垂直圧縮成分、引張および圧縮の直応力下におけるせん断成分に関するレラクゼーション時間の無限大値 $\rho_{NT}^\infty$ ，  $\rho_{NC}^\infty$ ，  $\rho_{TT}^\infty$ ，  $\rho_{TC}^\infty$ は、次の式(1)のように仮定できると判断し、本解析ではこれらの値を用いた。

$$\begin{aligned}\rho_{NT}^\infty &= 10^5(sec) ; \rho_{NC}^\infty = 10^7(sec) \\ \rho_{TT}^\infty &= 10^6(sec) ; \rho_{TC}^\infty = 10^6(sec)\end{aligned}\quad (1)$$

くりかえし載荷解析の結果、MPCモデルと同様に、マイクロプレーンの軟化に関する漸進的損傷を特徴づける重み係数 $\alpha$ は、すべての成分について同一の値とすることが可能であると判断した（式(2)）。

$$\alpha_{NT} = \alpha_{NC} = \alpha_{TT} = \alpha_{TC} = 0.2 \quad (2)$$

垂直成分の静水圧応答、完全塑性応答およびせん断成分の完全塑性応答の場合は、除荷と再載荷においてヒステリシスが生じないと仮定したが、垂直成分の引張軟化応答と圧縮軟化応答、引張および圧縮

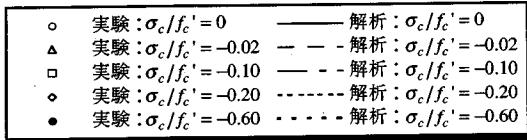


図-2 圧縮子午線上の3軸圧縮解析

の直応力下におけるせん断軟化応答に関しては、その除荷と再載荷で同一のヒステリシス特性（式(3))を仮定した。

$$U_{\max}^{NT} = U_{\max}^{Ns} = U_{\max}^{TT} = U_{\max}^{TC} = 2.0 \quad (3a)$$

$$U_{\min}^{NT} = U_{\min}^{Ns} = U_{\min}^{TT} = U_{\min}^{TC} = 0.5 \quad (3b)$$

$$R_{\max}^{NT} = R_{\max}^{Ns} = R_{\max}^{TT} = R_{\max}^{TC} = 2.0 \quad (3c)$$

$$R_{\min}^{NT} = R_{\min}^{Ns} = R_{\min}^{TT} = R_{\min}^{TC} = 0.5 \quad (3d)$$

$$U_{\max}^{Np} = U_{\min}^{Np} = R_{\max}^{Np} = R_{\min}^{Np} = 1.0 \quad (3e)$$

$$U_{\max}^{Nh} = U_{\min}^{Nh} = R_{\max}^{Nh} = R_{\min}^{Nh} = 1.0 \quad (3f)$$

$$U_{\max}^{Tp} = U_{\min}^{Tp} = R_{\max}^{Tp} = R_{\min}^{Tp} = 1.0 \quad (3g)$$

### 3. 広範な応力状態に関する検証

(解析シリーズB1)

#### (1) 3軸圧縮解析

図-2は圧縮子午線上の3軸圧縮解析から得られた応力-ひずみ関係をSmithら<sup>6)</sup>の実験結果と比較したものであり、図-3には、引張子午線上の3軸圧縮解析での応力-ひずみ関係を示した（ $\sigma_c$ ：周圧、 $\sigma_h$ ：静水圧、 $f'_c$ ：1軸圧縮強度(+))。

図-2より、一般化MPCモデルは圧縮子午線上の3軸圧縮状態における拘束圧の増大とともに最大応力の上昇やじん性の向上を概ね良好に把握することができると考えられる。Smithらの実験での応力-ひずみ関係と比較すると、解析結果は高拘束圧レベルでの最大応力とじん性能を少し過大評価しているといえるが、せい性-塑性遷移領域でのポアソン比の変化については、ほぼ妥当な予測精度である。

図-4は、解析シリーズB1の最大応力の結果から描いた破壊曲面の圧縮子午線および引張子午線を示したものである。同図にはBalmer<sup>12)</sup>、Richartら<sup>13)</sup>、Kupferら<sup>14)</sup>、Smithら<sup>6)</sup>の既往の実験結果、および

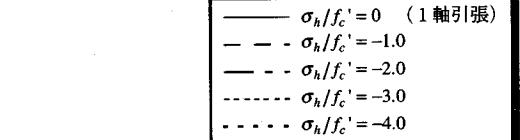


図-3 引張子午線上の3軸圧縮解析

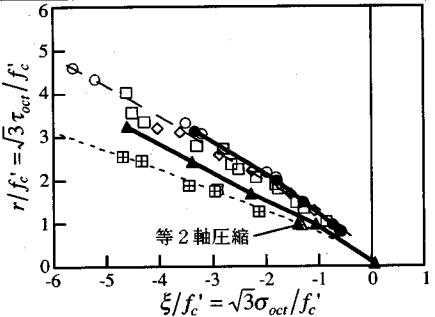
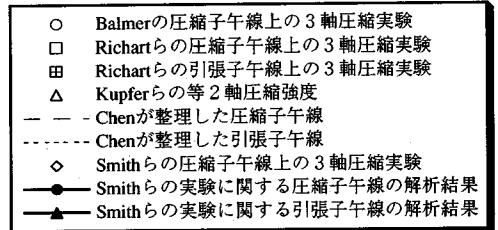


図-4 圧縮子午線と引張子午線の解析結果

Chen<sup>15)</sup>が整理した子午線も示してあり、 $\sigma_{oct} = I_1/3 = \sigma_{ii}/3$ と $\tau_{oct} = \sqrt{2J_2}/3$ は八面体垂直応力と八面体せん断応力である ( $J_2$ ：偏差応力テンソルの2次不変量)。なお、本論文ではテンソルをその成分で表現する成分表示法を採用することとし、テンソルの下付き添字*i*などはデカルト直交座標 $x_i$  ( $x$ ,  $y$ ,  $z$ )などを参照するものである ( $i = 1, 2, 3$ )。

図-4より、本解析における破壊曲面の圧縮子午線は、既往の実験結果と良好に一致しているが、低拘束圧領域に比べ高拘束圧領域での破壊曲面を若干過大に評価している。破壊曲面の引張子午線は、既往の実験結果と比較して明らかに過大評価されており、既往の実験での圧縮子午線と引張子午線とのほぼ中間に位置している。すなわち本解析では3軸圧縮状態における中間主応力（偏差応力テンソルの3次不変量 $J_3$ ）の影響を過小評価していると考えられ

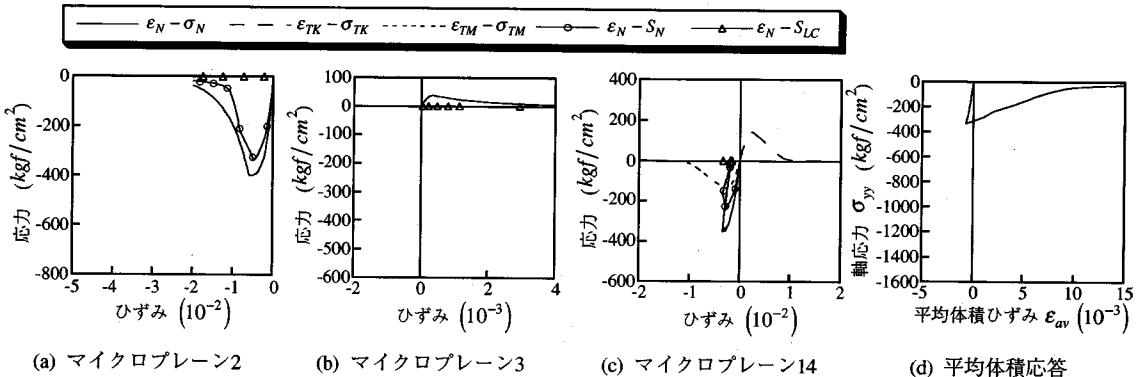


図-5 解析シリーズB1の1軸圧縮解析

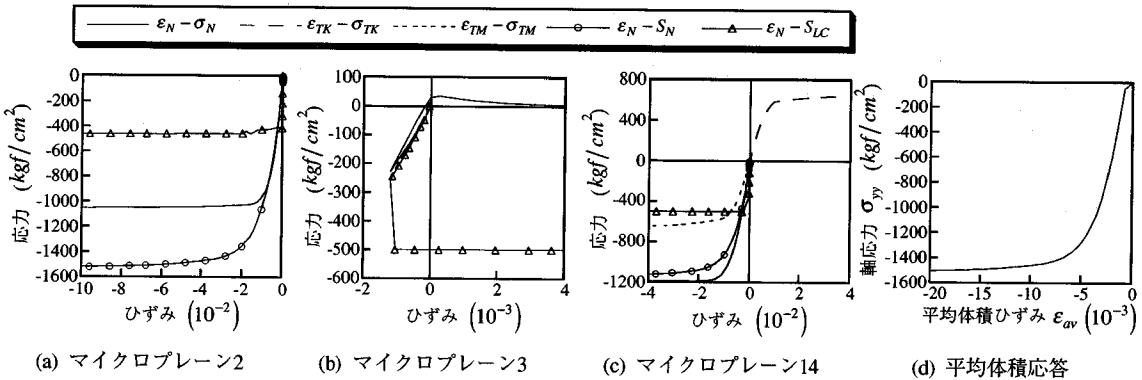


図-6 解析シリーズB1の3軸圧縮解析 ( $\sigma_c/f_c' = -0.60$ )

る。一般化MPCモデルに関しては、MPCモデル<sup>1)</sup>で確認されたように高拘束圧下において圧縮子午線と引張子午線が交差し静水圧軸に対して閉じる傾向はまったくなく、垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性と側方応力依存性およびせん断摩擦則（拘束にともなうせん断じん性の変化）が機能し、ほぼ妥当な拘束効果が得られたと考えられる。

図-5と図-6は、1軸圧縮解析および圧縮子午線上の3軸圧縮解析 ( $\sigma_c/f_c' = -0.60$ ) での球面数値積分点（マイクロプレーン）2, 3, 14における垂直応答、K-せん断応答、M-せん断応答、および平均体積応答である（球面数値積分点の配置については図-1を参照）。

図-5と図-6を比較すると、1軸圧縮解析ではマイクロプレーン3の垂直引張損傷に代表される割裂ひび割れが、早期に発生し巨視的な耐力を低下させているのに対して、3軸圧縮解析では周圧  $\sigma_c$  の導入時にマイクロプレーン3で垂直圧縮載荷時にプレストレスの役目をなし垂直引張損傷を遅延させることになり、巨視的な耐力が増加する拘束効果を生じさせるのである。実際のコンクリート<sup>16)</sup>や二相モデル

コンクリート<sup>17), 18)</sup>を用いた1軸圧縮実験では、載荷初期に粗骨材とモルタルマトリックスの載荷軸方向に沿った界面（マイクロプレーン3に対応）でひび割れが発生し、最終的には載荷軸に垂直な界面領域（マイクロプレーン2に対応）の破壊によって試験体が崩壊することが示されており、本解析結果とよく対応している。また、Krishnasamy<sup>19)</sup>や丹羽ら<sup>20)</sup>のコンクリート3軸圧縮実験では、拘束圧の増大が粗骨材とモルタルマトリックスの界面ひび割れやモルタルひび割れの発達を遅延させる、または顕著なモルタルひび割れを発生しにくくしていることが明らかにされており、本解析での拘束効果のメカニズムはこれらの実験とよく対応しているといえる。

