

マイクロプレーンモデルの汎用性に関する研究

長谷川 俊昭

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)

本研究では、マイクロプレーンモデルのうちHasegawaモデルとPratモデルに関する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せん断成分による定式化(N-S定式化)と巨視体積一偏差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、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せいい性-塑性遷移挙動を良好に表現することができない、また、V-D-S定式化モデルは、2軸応力状態、拘束応力状態のみならず1軸引張軟化応答においても問題がある、などが明らかになった。

Key Words : constitutive law, micrplane formulation, biaxial stress, confinement stress, applicability to concrete

1. まえがき

コンクリート構造物の有限要素解析では、コンクリートのひび割れ、塑性、破壊損傷に関わる構成関係(応力-ひずみ関係)のモデル化が、その解析精度を支配する。そのため、コンクリートの複雑な材料非線形性を記述する様々な構成則が多くの研究者によって開発されてきた¹⁾。

マイクロプレーンモデルは、より微視的な物理モデルを強く意識した構成則の一つであり、非均質材料であるコンクリートの非弾性の源がモルタルマトリックスと粗骨材との界面領域(マイクロプレーン)から発生するマイクロクラックや界面ひび割れであるという仮説に基づくところに特徴がある。このモデルでは、コンクリート中に存在するマイクロプレーンの非弾性挙動を重ね合わせることによって、コンクリートの構成関係が記述される。そのため、応力テンソルやひずみテンソルの不変量に基づく既往の現象学的な構成則と比較した場合、基本的な定式化が簡潔であり、モデル化の概念も明瞭である。

マイクロプレーンモデルは、Bazantによって提唱され、Bazantと共同研究者によって図-1に示したように様々なタイプのものが開発されているが、圧縮応力状態と引張応力状態、硬化領域と軟化領域などを区別することなく、コンクリートの構成関係を統一的に記述できることが報告されている。図-1のマイクロプレーンモデルのうち、Pratモデル²⁾、Hasegawaモデル(マイクロプレーンコンクリートモ

デル)³⁾、Ozboltモデル⁴⁾、Carolモデル⁵⁾は、一般的な多軸応力場に適用が可能である。Ozboltモデルは、Pratモデルを基本としてくりかえし載荷に対して拡張したものであり、またCarolモデルは、Pratモデルのマイクロプレーンのせん断応答に関する付加静的拘束条件を排除し、連続体損傷力学形式に表現したものである。ゆえに一般的な多軸応力場に適用が可能であるマイクロプレーンモデルは、Pratモデルを基本にするとともとHasegawaモデルのみであるといえる。

Pratモデルでは、モデルの適用限界を広げるため、基本的耐荷機構であるマイクロプレーンとは独立に、体積変形に対する耐荷機構が考慮されている。この巨視体積一偏差せん断成分による定式化(volumetric-deviatoric-shear定式化: V-D-S定式化と略す)のため、Prat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る。

一方、Hasegawaモデルは、マイクロプレーンの特徴的な基本概念に回帰し再構築したものであり、マイクロプレーンの垂直せん断成分による定式化(normal-shear定式化: N-S定式化と略す)に基づいている。Pratモデルと同様に、Hasegawaモデルは、一般的な多軸応力場に対して適用が可能な構成則として位置づけられているが、広範な応力状態に関する両モデルの予測精度は、統一的に比較検証されていない。また、これらのマイクロプレーンモデルの基本的な定式化の相違が両者の解析結果に及ぼす影響も統一的に明らかにされていない。