本モデルでは、垂直圧縮応答の側方応力依存性および拘束にともなうせん断じん性の変化を考慮するために、3軸圧縮解析におけるマイクロプレーン2と14の垂直応答やせん断応答が、図-6(a), (c)のように完全塑性状態となっているが、MPCモデル<sup>1)</sup>の場合にはマイクロプレーンで軟化が生じており、これが巨視的な拘束効果を過小に評価する結果となっていた。

図-5(a)～(c) (1軸圧縮) および図-6(a)～(c)

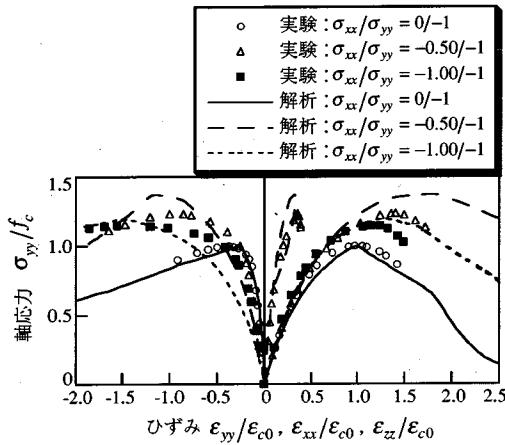


図-7 2軸圧縮-圧縮解析

(3軸圧縮)には、各マイクロプレーンでの直応力 $S_N$ と側方拘束応力 $S_{LC}$ が垂直ひずみ $\varepsilon_N$ とともにどのような履歴を経ているかが示されている。1軸圧縮解析における $S_N$ と $S_{LC}$ は、3軸圧縮解析におけるそれらと比較して非常に小さく、そのために垂直応答とせん断応答のピーク応力値も低く、また軟化挙動となっており、これが耐力の低いぜい性的な1軸圧縮応答を与える原因となっている。

図-5(c)に示したマイクロプレーン14の垂直応答では、MPCモデル<sup>10</sup>と同様に、圧縮荷から除荷を生じている。この垂直圧縮除荷は、ほぼ巨視的な最大応力時に開始しており、最大応力後に生じる体積膨張(図-5(d)参照)のために、このマイクロプレーンの増分垂直ひずみが圧縮から引張に転じたことに起因している。このような除荷応答は、本モデルが表現する経路依存性を作り出す重要なメカニズムであると考えられる。二相モデルコンクリートを用いた小阪ら<sup>17</sup>や和泉ら<sup>18</sup>の1軸圧縮実験および実際のコンクリートを用いた小阪ら<sup>19</sup>の1軸圧縮実験においても、載荷軸に傾斜した方向の除荷応答が観察されており、本解析結果とよく対応している。

図-6(d)より、3軸圧縮解析の場合は体積膨張が生じないため、マイクロプレーン14において垂直圧縮除荷が起こることはない。高拘束圧下の3軸圧縮解析において体積膨張が生じるのは、1軸圧縮と比較して3軸圧縮におけるマイクロプレーンの垂直引張損傷がかなり遅延され、また垂直引張状態となるマイクロプレーンが少ないとなどに原因していると考えられる。本モデルにおけるこのような拘束効果のメカニズムは、前述したように実際のコンクリートに生じる微視的な破壊現象とよく対応しており、微視的な物理モデルを強く意識した構成則である本モデルの特徴を表わしている。

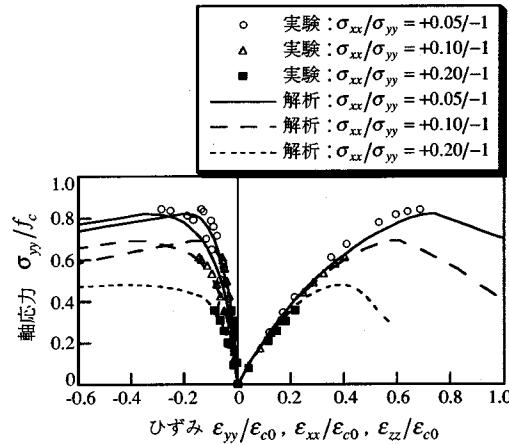


図-8 2軸圧縮-引張解析

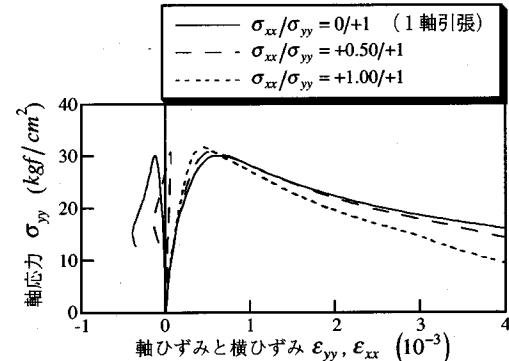


図-9 2軸引張-引張解析

## (2) 2軸応力解析

図-7と図-8では、2軸圧縮-圧縮解析、2軸圧縮-引張解析から得られた応力-ひずみ関係が、Kupferら<sup>14</sup>の実験結果と比較されている( $\varepsilon_{c0}$ :1軸圧縮強度時の軸ひずみ(-))。図-9は、2軸引張-引張解析における応力-ひずみ関係である。

図-7、図-8、図-9から、本モデルは2軸強度を多少過大評価するが、全2軸応力領域における最大応力前の応力-ひずみ関係を概ね良好に記述できると考えられる。特に圧縮-圧縮応力状態の構成関係は硬化領域のみならず軟化領域についても良好である。しかし、引張-引張応力状態に関しては本来、マイクロプレーンモデルが破壊進行領域のような損傷の局所化する領域の構成関係を記述するものであるため、最大応力前の非線形性を過大に評価する。実験では損傷領域の寸法に比較して試験体寸法が大きいため、破壊局所化現象が生じ、最大応力前ではほとんど非線形性を示さないので、実験結果は解析結果から偏差していた。

図-10は、本解析の最大応力の結果から描いた2軸強度包絡線をKupferら<sup>14</sup>の実験結果と比較したも

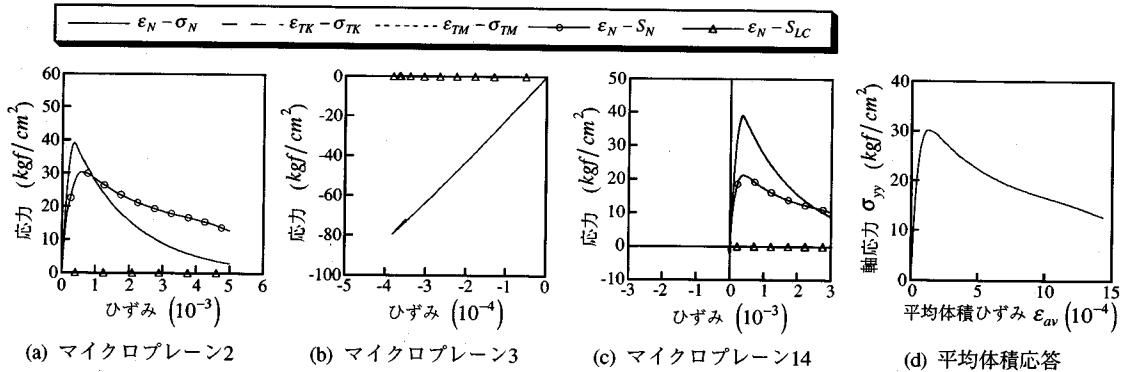
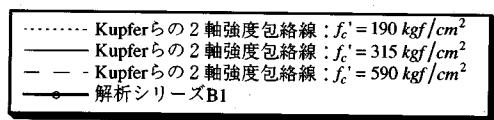


図-11 解析シリーズB1の1軸引張解析

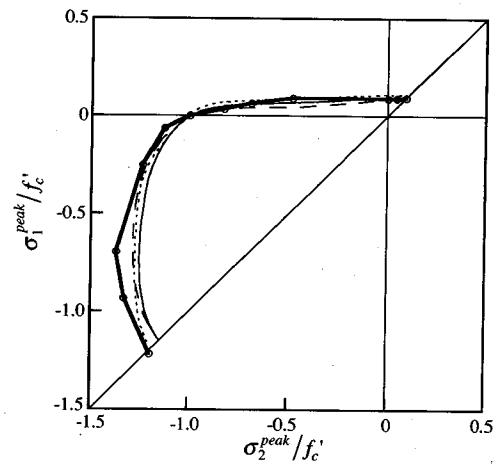
のである。MPCモデル<sup>1)</sup>の場合には1軸引張強度や2軸圧縮-圧縮強度を多少大きめに予測していた。特にV-D-S定式化モデルの2軸強度包絡線は実験結果と大きくかけ離れていた<sup>1)</sup>。しかし、一般化MPCモデルを用いた本解析では、図-10に示したようにすべての2軸応力領域における強度包絡線を非常に良好な精度で再現している。得られた1軸圧縮強度と1軸引張強度の比率も、実験で確認されているものによく一致している。

図-9および図-11(d)で示した1軸引張解析における軸引張応答および平均体積応答より、一般化MPCモデルにおいてもMPCモデル<sup>1)</sup>の場合と同様に、引張軸ひずみが大きいため平均体積ひずみ応答は単調引張となっているが、ひずみ硬化領域、軟化領域を通してボアソン比（全軸ひずみに対する全横ひずみの比）は正值を保っており合理的で良好な引張構成関係を表現しているといえる。長谷川<sup>1)</sup>の研究で指摘されたように、V-D-S定式化モデルを用いた場合の1軸引張応答では、横方向x（ボアソンひずみ方向）に引張膨張変形が生じており明らかに不合理な結果であったのに対して、本モデルの垂直せん断成分定式化の有効性が検証できた。

本モデルでは、引張の直応力下におけるせん断応答の場合にもせん断摩擦則を適用している。そのため、図-11(c)に示したように、大きな引張の直応力 $S_N$ が作用するマイクロプレーン14では、せん断応答のピーク応力が非常に小さくなり（K-せん断応答およびM-せん断応答のピーク応力は、それぞれ $-1.9$ ,  $+2.3 \text{ kgf/cm}^2$ ），載荷初期にせん断損傷が生じせん断耐荷力を失うが、それに比較して垂直引張応答が顕著化している。すなわち、本解析は巨視的



(a) 圧縮-引張および引張-引張応力領域



(b) 全2軸応力領域

図-10 2軸強度包絡線の解析結果

な1軸引張応力下において微視的な垂直引張のマイクロクラックが卓越するが、同時に微視的なせん断によるマイクロクラックも生じることを示しており、このことはアコースティック・エミッഷョンによるコンクリートの微視的な破壊機構に関する実験的観察結果（例えば、Ouyangら<sup>21)</sup>）と一致する。

図-9に示した引張-引張応力下の挙動は、1軸

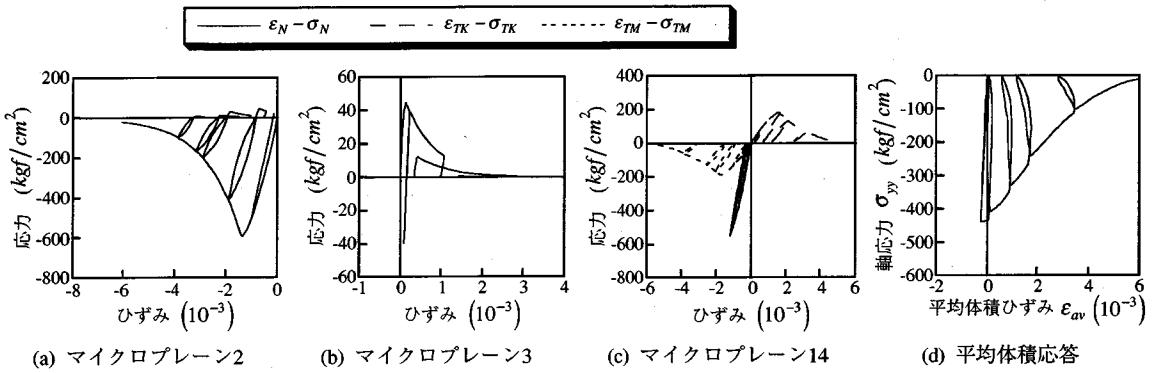


図-1-3 解析シリーズB2のくりかえし1軸圧縮解析 ( $\sigma_{\text{lim}} = 0 \text{ kgf/cm}^2$ )

引張応力状態と大きな差異がなく、また最大応力も1軸引張強度とほぼ同じであり、コンクリート材料の特性をよく再現できている。

以上より、一般化MPCモデルは、1軸圧縮応力、1軸引張応力、2軸圧縮-圧縮応力、2軸圧縮-引張応力、2軸引張-引張応力、3軸圧縮応力の各状態について良好な構成関係や多軸強度特性を予測できる。また、本モデルは、各応力状態下においてマイクロプレーンでの応答がコンクリートの微視的な損傷現象<sup>16)~23)</sup>と非常によく対応しており、微視的な物理モデルを強く意識した構成則として高い合理性を有するものであると考えられる。

#### 4. くりかえし載荷解析による不変量の検討 (解析シリーズB2)

##### (1) くりかえし載荷解析の結果

###### a) くりかえし1軸圧縮解析

本解析で対象としたvan Mier<sup>7)</sup>のくりかえし1軸圧縮試験体B2-2は、くりかえし下限応力  $\sigma_{\text{lim}}$  を  $\sigma_{\text{lim}} = -50 \text{ kgf/cm}^2$  と設定したものであるため、最初に  $\sigma_{\text{lim}} = -50 \text{ kgf/cm}^2$  とした解析によって実験結果との適合性を検討した後に、さらに  $\sigma_{\text{lim}} = 0 \text{ kgf/cm}^2$  とした解析を実施し、後者の解析結果からテンソルの不変量を評価した。図-1-2は、 $\sigma_{\text{lim}} = 0 \text{ kgf/cm}^2$  としたくりかえし1軸圧縮解析の応力-ひずみ関係を  $\sigma_{\text{lim}} = -50 \text{ kgf/cm}^2$  の場合および単調載荷解析の場合と比較したものである。図-1-3(a)~(c)は、 $\sigma_{\text{lim}} = 0 \text{ kgf/cm}^2$  とした場合の球面数値積分点（マイクロプレーン）2, 3, 14における垂直応答、K-せん断応答、M-せん断応答であり、図-1-3(d)は、軸応力  $\sigma_{yy}$  と平均体積ひずみ  $\varepsilon_{av}$  ( $= \varepsilon_{ii}/3$ ) の関係を示したものである。

図-1-2よりわかるように解析では実験に比較して軟化剛性を過小評価しており、また軟化領域での

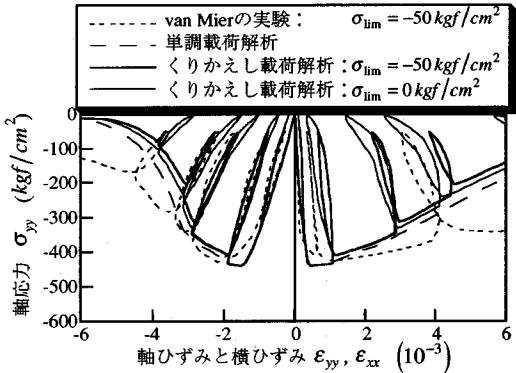


図-1-2 解析シリーズB2のくりかえし1軸圧縮解析

ポアソン効果が小さめになっているが、軟化領域での除荷再載荷剛性の漸進的低下は良好に再現されている。本解析は、試験体が一様な応力・ひずみ場であると仮定したものであり軟化破壊の局所化現象を無視しており、このことが軟化域での過小なポアソン効果の原因の一つであると考えられる。

図-1-2で示されるように本モデルは、コンクリートのくりかえし1軸圧縮挙動の特徴であるヒステリシスループの形状や幅の変化を良好に予測できる。 $\sigma_{\text{lim}} = 0 \text{ kgf/cm}^2$  の解析では、図-1-3(a)のように第2くりかえしサイクル以降におけるマイクロプレーン2での垂直圧縮からの除荷が引張軟化領域にまで進行しているため、図-1-2のように低応力レベルにおける巨視的ヒステリシスループの折れ曲がりが顕著になる。1軸圧縮の方向に垂直であるマイクロプレーン2で引張のマイクロプレーン応力が発生している理由は、本モデルの増分応力テンソルがマイクロプレーンの増分応力の積分形で表わされていること<sup>4)</sup>から理解できる。すなわち、本モデルでは巨視応力がその巨視応力の方向のマイクロプレーン応力とつりあっているのではなく、全マイクロプレーン応力の積分値とつりあっているのである。

$\sigma_{\text{lim}} = 0 \text{ kgf/cm}^2$  の解析におけるマイクロプレーン

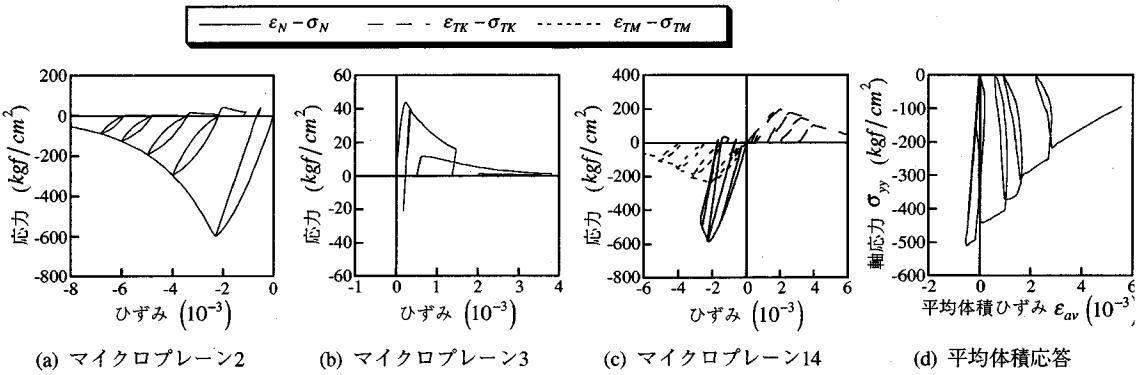


図-15 解析シリーズB2のくりかえし2軸圧縮解析

14でのせん断応答（図-13(c)）は、完全にゼロせん断応力まで除荷しているため、ヒステリシスが大きくなり、このことが $\sigma_{lim} = -50 \text{ kgf/cm}^2$ の場合と比較して巨視的なヒステリシス幅の拡大している原因の一つになっていると考えられる。

#### b) くりかえし2軸圧縮解析

van Mier<sup>7)</sup>のくりかえし2軸圧縮実験（試験体9B1-3）は、2軸応力比を $\sigma_{xx}/\sigma_{yy} = -0.05/-1$ とした平面応力状態の試験であり、 $\sigma_{lim} = 0 \text{ kgf/cm}^2$ である。

図-14は、van Mierのくりかえし2軸圧縮試験体9B1-3の応力-ひずみ関係を本モデルによる単調載荷解析およびくりかえし載荷解析の結果と比較したものである。図-15(a)～(c)は、くりかえし載荷解析での球面数値積分点（マイクロプレーン）2, 3, 14における垂直応答、K-せん断応答、M-せん断応答であり、図-15(d)は、軸応力 $\sigma_{yy}$ と平均体積ひずみ $\varepsilon_{av}$ (=  $\varepsilon_{ii}/3$ )の関係を示したものである。

図-14より、解析では実験における軟化勾配をほぼ妥当に再現しているが、実験データに比較して横ひずみ $\varepsilon_{xx}$ を大きめに評価している。軟化領域での除荷再載荷剛性の漸進的低下は、くりかえし1軸圧縮解析と同様には良好に再現されている。

くりかえし1軸圧縮解析の場合と同様に、本モデルはくりかえし2軸圧縮挙動における特徴的なヒステリシスループの形状変化をとらえているが、実験のゼロ応力近傍における顕著な折れ曲がりを予測できていない。また解析でのヒステリシスループの幅は、実験でのそれに比較して小さい。van Mierの試験体の変形は鋼製ブラシ載荷板と接着用エポキシ樹脂の変形を含めて測定され、実験後にそれらの補正がなされたため、このことが前述の原因の一つになっているとも考えられる。

図-14および図-15より、くりかえし2軸圧縮解析における低応力レベルでのヒステリシスループの折れ曲がりも、くりかえし1軸圧縮解析の場合

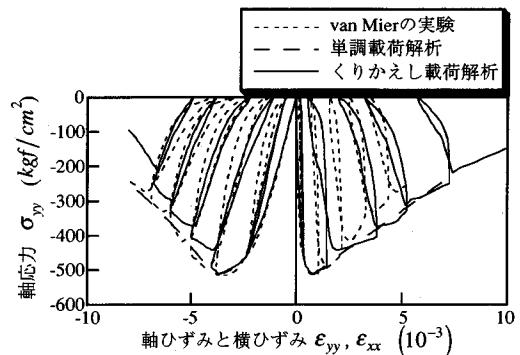


図-14 解析シリーズB2のくりかえし2軸圧縮解析

と同様に、垂直圧縮除荷から引張領域へ垂直ひずみが進行する際の交番くりかえし載荷特性に依存している。くりかえし1軸圧縮解析では図-13(a), (b)のように、また、くりかえし2軸圧縮解析では図-15(a), (b)のように、巨視的に引張応力が発生していないマイクロプレーンでも巨視的な引張ひずみやマイクロプレーンのくりかえし載荷のために引張のマイクロプレーン応力が発生し微視的な損傷が蓄積される。非均質性材料であるコンクリートは、巨視的に引張応力が発生していない状況下でも、微視的レベルまたはメソレベルにおいては微視的な引張ひずみ・応力とともに微視的な損傷が生じ、これが巨視応答における損傷の源になる<sup>16)～20), 22), 23)</sup>。本モデルによれば、そのようなコンクリートの損傷メカニズムを複雑なマイクロメカニクスモデルに頼ることなく、非常に簡便かつ合理的に構成則へ反映させることができる。

#### c) くりかえし3軸圧縮解析

van Mier<sup>7)</sup>のくりかえし3軸圧縮実験（試験体7A2-4）では、最初に軸応力 $\sigma_{yy}$ を $\sigma_{yy} = 0 \text{ kgf/cm}^2$ として周圧 $\sigma_{xx} = \sigma_{zz} = \sigma_c = -10.2 \text{ kgf/cm}^2$ を載荷し、その後、その周圧を一定に保持し、軸圧縮ひずみ $\varepsilon_{yy}$ を制御するくりかえし載荷が行なわれた。くりかえし下