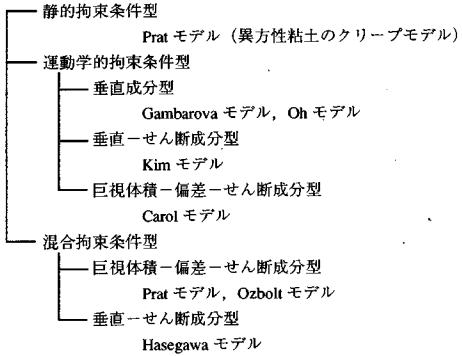


図-1 Bazantと共同研究者による
各種のマイクロプレーンモデル

本論文では、マイクロプレーンモデルをコンクリートの実用的な構成則として使用するために、Hasegawa モデルと Prat モデルに関する基本的な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ついて検討する。また、マイクロプレーンモデルが微視的イメージを反映したモデルであるという利点をより微視的な観点から考察し、コンクリートの巨視的な耐荷機構に対してマイクロプレーンレベルの耐荷機構からの説明を試みる。

2. モデルの概要

Hasegawa モデル³⁾と Prat モデル²⁾は、基本的な定式化のみならず、マイクロプレーンのせん断ひずみの定義、マイクロプレーンの構成関係（マイクロ構成則）などについても異なる部分が多いため、これらを用いて直接的に比較することは、本研究の目的上好ましくないと考えられる。そこで本研究では、主に両モデルの基本的な定式化の差異に着目して、両モデルの特徴を明らかにする。Hasegawa モデルすなわち N-S 定式化モデルを基本として、そのマイクロプレーンに関する垂直一せん断成分による定式化のみを巨視体積一偏差一せん断成分による定式化に変更したものを V-D-S 定式化モデルとして、両者を比較することにした。ここでは、本研究で用いた両モデルの概要について簡単に記述することとし、以下では基本的な定式化のみを示す。各基本式の誘導およびマイクロ構成則の定式化については Hasegawa ら³⁾に詳細が記述されているので、ここでは省略する。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 ($i=1, 2, 3$)。

(1) Hasegawa モデル (N-S 定式化モデル)

Hasegawa モデルの定式化は、既往のマイクロプレーンモデルと比較して以下のようないくつかの特徴を持つ。

- 1) マイクロプレーン上の垂直方向とせん断方向の耐荷機構を考えて、微視的イメージの明快なモデルとする。
- 2) 基本的耐荷機構としてマイクロプレーンのみを考慮し、Gambarova モデル⁶⁾, Oh モデル⁷⁾, Kim モデル⁸⁾のように、初期ポアソン比を調整するための付加弾性体を使用しない。
- 3) マイクロプレーンの垂直圧縮応答が、ひずみテンソルをマイクロプレーンの平行な方向へ分解して得られる側方ひずみ ϵ_L に直接、依存する。
- 4) マイクロプレーン上で固定された直交 2 方向のせん断ひずみ ϵ_{TK} , ϵ_{TM} を考え、損傷異方性を適切に評価する。
- 5) 応力テンソルをマイクロプレーン上に分解して得られる直応力 S_N をマイクロプレーンのせん断摩擦則により入れる。すなわち、マイクロプレーンのせん断応力がせん断ひずみのみではなく応力テンソルにも依存すると考える（付加静的拘束条件）。
- 6) 軟化を含むマイクロプレーンの応力-ひずみ関係は、ピーク応力前後で異なる関数形とする。
- 7) マイクロプレーンの応力-ひずみ関係に弾塑性破壊要素と線形粘性要素とを直列結合した一般化マックスウェルレオロジーモデルをとり入れ、速度依存性を考慮する。また指數アルゴリズムを用いてマイクロプレーンの応力-ひずみ関係の時間経路積分を行なうことにより数値計算精度を向上させる。

Hasegawa モデルは、以下の基本仮定 I~VIに基づいている。

基本仮定 I: マイクロプレーンの垂直ひずみ ϵ_N , せん断ひずみ ϵ_{TK} , ϵ_{TM} , 側方ひずみ ϵ_L は、ひずみテンソル ϵ_{ij} をそれぞれマイクロプレーンの法線方向 n_i , せん断方向 k_i と m_i , 平行方向に分解したものと定義する（運動学的拘束条件）。せん断ひずみ ϵ_{TK} と ϵ_{TM} は、マイクロプレーン面上で互いに直交する。ここで、 n_i はマイクロプレーンの単位法線ベクトルであり、 k_i と m_i はマイクロプレーン面上で互いに直交する単位ベクトルである。

基本仮定 II: マイクロプレーンの垂直応力 σ_N とせん断応力 σ_{TK} , σ_{TM} は、それぞれ垂直ひずみ ϵ_N とせん断ひずみ ϵ_{TK} , ϵ_{TM} によって支配される。それらのマイクロプレーンのひずみと応力は、マイクロ構成則によって関係づけられる。せん断応力 σ_{TK} と σ_{TM} の方向は、対応する ϵ_{TK} と ϵ_{TM} の方向に一致することを仮定する。

基本仮定 III: マイクロプレーンの垂直応力 σ_N は、垂直ひずみ ϵ_N のみならず側方ひずみ ϵ_L によって表わ

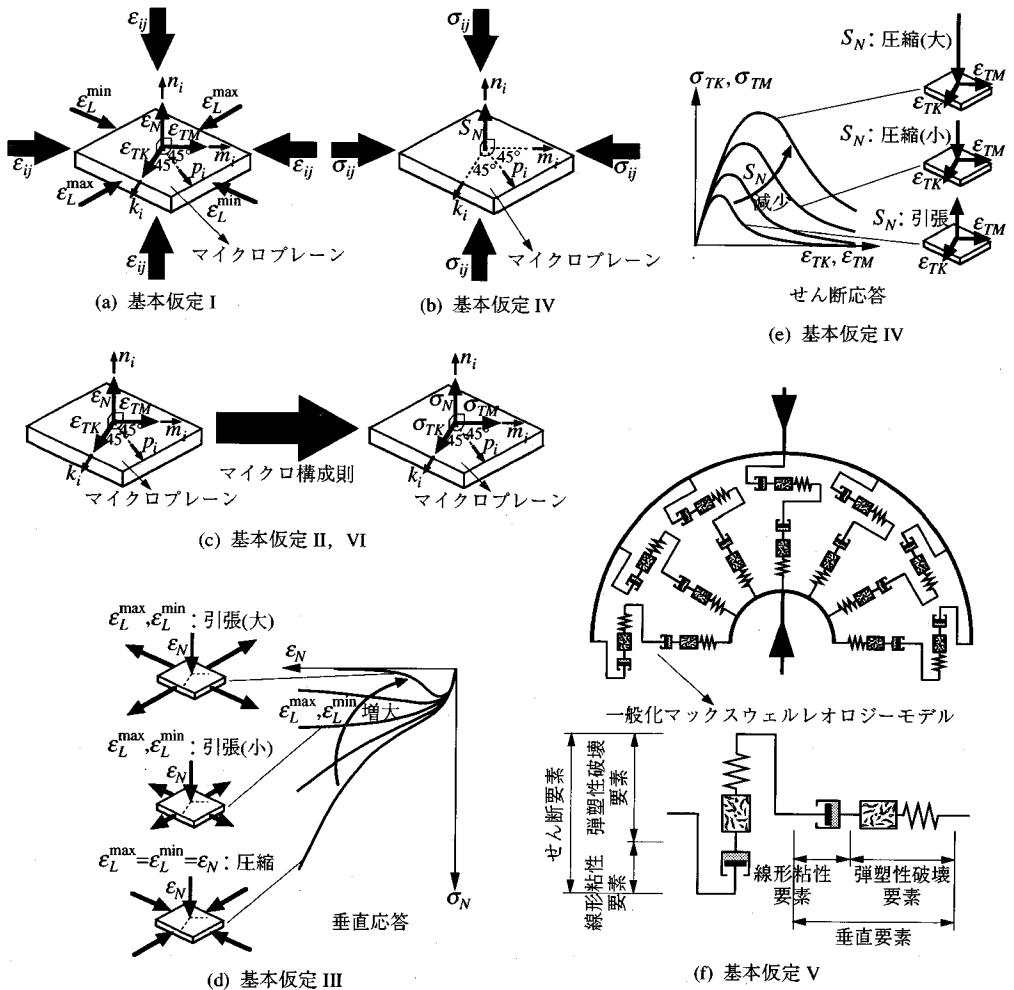


図-2 Hasegawaモデル（N-S定式化モデル）の基本仮定

される。

基本仮定IV：マイクロプレーンのせん断応力の非弾性成分は、そのマイクロプレーンの垂直方向へ応力テンソル σ_{ij} を分解して得られる直応力 S_N に依存する（ $S_N = n_i n_j \sigma_{ij}$ ；付加静的拘束条件）。

基本仮定V：マイクロプレーンの垂直応力とせん断応力は、弾塑性破壊要素と線形粘性要素を直列結合した一般化マックスウェルレオロジーモデルに基づいて決定される。

基本仮定VI：垂直成分とせん断成分のマイクロ構成則は互いに独立であり、その交差効果は無視する。

図-2は、基本仮定I～VIを概念的に説明したものである。

増分型のマイクロ構成関係は、式(1)のように定義される。

$$\text{垂直成分: } d\sigma_N = C_N d\epsilon_N - d\sigma_N'' \quad (1a)$$

$$K-\text{せん断成分: } d\sigma_{TK} = C_{TK} d\epsilon_{TK} - d\sigma_{TK}'' \quad (1b)$$

M-せん断成分: $d\sigma_{TM} = C_{TM} d\epsilon_{TM} - d\sigma_{TM}'' \quad (1c)$
ここで、 $d\sigma_N$, $d\sigma_{TK}$, $d\sigma_{TM}$: マイクロプレーンの増分応力； C_N , C_{TK} , C_{TM} : マイクロプレーンの増分弹性剛性； $d\sigma_N''$, $d\sigma_{TK}''$, $d\sigma_{TM}''$: マイクロプレーンの増分非弹性応力。

基本仮定I～VIに基づき、また、仮想仕事の原理を適用することによって、式(2)の増分構成関係が誘導される。

$$d\sigma_{ij} = C_{ijrs} d\epsilon_{rs} - d\sigma_{ij}'' \quad (2a)$$