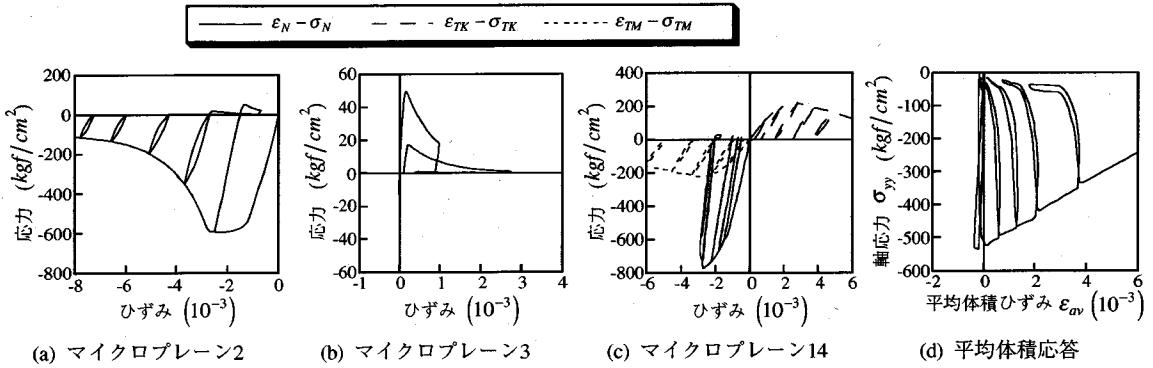


図-17 解析シリーズB2のくりかえし3軸圧縮解析

限応力は  $\sigma_{\text{lim}} = -12.8 \text{ kgf/cm}^2$  と設定された。

図-16は、van Mierのくりかえし3軸圧縮試験体7A2-4の応力-ひずみ関係を本モデルによる単調載荷解析およびくりかえし載荷解析の結果と比較したものである。図-17(a)～(c)は、くりかえし載荷解析での球面数値積分点（マイクロプレーン）2, 3, 14における垂直応答、K一せん断応答、M一せん断応答であり、図-17(d)は、軸応力  $\sigma_{yy}$  と平均体積ひずみ  $\varepsilon_{av}$  ( $= \varepsilon_{ii}/3$ ) の関係を示したものである。

図-16のように解析では実験における軟化剛性を非常に良好に再現しており、また軟化領域での除荷再載荷剛性の漸進的低下も、くりかえし1軸圧縮解析やくりかえし2軸圧縮解析と同様に良好に再現されている。

図-16からわかるように、本くりかえし3軸圧縮解析でのヒステリシスループは、実験結果に比較して低応力レベルにおける折れ曲がりが大きすぎ、またヒステリシスループの幅が小さすぎる。くりかえし3軸圧縮解析では、くりかえし1軸圧縮解析やくりかえし2軸圧縮解析の場合と比較して、マイクロプレーン14（図-17(c)）などにおけるせん断ひずみの振幅が大きいので、せん断応力がゼロのままでせん断ひずみが増減する領域が非常に長く現われる。そのために、巨視的なヒステリシスループの低応力レベルにおける折れ曲がりが大きすぎ、ヒステリシスループの幅も小さすぎる結果になったと考えられる（図-13(c), 図-15(c)参照）。

## (2) 不変量の抽出

以上のように得られたくりかえし載荷解析の結果に基づいて、除荷開始応力テンソル  $\sigma_{ij}$  における塑性ひずみテンソル  $\varepsilon_{pij}$  が、くりかえし載荷によって応力を完全に除荷した時点での残留ひずみテンソルとして定義され、 $\sigma_{ij}$  におけるひずみテンソル  $\varepsilon_{ij}$  を弾性ひずみテンソル  $\varepsilon_{eij}$  と塑性ひずみテンソル  $\varepsilon_{pij}$  とに分解

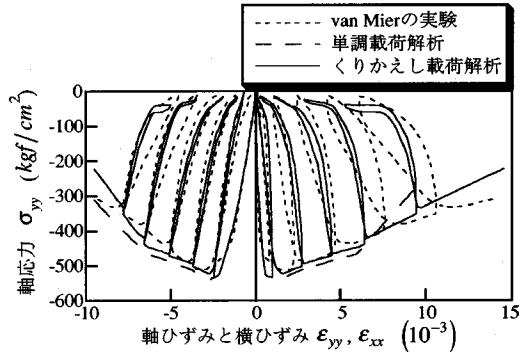


図-16 解析シリーズB2のくりかえし3軸圧縮解析

できると仮定する。 $\sigma_{ij}$ ,  $\varepsilon_{ij}$ ,  $\varepsilon_{eij}$ ,  $\varepsilon_{pij}$  から、式(4)～式(7)に示す偏差応力テンソル  $s_{ij}$ , 偏差ひずみテンソル  $e_{ij}$ , 弹性偏差ひずみテンソル  $e_{eij}$ , 塑性偏差ひずみテンソル  $e_{pij}$  を計算することができる。

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij} \quad (4)$$

$$e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3}\varepsilon_{kk}\delta_{ij} \quad (5)$$

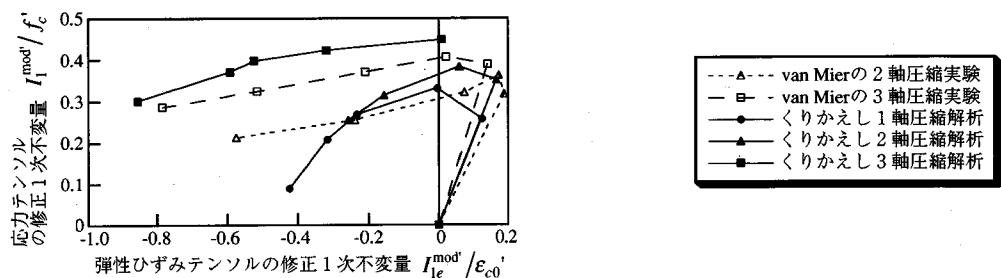
$$e_{eij} = \varepsilon_{eij} - \frac{1}{3}\varepsilon_{ekk}\delta_{ij} \quad (6)$$

$$e_{pij} = \varepsilon_{pij} - \frac{1}{3}\varepsilon_{pkk}\delta_{ij} \quad (7)$$

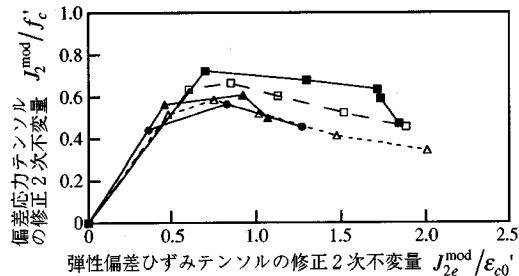
ここで、 $\delta_{ij}$  : Kroneckerのデルタ。

本研究では、Maekawaら<sup>24,25)</sup>の研究で実験的に確認された弾塑性破壊モデルの定式化に利用された不变量のうち、式(8)～式(14)に示した応力テンソルの修正1次不变量  $I_1^{\text{mod}}$ 、偏差応力テンソルの修正2次不变量  $J_2^{\text{mod}}$ 、弹性ひずみテンソルの修正1次不变量  $I_{1e}^{\text{mod}}$ 、弹性ひずみテンソルの修正2次不变量  $J_{2e}^{\text{mod}}$ 、塑性ひずみテンソルの修正1次不变量  $I_{1p}^{\text{mod}}$ 、塑性ひずみテンソルの修正2次不变量  $J_{2p}^{\text{mod}}$ 、破壊パラメータ  $K$  を計算することとした。

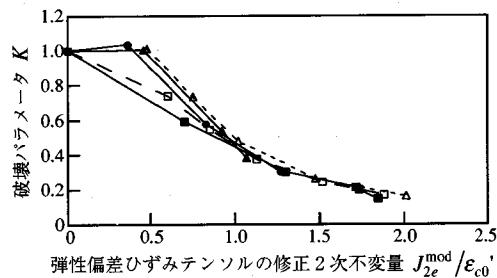
$$I_1^{\text{mod}} = \frac{1}{3}\sigma_{ii} \quad (8)$$



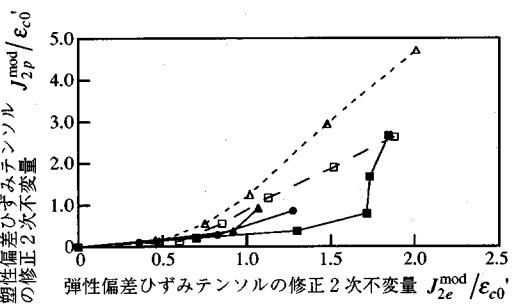
(a) 弹性ひずみテンソルの修正1次不変量と応力テンソルの修正1次不変量の関係



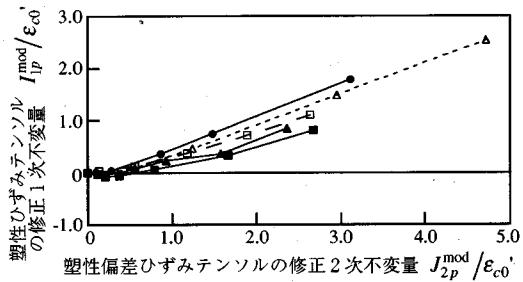
(b) 弹性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量と偏差応力テンソルの修正2次不変量の関係



(c) 弹性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量と破壊パラメータの関係



(d) 弹性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量と塑性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量の関係



(e) 塑性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量と塑性ひずみテンソルの修正1次不変量の関係

図-1-8 抽出した不変量の関係（解析シリーズB2）

$$J_2^{\text{mod}} = \sqrt{\frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad (9)$$

$$I_{1e}^{\text{mod}} = \frac{1}{3} \varepsilon_{eii} \quad (10)$$

$$J_{2e}^{\text{mod}} = \sqrt{\frac{1}{2} e_{eij} e_{eij}} \quad (11)$$

$$I_{1p}^{\text{mod}} = \frac{1}{3} \varepsilon_{pii} \quad (12)$$

$$J_{2p}^{\text{mod}} = \sqrt{\frac{1}{2} e_{pij} e_{pij}} \quad (13)$$

$$K = \frac{J_2^{\text{mod}}}{2G^0 J_{2e}^{\text{mod}}} \quad (14)$$

ここで、 $G^0$ ：初期せん断係数、 $G^0 = E^0 / 2(1 + \nu^0)$ 。  
式(8)～式(14)の不变量は通常の定義と多少異なるので、修正不变量（上付き添字mod(modified)）と呼ぶことにした。

### a) $I_{1e}^{\text{mod}} / \varepsilon_{e0}'$ と $I_1^{\text{mod}} / f_c'$ との関係

図-1-8(a)は、本くりかえし解析から計算された弾性ひずみテンソルの修正1次不变量  $I_{1e}^{\text{mod}} / \varepsilon_{e0}'$  と応力テンソルの修正1次不变量  $I_1^{\text{mod}} / f_c'$  との関係をvan Mier<sup>7</sup>の実験から計算したそれらと比較したものである。なお、プライム符号（'）は正負の反転を表わす。

Maekawaら<sup>24)</sup>の研究でも示されているように、低拘束圧下での臨界応力度近傍までのコンクリートまたは中高度の拘束圧でのコンクリートにおける  $I_{1e}^{\text{mod}} / \varepsilon_{e0}' - I_1^{\text{mod}} / f_c'$  関係は、ほぼ線形とみなせ、低拘束圧下で実施した本解析の結果およびvan Mierのくりかえし実験結果も同様であると考えられる。

一方、最大応力後でのくりかえし載荷に関する本解析結果およびvan Mierのくりかえし実験結果から描

いた  $I_{le}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - I_1^{\text{mod}}/f_c'$  関係は、最大応力後で弾性体積ひずみが増大するというダイラタンシー現象を示唆するものである。低拘束圧下のコンクリートは、最大応力前での体積圧縮（圧密）から最大応力後での体積膨張に転ずるとともに、弱圧縮応力方向または無応力方向に大きな損傷が起こり、その方向の除荷剛性が強圧縮方向（軸圧縮方向）での除荷剛性より大きく低下する。そのため、見かけ上、体積除荷剛性は最大応力前での正値から最大応力後での負値へ変化し、正の弾性体積ひずみが生じると考えられる。