$$C_{ijrs} = \frac{3}{2\pi} \int_S [n_i n_j n_r n_s C_N + \frac{1}{4}(k_i n_j + k_j n_i)(k_r n_s + k_s n_r) C_{TK} + \frac{1}{4}(m_i n_j + m_j n_i)(m_r n_s + m_s n_r) C_{TM}] f(\mathbf{n}) dS \quad (2b)$$

$$d\sigma_{ij}'' = \frac{3}{2\pi} \int_S [n_i n_j d\sigma_N'' + \frac{1}{2}(k_i n_j + k_j n_i) d\sigma_{TK}'' + \frac{1}{2}(m_i n_j + m_j n_i) d\sigma_{TM}''] f(\mathbf{n}) dS \quad (2c)$$

表一 Pratモデルによる各種実験に対する材料定数

実験	実験者	材料定数					ピーク応力 (kgf/cm^2)				圧縮強度 f_c' (kgf/cm^2)
		η_0	a_1 ($\times 10^{-4}$)	a_2 ($\times 10^{-3}$)	a_3 ($\times 10^{-3}$)	a_4 ($\times 10^{-3}$)	体積引張 σ_{VT}^0	偏差引張 σ_{DR}^0	偏差圧縮 σ_{DC}^0	せん断 σ_T^0	
3軸圧縮	Balmer	0.85	5.0	2.5	1.8	10.0	44.9	38.1	278	79.5	251
3軸圧縮	Bazantら	1.00	5.0	1.0	1.0	0.0	44.9	44.9	131	31.1	356
静水圧	Greenら	1.00	4.0	2.0	1.7	0.0	35.9	35.9	262	52.8	494
1軸圧縮	Hognestadら	0.50	5.0	2.5	1.5	0.0	44.9	22.4	164	112.1	325
3軸圧縮	Kotsovosら	0.85	5.0	5.0	10.0	16.0	44.9	38.1	557	441.9	478
2軸圧縮	Kupferら	0.60	1.0	5.0	1.1	0.9	9.0	5.4	393	72.6	328
1軸引張	Petersson	0.25	0.3	0.5	0.5	0.0	2.7	0.7	16.4	48.3	604*
1軸圧縮	Sinhaら	0.50	5.0	3.2	1.6	0.0	44.9	22.4	210	119.6	264
1,3軸圧縮	van Mier	0.85	4.0	4.3	1.8	2.0	35.9	30.5	479	79.5	394

* : 引張強度 f_t から $f_t' = (f_t / 0.583)^{3/2}$ として計算した

ここで、 C_{ijrs} : 増分弾性剛性テンソル； $d\sigma_{ij}''$: 増分非弾性応力テンソル； S : 単位半球の表面； $f(\mathbf{n})$: マイクロプレーンの法線方向 \mathbf{n} に関する重み関数（本研究では初期等方性、すなわち $f(\mathbf{n})=1$ を仮定する）。N-S定式化モデルでは、図一2(d)のように、 ε_N と ε_L が等しい場合においてマイクロプレーンの垂直圧縮応答が巨視的な静水圧挙動と一致するが、 ε_N と ε_L の差が大きい場合、垂直圧縮応答はひずみ軟化を生じると仮定される。この垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性によって、軟化から硬化への遷移挙動がモデル化される。

(2) V-D-S定式化モデル

本研究において考えたV-D-S定式化モデルは、Hasegawaモデルの垂直ひずみ ε_N をすべてのマイクロプレーンで同一の体積ひずみ $\varepsilon_V = \varepsilon_{kk}/3$ と各マイクロプレーンで異なる偏差ひずみ $\varepsilon_D = \varepsilon_N - \varepsilon_V$ に分解し、それらに対する体積応答応力 σ_V と各マイクロプレーンの偏差応答応力 σ_D を考えるというものである。ただし、マイクロプレーンのせん断摩擦則で考慮する直応力は、 S_N ではなく、Pratモデルと同様にすべてのマイクロプレーンで同一の $\sigma_C = (\sigma_{II} + \sigma_{III})/2$ とする (σ_{II} , σ_{III} : 中間および最小主応力)。

増分型のマイクロ構成関係は、式(1a)が式(3a)および式(3b)に変更される。

$$\text{体積成分: } d\sigma_V = C_V d\varepsilon_V - d\sigma_V \quad (3a)$$

$$\text{偏差成分: } d\sigma_D = C_D d\varepsilon_D - d\sigma_D'' \quad (3b)$$

ここで、 $d\sigma_V$, C_V , $d\sigma_V''$: 体積成分の増分応力、増分弾性剛性、増分非弾性応力； $d\sigma_D$, C_D , $d\sigma_D''$: 偏差成分の増分応力、増分弾性剛性、増分非弾性応力。

V-D-S定式化モデルの増分構成関係は、式(4)のようになる。

$$d\sigma_{ij} = C_{ijrs} d\varepsilon_{rs} - d\sigma_{ij}'' \quad (4a)$$

$$C_{ijrs} = \frac{3}{2\pi} \int_S \left[\frac{1}{3} n_i n_j \delta_{rs} C_V + n_i n_j \left(n_r n_s - \frac{1}{3} \delta_{rs} \right) C_D \right. \\ \left. + \frac{1}{4} (k_i n_j + k_j n_i) (k_r n_s + k_s n_r) C_{TK} \right. \\ \left. + \frac{1}{4} (m_i n_j + m_j n_i) (m_r n_s + m_s n_r) C_{TM} \right] f(\mathbf{n}) dS \quad (4b)$$

$$d\sigma_{ij}'' = \frac{3}{2\pi} \int_S \left[n_i n_j (d\sigma_V'' + d\sigma_D'') \right. \\ \left. + \frac{1}{2} (k_i n_j + k_j n_i) d\sigma_{TK}'' \right. \\ \left. + \frac{1}{2} (m_i n_j + m_j n_i) d\sigma_{TM}'' \right] f(\mathbf{n}) dS \quad (4c)$$