#### b) $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ と $J_2^{\text{mod}}/f_c'$ の関係

図-18(b)は、本解析から計算された弾性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  と偏差応力テンソルの修正2次不変量  $J_2^{\text{mod}}/f_c'$  の関係をvan Mier<sup>7)</sup>の実験から計算したそれらと比較したものである。図-18(b)によれば、本解析結果の  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - J_2^{\text{mod}}/f_c'$  関係は、1軸圧縮から3軸圧縮へと拘束圧が増大するのにともない、偏差応力の最大値が上昇し、偏差成分の損傷が減少するという実験結果を比較的良好に再現している。

#### c) $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ と $K$ との関係

図-18(c)は、本解析から計算された弾性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  と破壊パラメータ  $K$ との関係をvan Mier<sup>7)</sup>の実験から計算したそれらと比較したものである。

Maekawaら<sup>24)</sup>の研究によれば、任意の応力状態での偏差損傷度を表現する破壊パラメータ  $K$ は、弾性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2e}^{\text{mod}}$ のみによって一意的に決定することができず、弾性ひずみテンソルの修正1次不変量  $I_{le}^{\text{mod}}$ と弾性偏差ひずみテンソルの修正3次不変量  $J_{3e}^{\text{mod}}$ （式(15)）にも依存している。本検討では、それを検証するに足るほどの解析を実施していないが、 $J_{3e}^{\text{mod}}$ への依存性すなわち中間主応力の影響に関しては、3.における引張子午線上の3軸圧縮解析、等2軸圧縮解析を通して、本モデルの検証が行なわれている。

$$J_{3e}^{\text{mod}} = \sqrt[3]{\frac{1}{3} \epsilon_{eij} \epsilon_{ejk} \epsilon_{ekl}} \quad (15)$$

解析から得られた  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - K$  関係がvan Mierの実験から計算されたそれらと概ね一致し、また Maekawaらが得たものともよく対応していることは、本モデルによって、軟化領域における除荷剛性的漸進的な低下が良好に予測できることを示すものである。

#### d) $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ と $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ の関係

図-18(d)は、本解析から計算された弾性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  と塑性偏差

ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ との関係をvan Mier<sup>7)</sup>の実験から計算したそれらと比較したものである。

本解析の結果はvan Mierのくりかえし実験から計算された  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  関係の傾向を概ねとらえている。しかし、くりかえし1軸圧縮解析とくりかえし2軸圧縮解析の場合には、 $J_{2p}^{\text{mod}}$ の値そのものが小さめに予測されており、本モデルが、ひずみ軟化領域における塑性偏差ひずみを過小評価する傾向にあると考えられる。くりかえし1軸圧縮解析（図-1-12参照）の場合、軟化領域でのボアソンひずみが小さめに予測されるのは、図-1-8(d)で確認されたように、本モデルが軟化領域における塑性偏差ひずみを過小評価しているためであると考えられる。

一方、くりかえし3軸圧縮解析の場合には低応力におけるヒステリシスループの過大な折れ曲がりのため、図-1-8(d)のようにvan Mierのくりかえし実験における  $J_{2p}^{\text{mod}}$ の値を妥当な精度で予測している。しかし図-1-8(b)で示されたように弾性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  が大きめに算定されているので、本解析の  $J_{2e}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  関係がvan Mierのくりかえし実験のそれとかけ離れている。

#### e) $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ と $I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ の関係

図-1-8(e)は、本解析から計算された塑性偏差ひずみテンソルの修正2次不変量  $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ と塑性ひずみテンソルの修正1次不変量  $I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$ との関係をvan Mier<sup>7)</sup>の実験から計算したそれらと比較したものである。

図-1-8(e)によれば、すべての解析とvan Mierの実験では  $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  の増大にともない、 $I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  が初期の負値から後半の正値へ変化している。これは、低拘束圧下のコンクリートにおいて、最大応力近傍までは圧密のため圧縮（負）の塑性体積ひずみが発生し、最大応力後ではマイクロクラックや損傷の拡大による体積膨張（ダイラタンシー）のため引張（正）の塑性体積ひずみが生じることを意味するものである。ただし、本検討では最大応力前のデータが少ないので、最大応力近傍までの圧密を確認したい。

Maekawaら<sup>25)</sup>の弾塑性破壊モデルでは、 $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  関係の偏導関数をダイラタンシー導関数  $D$ （式(16)）と定義し、せん断塑性によって誘発される塑性体積膨張を定式化している。

$$D = \frac{\partial I_{1p}^{\text{mod}}}{\partial J_{2p}^{\text{mod}}} \quad (16)$$

Maekawaら<sup>25)</sup>の研究では、ダイラタンシー導関数  $D$ が拘束圧や損傷の程度に依存し、弾性ひずみテンソルの修正1次不変量  $I_{1p}^{\text{mod}}$ と破壊パラメータ  $K$ の関数と

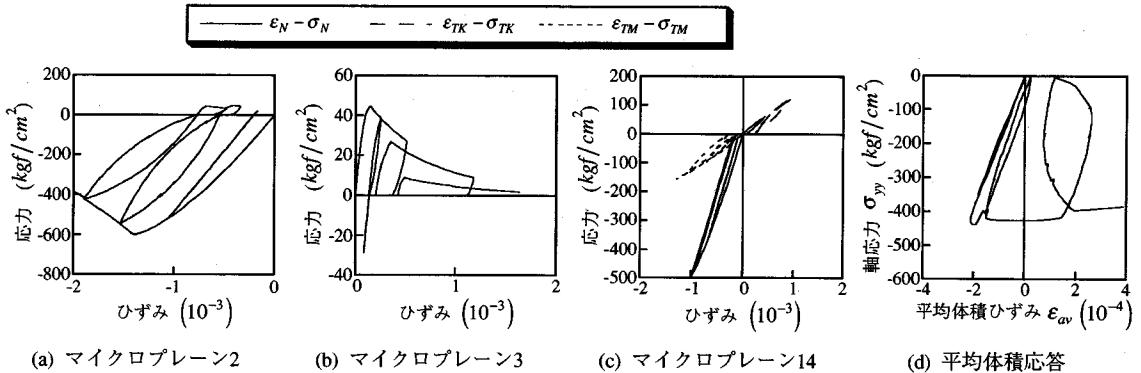


図-20 解析シリーズB3の微小載荷パルスを導入したくりかえし1軸圧縮解析

して表わせることができることが示されている。本解析でも  $J_{2p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}' - I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  関係および  $D$  が拘束圧や損傷に依存することが、定性的にとらえられている。すなわち、拘束圧が小さく損傷が大きいと考えられる1軸圧縮解析では、他の解析と比較して大きな  $I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  値およびより大きい  $D$  値が得られているのに対して、拘束圧が大きく損傷が小さいと考えられる3軸圧縮解析では、他の解析と比較して小さな  $I_{1p}^{\text{mod}}/\varepsilon_{c0}'$  値およびより小さな  $D$  値が確認されている。

以上、本モデルを用いた解析から得られた各テンソルの不变量についての関係は、van Mier<sup>7)</sup>の実験におけるそれらやMaekawaら<sup>24),25)</sup>の研究で示されているものと概ね対応していることが明らかにされた。

## 5. 微小載荷パルスを導入したくりかえし載荷解析（解析シリーズB3）

### (1) くりかえしと微小載荷パルスに対する応答

図-19は、除荷再載荷過程で微小載荷パルスを導入したくりかえし1軸圧縮解析で得られた応力-ひずみ関係であるが、微小載荷パルスをわかりやすくするために、すべての解析ステップ点を黒丸で表示してある。図-20(a)～(c)は、本解析での球面数値積分点（マイクロプレーン）2, 3, 14における垂直応答、K-せん断応答、M-せん断応答であり、図-20(d)は、軸応力  $\sigma_{yy}$  と平均体積ひずみ  $\varepsilon_{av}$  ( $= \varepsilon_{ii}/3$ ) の関係を示したものである。

図-19の解析結果は、以前の解析と同様に、コンクリートのくりかえし1軸圧縮応答の特徴を良好に再現している。すなわち、最大応力前から最大応力後へ載荷が進行するにつれて、ヒステリシスループ幅は拡大し除荷再載荷の平均剛性は低下しており、コンクリートの最大応力近傍で生じる漸進的損傷をよく把握している。また低応力レベルでのヒ

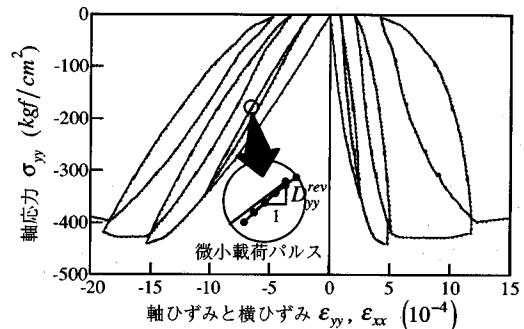


図-19 微小載荷パルスを導入したくりかえし1軸圧縮解析（解析シリーズB3）

テリシスループの折れ曲がりが、最大応力後に顕著化する状況も再現されている。

図-20の各マイクロプレーンにおける応答と図-19の巨視応答との比較より、以前の解析と同様に、ヒステリシス応答の特性はマイクロプレーンでの応答の交番くりかえし載荷特性に大きく影響されていることがわかる。特に、ヒステリシスループの幅の拡大や低応力レベルにおけるヒステリシスループの折れ曲がりなどについては、マイクロプレーンの垂直引張応答のくりかえし特性が重要な役割を果たしており、コンクリートのくりかえし圧縮応答においても微視的に引張応力が生じ、それが巨視的な変形特性や損傷に対して大きく寄与していると考えられる。

すべての微小載荷パルスによる  $\sigma_{yy} - \varepsilon_{yy}$  関係の応答サイクルは、サイクル内で消費したひずみエネルギーが非負値となっており、Drucker<sup>26)</sup>の安定仮説を満足するものであった。また、微小載荷パルスによって引き起こされたマイクロプレーンでの応答サイクルに関しても、サイクル内で消費したひずみエネルギーが非負値となっており、Druckerの安定仮説は、各マイクロプレーンの応答に関しても満足されている（図-20(a)～(c)参照）。これらは、本モ

ルで設定されたマイクロ構成関係のヒステリシス則が有効であることを示していると考えられる。

マイクロプレーンのヒステリシス則が有効に機能しているため、微小載荷パルスによってマイクロプレーンで除荷から再載荷へまたは再載荷から除荷へ変化する際には、マイクロプレーンの剛性が急変している。このマイクロプレーンでの除荷再載荷の非線形特性が、後述する非線形弾性可逆剛性の応力レベル依存性を形成している要因の一つと考えられる。Ozboltモデル<sup>27)</sup>では、マイクロプレーンの除荷開始点とゼロ応力の間での除荷および再載荷が、マイクロプレーンの初期剛性と線形の除荷再載荷剛性によるバイリニアまたは線形の挙動として記述されるため、本解析のような微小載荷パルスに対しては非線形性が現れないと思われる。