ここで、 δ_{rs} : Kroneckerのデルタ。

V-D-S定式化モデルでは、マイクロプレーンの垂直応答を体積応答と偏差応答に分解することによって、垂直応答の側方ひずみ依存性を間接的に考慮している。V-D-S定式化モデルにおける体積応答は、N-S定式化モデルにおける垂直成分の静水圧応答と同一である。

3. 解析の概要

(1) 各解析シリーズの目的と概要

本解析では、前述したN-S定式化モデルおよびV-D-S定式化モデルについて比較するとともに、N-S定式化モデルで考慮されているマイクロプレーンの垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性に関しても、その妥当性を検討する。

表一は、各種実験に対してBazantら²⁾がPratモデルを用いて行なった解析で使用した材料定数である（各材料定数の定義についてはBazantら²⁾を参照）。同表には、それらの材料定数を用いて著者が計算したマイクロプレーンの応力-ひずみ関係のピーク応力および実験での1軸圧縮強度を並記した。なお、Pratモデルではマイクロプレーンのピーク応力がコンクリートの弾性係数 E とボアソン比 v に依存しているので、 $E = 3 \times 10^5 kgf/cm^2$, $v = 0.18$ として表一におけるマイクロプレーンのピーク応力を計算し

表-2 解析シリーズA1~A4の材料定数

材料定数	解析シリーズ			
	A1	A2	A3	A4
$\sigma_{NT}^0 (kgf/cm^2)$	30.0	30.0	30.0	40.0
ζ_{NT}	0.5	0.5	0.5	0.5
γ_{NT}	7.0	7.0	7.0	5.0
p_{NT}	1.0	1.0	1.0	1.0
$\rho_{NT} (\text{sec})$	10^5	10^5	10^5	10^5
$\sigma_{NC}^0 (kgf/cm^2)$	-300	-300	-300	-400
ζ_{NC}	0.3	0.3	0.3	0.3
γ_{NC}	2.0	2.0	2.0	1.0
p_{NC}	1.0	1.0	1.0	1.0
$\rho_{NC} (\text{sec})$	10^7	10^7	10^7	10^7
$\sigma_T^0 (kgf/cm^2)$	10.0	10.0	10.0	17.0
ζ_T	0.8	0.8	0.8	0.5
γ_T	1.5	1.5	1.5	1.5
p_T	1.0	1.0	1.0	1.0
μ	0.5	0.5	0.5	0.6
$\rho_T (\text{sec})$	10^6	10^6	10^6	10^6
ϵ_{LD}^1	0.01	0.001	—	0.01
ϵ_{LD}^p	0.01	0.001	—	0.01
m	1.0	1.0	—	1.0

表-3 解析シリーズA5の材料定数

偏差引張	$\sigma_{DT}^0 (kgf/cm^2)$	25.0
	ζ_{DT}	0.5
	γ_{DT}	5.0
	p_{DT}	1.0
	$\rho_{DT} (\text{sec})$	10^5
偏差圧縮	$\sigma_{DC}^0 (kgf/cm^2)$	-200
	ζ_{DC}	0.5
	γ_{DC}	2.0
	p_{DC}	1.0
	$\rho_{DC} (\text{sec})$	10^6
せん断	$\sigma_T^0 (kgf/cm^2)$	60.0
	ζ_T	0.5
	γ_T	2.0
	p_T	1.0
	μ	0.7
	$\rho_T (\text{sec})$	10^6
体積引張	$\sigma_{VT}^0 (kgf/cm^2)$	25.0
	ζ_{VT}	0.5
	γ_{VT}	5.0
	p_{VT}	1.0
	$\rho_{VT} (\text{sec})$	10^5
	$\eta_0 = C_D^0 / C_V^0$	1.0