## (2) 非線形弾性可逆剛性の抽出

各微小載荷パルスによる増分軸応力  $\Delta\sigma_{yy}$  と増分軸ひずみ  $\Delta\varepsilon_{yy}$  から、非線形弾性可逆剛性  $D_{yy}^{rev}$  を  $D_{yy}^{rev} = \Delta\sigma_{yy}/\Delta\varepsilon_{yy}$  として計算した。実施した3回の各くりかえし載荷サイクルにおいて、除荷時の微小載荷パルスの導入開始応力が再載荷時の微小載荷パルスの導入開始応力とほぼ等しい場合に、それらの導入開始応力の平均値を  $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}$  (微小載荷パルスの導入開始応力の平均値) とし、 $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}$  に対応する除荷と再載荷での非線形弾性可逆剛性からそれらの平均値  $\bar{D}_{yy}^{rev}$  (非線形弾性可逆剛性の平均値) を計算した。図-21は、本解析で得られた  $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}$  と  $\bar{D}_{yy}^{rev}$  の関係を小田川<sup>8)</sup>および小田川ら<sup>9)</sup>の実験結果のそれらと比較したものであり、 $\bar{D}_{yy}^{rev}$  は  $\bar{D}_{yy}^{rev}$  の最大値  $\bar{D}_{yy,max}^{rev}$  で除されて無次元化されている。

解析では、除荷時と再載荷時において非線形弾性可逆剛性  $D_{yy}^{rev}$  が概ね一致しており、小田川および小田川らが実験的に確認したように、くりかえし応答の除荷再載荷過程では、応力経路や時間には依存せず応力レベルのみに依存する非線形弾性可逆剛性が存在すると考えられる。

図-21より、本解析では  $\bar{D}_{yy}^{rev}$  が  $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}$  に対して指數関数的に増大し、各くりかえし載荷サイクルでほぼ一定かつ最大の値に収束している。小田川および小田川らの実験での破壊パラメータ  $K$  と本解析でのくりかえし載荷サイクルとが一対一で対応していないので直接的な比較ができないが、本解析は実験における  $\bar{D}_{yy}^{rev}/\bar{D}_{yy,max}^{rev}$  の傾向を非常に良好にとらえていると思われる。小田川は、このように除荷時と再載荷時の非線形弾性可逆剛性  $D_{yy}^{rev}$  が応力レベルの増大とともに増加する現象は、損傷を受けた後に除荷されたコンクリートに再び載荷すると、マイクロク

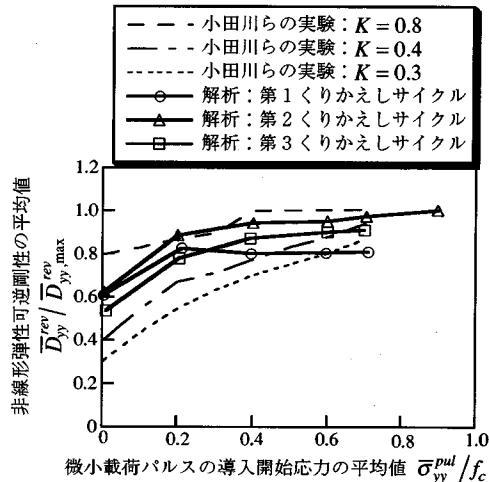


図-21 微小載荷パルスの導入開始応力と非線形弾性可逆剛性の関係

ラックが再接触し剛性回復が生じることに起因すると述べている。またコンクリートは非均質であり、それを構成する微小な耐荷要素がその強度や分布方向にばらつきを持っているため、剛性回復が徐々に起きる、すなわち  $D_{yy}^{rev}$  が徐々に増大すると説明している。

本モデルによって、 $D_{yy}^{rev}$  および  $\bar{D}_{yy}^{rev}$  が応力レベルの増大とともに増加する現象を把握できた理由としては、次の二つが考えられる。一つの理由は、マイクロプレーンのヒステリシス応答において剛性の回復をイメージしたヒステリシス則を定式化したことである。二つめの理由は、マイクロプレーンが任意の方向に存在するという微視的な耐荷要素の幾何学的特性のため、いくつかのマイクロプレーンで類似した応答(剛性回復)が、巨視変形とともに互いに遅れながら次々に生じるということである。

小田川<sup>8)</sup>の研究では、ゼロ応力レベルにおける非線形弾性可逆剛性  $D_{yy}^{rev0}$  の弾性係数  $E$  に対する低下率  $D_{yy}^{rev0}/E$  を新しい破壊パラメータ  $K$  として再定義し、破壊パラメータ  $K$  が小さくなると、 $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}/f_c - D_{yy}^{rev}/E$  曲線が  $D_{yy}^{rev}/E$  軸の原点方向へシフト(拡大)し、除荷再載荷での弾性可逆応答の非線形性が著しくなることが明らかにされている。本解析でも図-21のように、最大応力後に除荷が開始された第3くりかえしサイクルの場合の  $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}/f_c = 0$  における  $\bar{D}_{yy}^{rev}/\bar{D}_{yy,max}^{rev}$  は、最大応力時に除荷が開始された第2くりかえしサイクルの場合のそれよりも低減しており、また第3くりかえしサイクルの  $\bar{\sigma}_{yy}^{pul}/f_c - \bar{D}_{yy}^{rev}/\bar{D}_{yy,max}^{rev}$  曲線が、第2くりかえしサイクルのそれより  $\bar{D}_{yy}^{rev}/\bar{D}_{yy,max}^{rev}$  軸の原点方向へシフト(拡大)している。すなわち本モデルによる解析では、くり

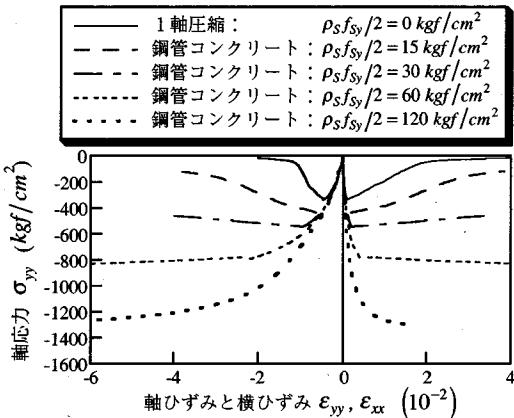


図-2 2 鋼管コンクリート解析

かえし載荷が軟化領域へ進行するにつれて、除荷時と再載荷時の非線形弾性可逆剛性  $D_{yy}^{rev}$  および破壊パラメータ  $K$  が低下し、同時にその弾性可逆応答の非線形性が大きくなる状況が再現できた。

以上の検討より、本モデルは、コンクリートのくりかえし載荷の除荷再載荷応答において顕著な非線形弾性可逆特性を比較的良好に再現できることが示された。

## 6. 鋼管コンクリート解析（解析シリーズB1）

### （1）拘束効果の検証

図-2 2 は、鋼管コンクリート解析から得られた応力-ひずみ関係である。

钢管は、 $\rho_s f_{sy}/2$ にかかわらず钢管コンクリートの最大耐力時に降伏していたので、最大耐力時の钢管による拘束応力  $\sigma_s^{peak}$  は、ほぼ  $\rho_s f_{sy}/2$  に一致しており、Irawanら<sup>28)</sup>の研究と同様に円形钢管コンクリートの理想的拘束状態が得られている。

図-2 2 に示したように钢管コンクリートの応力-ひずみ関係は、同じ解析シリーズB1における圧縮子午線上の3軸圧縮解析での応力-ひずみ関係（図-2）に類似している。一般化MPCモデルを用いた钢管コンクリートの応答は、能動的拘束状態と同様に、拘束応力レベル  $\rho_s f_{sy}/2$  の増大とともにその最大耐力とじん性が向上しており、良好に受動的拘束状態を表現できる。図-2 2 と図-2 の類似性から推察して、本モデルは、钢管コンクリートのぜい性-塑性遷移挙動を良好に表現しうるものと考えられる。一方、著者の研究<sup>1)</sup>ではN-S定式化およびV-D-S定式化によるMPCモデルが受動的拘束状態でのぜい性-塑性遷移挙動を表現できないことが明らかにされている。

図-2 3 は、钢管コンクリート解析における最大

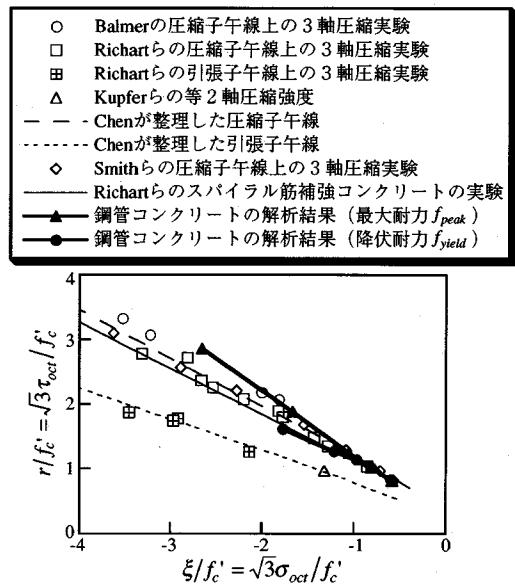


図-2 3 鋼管コンクリートの圧縮子午線の解析結果

耐力  $f_{peak}$  ならびに降伏耐力  $f_{yield}$  の結果から描いた破壊曲面ならびに降伏曲面の圧縮子午線を示したものであり、同図には、図-4 と同様に既往の実験結果も示してある。

Richartら<sup>29)</sup>は、円形スパイラル鉄筋で横補強したコンクリート試験体の1軸圧縮実験を行ない、最大耐力時のスパイラル鉄筋による拘束応力  $\sigma_s^{peak}$  が  $\sigma_s^{peak} = \rho_s f_{sy}/2$  であると仮定して、 $\sigma_s^{peak}$  と最大耐力増加  $\Delta f_{peak} = -(f_{peak} - f_c)$ との実験関係式（式(17)）を得ている。

$$\Delta f_{peak} = 4.1 \sigma_s^{peak} \quad (17)$$

図-2 3 には、Richartらの式(17)から計算した  $\xi/f_c' - r/f_c'$  関係も表示してある。

図-2 3 に示した钢管コンクリートの破壊曲面 ( $f_{peak}$ ) の圧縮子午線は、コンクリートの3軸圧縮解析から描いた破壊曲面の圧縮子午線（図-4）と同様に、既往の実験に関する破壊曲面の圧縮子午線とほぼ一致している。しかしRichartらの実験関係式（式(17)）から計算した結果と比較すると、拘束応力レベル  $\rho_s f_{sy}/2$  の増大にともなう最大耐力の増加を多少過大に評価している。一方、钢管コンクリートの降伏曲面 ( $f_{yield}$ ) の圧縮子午線は、Richartらの実験関係式（式(17)）から計算した結果と良好に一致している。このことは、本钢管コンクリート解析では钢管コンクリート全体が均等な応力・ひずみ状態である（理想的な受動的拘束状態）と仮定したため钢管降伏後も耐力増加が得られたのに対して、実際の拘束コンクリート部材実験では拘束鉄筋や钢管に局所的な降伏が開始すると非対称変形モードへの分岐が

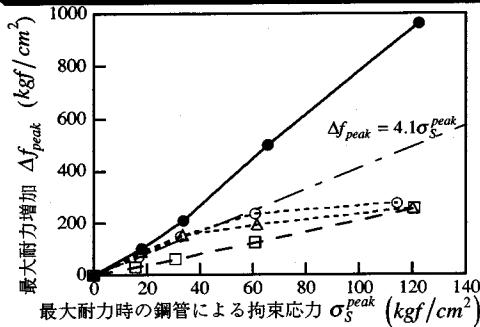
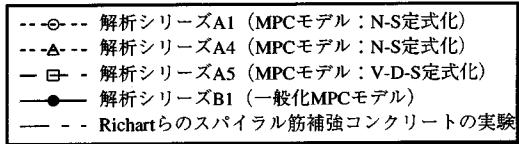


図-2 4 鋼管コンクリートの拘束応力と最大耐力増加の関係

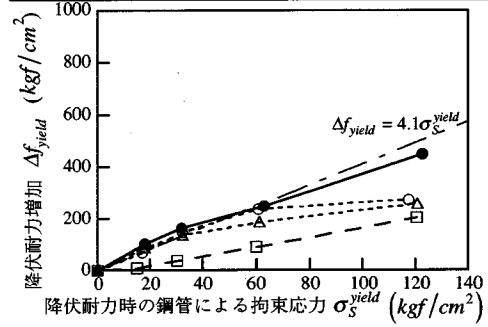
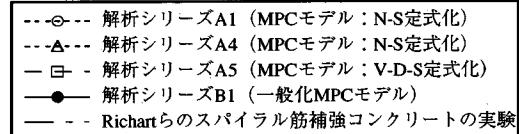


図-2 5 鋼管コンクリートの拘束応力と降伏耐力増加の関係

生じ、その後の耐力増加が少なくなるためであると思われる。

図-2 4 は、本解析において最大耐力  $f_{\text{peak}}$  の時の鋼管による拘束応力  $\sigma_s^{\text{peak}}$  を  $f_{\text{peak}}$  時のコンクリート横応力の和として計算し、 $\sigma_s^{\text{peak}}$  と鋼管コンクリートの最大耐力増加  $\Delta f_{\text{peak}} = -(f_{\text{peak}} - f_c)$  との関係を示したものである。図-2 5 は、同様に、降伏耐力  $f_{\text{yield}}$  の時の鋼管による拘束応力  $\sigma_s^{\text{yield}}$  を  $f_{\text{yield}}$  時のコンクリート横応力の和として計算し、 $\sigma_s^{\text{yield}}$  と鋼管コンクリートの降伏耐力増加  $\Delta f_{\text{yield}} = -(f_{\text{yield}} - f_c)$  との関係を示したものである。図-2 4 と図-2 5 には、著者の研究<sup>1)</sup>でN-S定式化およびV-D-S定式化によるMPCモデルを用いて実施した鋼管コンクリート解析の結果も示してある。

図-2 4 より、本鋼管コンクリート解析における  $\sigma_s^{\text{peak}}$  と  $\Delta f_{\text{peak}}$  の関係は、円形スパイラル鉄筋で横補強したコンクリート試験体に関するRichartらの実験関係式(式(17))と同様に、ほぼ線形である。しかし本解析における  $\sigma_s^{\text{peak}} - \Delta f_{\text{peak}}$  関係の勾配は、Richartらの実験関係式の勾配よりも大きく、図-2 3 で示した破壊曲面の圧縮子午線と同様に、本解析は拘束応力レベル  $\rho_s f_{\text{sy}}/2$  の増大とともに最大耐力増加を過大に評価している。一方、図-2 5 より本鋼管コンクリート解析における  $\sigma_s^{\text{yield}}$  と  $\Delta f_{\text{yield}}$  の関係は、Richartらの実験関係式(式(17))と非常に良好に一致しており、図-2 3 の圧縮子午線と同様なことが考察される。

N-S定式化によるMPCモデルの場合、高い拘束応力レベルで  $\Delta f_{\text{peak}}$  および  $\Delta f_{\text{yield}}$  が消失し、またV-D-S定式化の場合には  $\sigma_s^{\text{peak}} - \Delta f_{\text{peak}}$  関係および  $\sigma_s^{\text{yield}} - \Delta f_{\text{yield}}$  関係の勾配がRichartらの実験関係式のそれと比

較して非常に小さく、鋼管コンクリートの耐力を精度よく評価できない。

## (2) マイクロプレーンでの応答と拘束効果

図-2 6 と図-2 7 は、 $\rho_s f_{\text{sy}}/2 = 15$  および  $120 \text{ kgf}/\text{cm}^2$  の鋼管コンクリート解析での球面数値積分点(マイクロプレーン)2, 3, 14における垂直応答、K-せん断応答、M-せん断応答、および平均体積応答である。これらの図には、各マイクロプレーンでの直応力  $S_N$  と側方拘束応力  $S_{LC}$  が、垂直ひずみ  $\varepsilon_N$  とともにどのような履歴を経ているかも示されている。

図-5 で示した1軸圧縮解析における各マイクロプレーンの応答と図-2 6 および図-2 7 の鋼管コンクリート解析における各マイクロプレーンの応答を比較すると、一般化MPCモデルの受動的拘束効果を生じさせているメカニズムが理解できる。すなわち、鋼管コンクリートでは、1軸圧縮解析の場合に比べて側方拘束応力  $S_{LC}$  (圧縮) が高いので、垂直圧縮応答の側方応力依存性が機能し、マイクロプレーン2などにおける垂直圧縮応答のピーク応力、残留強度、じん性が向上するため、受動的拘束効果が生じる。

1軸圧縮解析では臨界応力度以降に生じる体積膨張(ダイラタンシー)のため、マイクロプレーン14が垂直圧縮載荷から除荷に転じていた(図-5(c))。一方、鋼管コンクリート解析  $\rho_s f_{\text{sy}}/2 = 15 \text{ kgf}/\text{cm}^2$  の場合でも図-2 6(d)のように、臨界応力度以降に体積膨張が発生しているにもかかわらず、マイクロプレーン14の垂直圧縮応答は、除荷を生じていない(図-2 6(c))。これは、1軸圧縮解析と

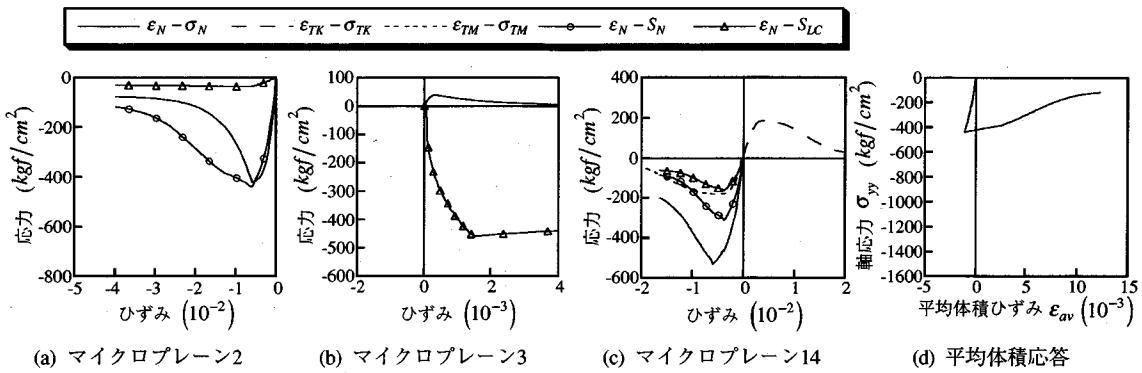


図-2 6 鋼管コンクリート解析 ( $\rho_sf_{Sy}/2 = 15 \text{ kgf/cm}^2$ )

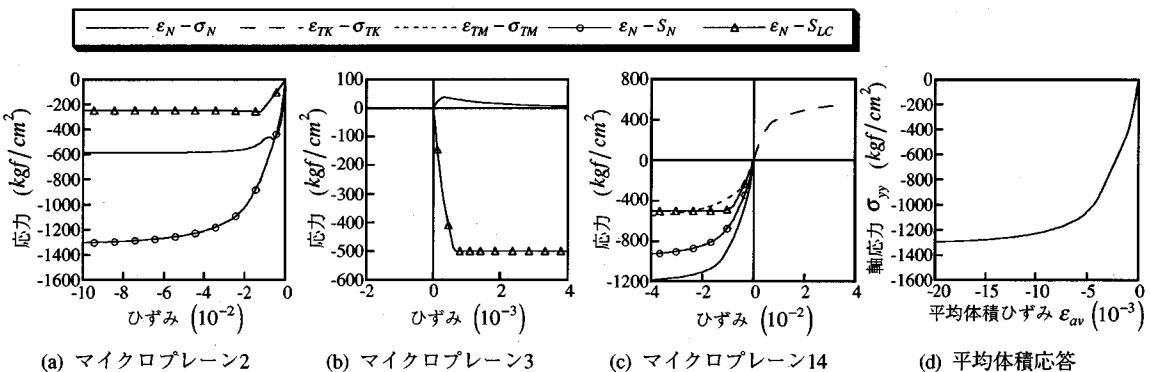


図-2 7 鋼管コンクリート解析 ( $\rho_sf_{Sy}/2 = 120 \text{ kgf/cm}^2$ )

比較して鋼管コンクリート解析  $\rho_sf_{Sy}/2 = 15 \text{ kgf/cm}^2$  では、受動的拘束応力により体積膨張の程度が低減されるので(図-2 6(d)と図-5(d)参照)，垂直圧縮応答の除荷が生じるマイクロプレーンの位置が  $x$  軸または  $z$  軸の方へ移動したためであると考えられる(図-1 参照)。また、鋼管コンクリート解析  $\rho_sf_{Sy}/2 = 15 \text{ kgf/cm}^2$  におけるマイクロプレーン14のせん断応答(図-2 6(c))は、直応力依存性(マイクロプレーンの拘束とともになうせん断じん性の変化)のため、1軸圧縮でのそれと比較してじん性が向上している。これらのメカニズムによって鋼管コンクリート  $\rho_sf_{Sy}/2 = 15 \text{ kgf/cm}^2$  に受動的拘束効果がもたらされ、最大耐力の上昇およびじん性の向上が生じるのである。

鋼管コンクリート解析  $\rho_sf_{Sy}/2 = 120 \text{ kgf/cm}^2$  におけるマイクロプレーン14(図-2 7(c))では、直応力  $S_N$ (圧縮)と側方拘束応力  $S_{LC}$ (圧縮)がより大きいため、その垂直圧縮応答とせん断応答は塑性硬化状態にあり、受動的拘束効果がより顕著となっている。また、図-2 7(d)より、 $\rho_sf_{Sy}/2 = 120 \text{ kgf/cm}^2$  の場合には体積膨張が生じていないため、他の場合に比較して垂直引張となるマイクロプレ

ンの数が少なく、このことも拘束応力レベルの高い鋼管コンクリートの最大耐力やじん性能が増大する要因と考えられる。

同一の軸応力レベルにおけるマイクロプレーン3の垂直ひずみ(引張)は、1軸圧縮解析(図-5(b))、鋼管コンクリート解析  $\rho_sf_{Sy}/2 = 15 \text{ kgf/cm}^2$ (図-2 6(b))、鋼管コンクリート解析  $\rho_sf_{Sy}/2 = 120 \text{ kgf/cm}^2$ (図-2 7(b))の順で大きいことが確かめられた。これは、同一の軸応力レベルについてみると、1軸圧縮解析の場合の垂直引張損傷が最大であり、拘束応力レベル  $\rho_sf_{Sy}/2$  の増大によって鋼管コンクリートの垂直引張損傷が減少または遅延させられることを示唆している。圧縮子午線上の3軸圧縮解析  $\sigma_c/f_c' = -0.60$  の場合(図-6(b))には、周庄  $\sigma_c$  の導入時にマイクロプレーン3で垂直圧縮載荷が生じるため、それがその後の軸圧縮載荷時にプレストレスの役目をなし、垂直引張損傷を遅延させることになって最大耐力が増加する能動的拘束効果を生じさせていた。このように拘束応力レベル  $\rho_sf_{Sy}/2$  の増大にともなって、垂直引張の卓越するマイクロプレーンの損傷が減少または遅延させられるというメカニズムに関して、鋼管コンクリートの受動的拘束