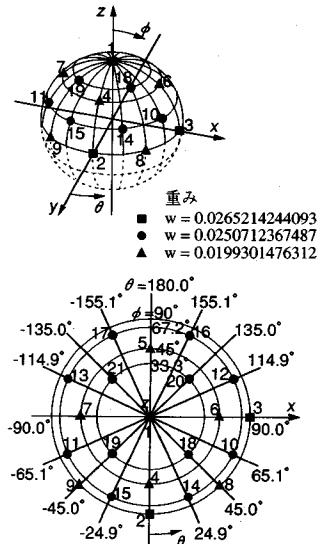


図-3 単位半球面上の21点の数値積分点

た。Bazantら²⁾の解析では、各実験データに対して別個に最適な適合が得られるように各材料定数を同定したため、個々の実験データについては良好な予測結果を得られることが報告されている。しかし各材料定数または各成分のピーク応力値と1軸圧縮強度との間には明確な相関関係が見られず、また各実験間で極端な値の差異があることがわかる。

上述した点に鑑みて、本研究では広範な応力状態を統一した材料定数で解析することとする。本解析ではA1~A5の5シリーズを考え、各解析シリーズにおいて、圧縮子午線上および引張子午線上の3軸圧縮解析、2軸圧縮-圧縮解析、2軸圧縮-引張解析、2軸引張-引張解析、円形鋼管コンクリートの解析を実施した。鋼管コンクリート解析は、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両モデルの予測能力を検証するため実施した。

a) 解析シリーズA1

N-S定式化モデルを用いて、 $\epsilon_{LD}^1 = \epsilon_{LD}^p = 0.01$ とする。 $\epsilon_{LD}^1 = \epsilon_{LD}^p$ は、垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を制御する材料定数であり、この値が増大するにつれて垂直圧縮応答は軟化しにくくなる。

b) 解析シリーズA2

N-S定式化モデルを用い、 $\epsilon_{LD}^1 = \epsilon_{LD}^p = 0.001$ として解析を行ない、解析シリーズA1の結果と比較することによって材料定数 $\epsilon_{LD}^1 = \epsilon_{LD}^p$ の影響を検討する。

c) 解析シリーズA3

垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を考慮しないN-S定式化モデルによって解析を行なう。すなわちマイク

ロプレーンの側方ひずみと無関係に垂直圧縮応答を常に静水圧応答とする定式化を用いる。解析シリーズA2の結果と比較することによって、垂直圧縮応答に関する側方ひずみ依存性の必要性を検証する。

d) 解析シリーズA4

N-S定式化モデルを用い、Smithら⁹⁾の圧縮子午線上の3軸圧縮実験をシミュレートし、同定された材料定数を使用して、その他の解析を行なう。

e) 解析シリーズA5

V-D-S定式化モデルを用い、Smithらの圧縮子午線上の3軸圧縮実験をシミュレートし、同定された材料定数を使用して、その他の解析を行なう。

表-2は、解析シリーズA1~A4で設定したN-S定式化モデルの材料定数であり、表-3は、解析シリーズA5で設定したV-D-S定式化モデルの材料定数である。これらの材料定数は、Hasegawaら³⁾の研究において定義されたものであり、表-2と表-3に示されていない材料定数に関してはHasegawaらの研究で設定された値を仮定した。

(2) 構成方程式の解法

本研究では、N-S定式化モデルおよびV-D-S定式化モデルから導かれるマトリックス形式の増分構成関係式を既知の応力、ひずみから未知の応力、ひずみが計算できる部分マトリックス形式のものへ変換し、これを解法することによって各解析シリーズの境界条件が満足される構成方程式の解を直接、時間経路積分することとした¹⁰⁾。なお、増分弾性剛性テン