効果は、能動的拘束効果と類似している。

以上の検討より、一般化MPCモデルは、鋼管コンクリートの受動的拘束効果による耐力増加やじん性の向上を良好に再現できることが検証された。

## 7. 材料定数の推奨値

一般化MPCモデルでは、マイクロ構成則が力学的意味の明快な材料定数によって規定されるため、実用上、非常に便利であり、巨視的構成関係を適切に表現することができる。

本研究では、表-1 および式(1)～式(3)に示したように材料定数の多くが一定に固定されており、また各解析シリーズ毎に調整された材料定数も、1軸圧縮最大応力（1軸圧縮強度） $f_c'$ や1軸引張最大応力（1軸引張強度） $f_t$ などと良好な相関性が認められる。このことより一般化MPCモデルは、合理的に統一された材料定数を用いて、広範な応力状態の構成関係をかなり精度よく記述することができる、信頼性と実用性の高い構成則であるといえる。一方、Prat モデル<sup>2)</sup>は著者の研究<sup>1)</sup>で指摘したように、各種応力状態の実験に対する検証解析での材料定数がほとんど統一されてないため、汎用性の高い構成則とはいがたい。

表-1 に、 $f_c' = 500 \text{ kgf/cm}^2$  程度までのコンクリートに対する一般化MPCモデルの材料定数の推奨値を示した。 $f_c'$ との相関性が強い材料定数 $\sigma_{NC}^0$ 、 $\sigma_{Np}^0$ 、 $S_{LC}^p$ 、 $S_N^p$ は $f_c'$ の定数倍として、また $f_t$ との相関性が強い材料定数 $\sigma_{NT}^0$ 、 $\sigma_{TT}^0$ 、 $\sigma_{TC}^0$ は $f_t$ の定数倍として推奨値の範囲を与えた。本モデルは多数の材料定数を含むため、それらの選定には大きな自由度があると考えられる。そこで、コンクリートの力学特性を最もよく代表する $f_c'$ および $f_t$ との相関性が強い材料定数に対しては固定した値ではなく、推奨値の範囲を示すのみに止めた。材料定数の合理的な決定方法については今後の重大な課題の一つであると考えられる。表-1 に記載されていない材料定数については2. (3) で示した値を推奨値とする。

## 8. 結論

本研究は、再構築された一般化マイクロプレーンコンクリートモデル（一般化MPCモデル）<sup>4)</sup>を用いた解析を実施し、広範な既往の実験データとの比較を行なうことによって、本モデルが汎用性の高い高精度な構成則であることを検証したものである。本研究で得られた主な結論は以下のとおりである。

(1) 本モデルは、拘束圧の増大にともなう最大応

力の上昇やじん性の向上を概ね良好に記述でき、また巨視的な耐荷機構や拘束効果が生じるメカニズムをマイクロプレーンの耐荷応答機構の観点から説明することができる。

(2) 2軸応力解析では、1軸圧縮および1軸引張の軟化応答と同様に、良好な2軸応答特性が得られ、また良好な2軸強度包絡線を再現することができた。

(3) マイクロプレーンの損傷過程や耐荷応答機構は、実際のコンクリートに生じる微視的な破壊現象および耐荷機構とよく対応しており、微視的な物理モデルを強く意識した構成則である本モデルの特徴を表わしている。

(4) 本モデルを用いたくりかえし載荷解析の結果から、応力とひずみの不变量を抽出し、それらの関係を対応する実験結果と比較し、本モデルが、現象学的構成則の定式化で常用される応力不变量やひずみ不变量の関係を解析的に表現しうることを示した。

(5) 本モデルは、既往の実験で確認されているコンクリートのくりかえし応答の特徴を再現することができた。また、それらのくりかえし応答特性が、マイクロプレーンでのくりかえし応答に起因するものであることが示された。

(6) くりかえし載荷解析における除荷再載荷過程で微小載荷パルスを与えることによって得られる非線形弾性可逆剛性が、既往の実験結果と良好に対応していることを示し、本モデルのくりかえし応答予測特性の検証を行なった。

(7) 本モデルの受動的拘束効果を検討するため鋼管コンクリート解析を行なった結果、本モデルは能動的拘束状態と同様に、受動的拘束応力レベルの増大にともなう耐力の上昇やじん性の向上（せい性-塑性遷移挙動）を概ね良好に表現できることが確認された。本解析においては、最大耐力ではなく降伏耐力が円形スパイラル筋補強コンクリートに関する既往の実験結果によく一致していた。

(8) 鋼管コンクリートの受動的拘束効果が生じるメカニズムをマイクロプレーンでの応答と関連づけて説明することができた。

(9) 本検証解析では、合理的に統一された材料定数を用いて、広範な応力状態の構成関係をかなり精度よく記述できることが示され、本モデルの高い信頼性と実用性が実証された。本モデルの材料定数についての推奨値を1軸圧縮強度や1軸引張強度と関連づけて示した。

## 参考文献

- 1) 長谷川俊昭：マイクロプレーンモデルの汎用性に関する研究，土木学会論文集，No. 538/V-31, pp.115-128, 1996年5月。
- 2) Bazant, Z. P. and Prat, P. C.: Microplane model for brittle-plastic material: I. Theory, and II. Verification, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 114, No. 10, pp.1672-1702, 1988.
- 3) Hasegawa, T. and Bazant, Z. P.: Nonlocal microplane concrete model with rate effect and load cycles. I: General formulation, and II: Application and verification, *Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE*, Vol. 5, No. 3, pp.372-410, 1993.
- 4) 長谷川俊昭：一般化マイクロプレーンコンクリートモデルの再構築，土木学会論文集，No. 538/V-31, pp.???, 1996年5月。
- 5) 長谷川俊昭：マイクロプレーンコンクリートモデルの開発，東京大学 博士（工学）論文，1994年。
- 6) Smith, S. S., Willam, K. J., Gerstle, K. H. and Sture, S.: Concrete over the top, or: Is there life after peak?, *ACI Materials Journal*, Vol. 86, No. 5, pp.491-497, 1989.
- 7) van Mier, J. G. M.: Strain-softening of concrete under multiaxial loading conditions, Ph.D. thesis, Eindhoven University of Technology, the Netherlands, 1984.
- 8) 小田川昌史：非線形弾性ひずみを用いた繰り返し応力下のコンクリートの破壊・塑性特性，長岡技術科学大学大学院 工学研究科修士論文，1985年。
- 9) 小田川昌史，李宝禄，前川宏一：高応力繰り返し履歴下におけるコンクリートの塑性挙動，土木学会第41回年次学術講演会講演概要集，第5部，pp.313-314, 1986年。
- 10) Bazant, Z. P. and Oh, B. H.: Efficient numerical integration on the surface of a sphere, *Zeitschrift fur Angewandte Mathematik und Mechanik*, Vol. 66, No. 1, pp.37-49, 1986.
- 11) Green, S. J. and Swanson, S. R.: Static constitutive relations for concrete, Report No. AFWL-TR-72-2, Air Force Weapons Laboratory, Kirtland Air Force Base, 1973.
- 12) Balmer, G. G.: Shearing strength of concrete under high triaxial stress - computation of Mohr's envelope as a curve, *Structural Research Laboratory Report*, United States Department of the Interior, Bureau of Reclamation, No. SP-23, 1949.
- 13) Richart, F. E., Brandtzaeg, A. and Brown, R. L.: A study of the failure of concrete under combined compressive stresses, *University of Illinois Engineering Experiment Station Bulletin*, No. 185, 1928.
- 14) Kupfer, H., Hilsdorf, H. K. and Rusch, H.: Behavior of concrete under biaxial stresses, *ACI Journal*, Vol. 66, No. 8, pp.656-666, 1969.
- 15) Chen, W. F.: *Plasticity in reinforced concrete*, McGraw-Hill Book Company, New York, 1982.
- 16) 小阪義夫，谷川恭雄：コンクリートの破壊挙動に及ぼす粗骨材の影響（第2報：マイクロクラック観察法による検討），日本建築学会論文報告集，No. 231, pp.1-11, 1975年5月。
- 17) 小阪義夫，谷川恭雄，太田福男：コンクリートの破壊挙動に及ぼす粗骨材の影響 第1報：モデル解析法による検討，日本建築学会論文報告集，No. 228, pp.1-11, 1975年2月。
- 18) 和泉正哲，三橋博三，佐々木達夫：コンクリートの圧縮破壊発生機構に関する基礎的研究，日本建築学会論文報告集，No. 289, pp.11-25, 1980年3月。
- 19) Krishnaswamy, K. T.: Strength and microcracking of plain concrete under triaxial compression, *ACI Journal*, Vol. 65, No. 10, pp.856-862, 1968.
- 20) 丹羽義次，小柳 治，中川浩二：三軸圧縮応力下におけるコンクリートの破壊過程，土木学会論文報告集，No. 185, pp.31-41, 1971年1月。
- 21) Ouyang, C., Landis, E. and Shah, S. P.: Damage assessment in concrete using quantitative acoustic emission, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 117, No. 11, pp.2681-2698, 1991.
- 22) Buyukozturk, O., Nilson, A. H. and Slate, F. O.: Stress-strain response and fracture of a concrete model in biaxial loading, *ACI Journal*, Vol. 68, No. 8, pp.590-599, 1971.
- 23) Liu, T. C. Y., Nilson, A. H. and Slate, F. O.: Stress-strain response and fracture of concrete in uniaxial and biaxial compression, *ACI Journal*, Vol. 69, No. 5, pp.291-295, 1972.
- 24) Maekawa, K., Takemura, J., Irawan, P. and Irie, M.: Continuum fracture in concrete nonlinearity under triaxial confinement, *Proceedings of JSCE*, No. 460/V-18, pp.113-122, 1993.
- 25) Maekawa, K., Takemura, J., Irawan, P. and Irie, M.: Plasticity in concrete nonlinearity under triaxial confinement, *Proceedings of JSCE*, No. 460/V-18, pp.123-130, 1993.
- 26) Drucker, D. C.: A more fundamental approach to plastic stress-strain relations, *Proceedings of the 1st U. S. National Congress for Applied Mechanics, ASME*, pp.487-491, 1951.
- 27) Ozbolt, J. and Bazant, Z. P.: Microplane model for cyclic triaxial behavior of concrete, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 118, No. 7, pp.1365-1386, 1992.
- 28) Irawan, P. and Maekawa, K.: Strength and damage analysis of concrete confined by steel casing, *Journal of Materials, Concrete Structures and Pavements, JSCE*, No. 472/V-20, pp.97-106, 1993.
- 29) Richart, F. E., Brandtzaeg, A. and Brown, R. L.: The failure of plain and spirally reinforced concrete in compression, *University of Illinois Engineering Experiment Station Bulletin*, No. 190, 1929.

(1995. 7. 18 受付)

## VERIFICATION OF ENHANCED MICROPLANE CONCRETE MODEL

Toshiaki HASEGAWA and Koichi MAEKAWA

It is verified that the enhanced microplane concrete model can predict well the experimentally obtained constitutive relations for concrete reported in the literature, covering various stress conditions. Extracting the invariants of the stress and strain tensors from the analytical responses obtained by the present model, one can reproduce the experimental relations in terms of the invariants. The present model can also predict the stiffnesses for reversible nonlinear elastic response during unloading and reloading, which are obtained by applying small loading pulses. Analysis of concrete confined by a steel tube confirms that the present model can describe the passive confinement effect well. Examination of the microplane responses in each analysis explains the load-carrying mechanisms in concrete in terms of the responses on the microplanes.