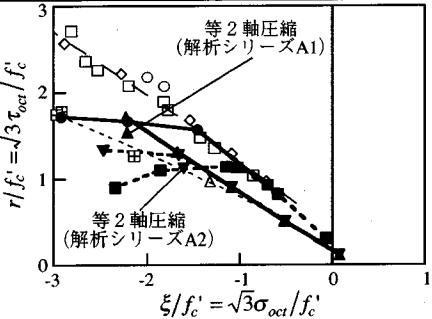
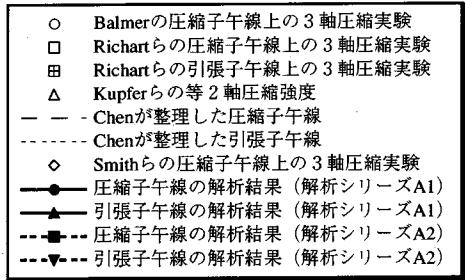
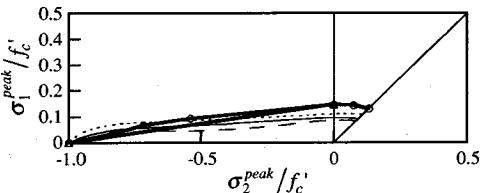
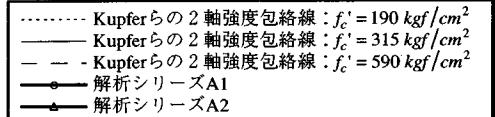


図-4 圧縮子午線と引張子午線の解析結果
(解析シリーズA1とA2)

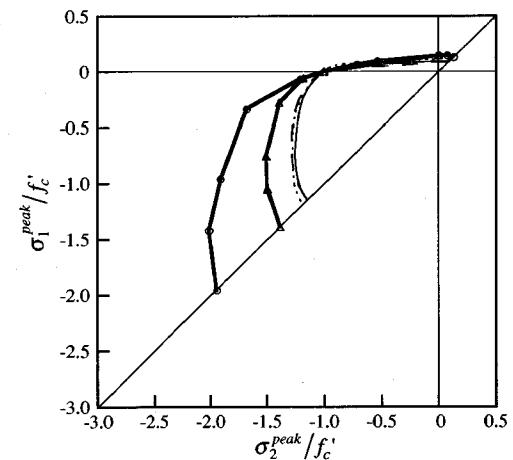
ソル C_{ijrs} (式(2b), 式(4b)) と増分非弾性応力テンソル $d\sigma_{ij}''$ (式(2c), 式(4c)) の半球面積分は, Bazant ら¹¹⁾の21点半球面数値積分公式 (図-3 参照) を使用して評価した。

マイクロプレーンモデルは軟化構成関係を表現するために, その解法では正値形式でない構成マトリックスを取り扱うことになるが, 正値形式でない構成マトリックスを用いて最大応力後の計算を行なう場合には解は必ずしも安定に収束することなく発散することがあった。そこで本解析では安定な反復計算と収束が得られる初期応力法を採用した, すなわち初期弾性構成マトリックスを用いて反復収束計算を行なうこととした。また, 基本的には各解析における主たるひずみ成分に対してひずみ増分制御を行ない各載荷ステップの計算を進めた。ひずみ増分 $\Delta\varepsilon$ は, 圧縮解析の場合 $\Delta\varepsilon = -2 \times 10^{-5} \sim -2 \times 10^{-4}$ であり, 引張解析の場合 $\Delta\varepsilon = +5 \times 10^{-5}$ とした。

鋼管コンクリート解析では, 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。各解析シリーズでは, パラメータ $\rho_S f_{Sy}/2$ を変化させることによって, 拘束応力レベルの影響を検討した (ρ_S : 鋼管の体積比; f_{Sy} : 鋼管の引張降伏強度)。なお鋼管は, 弹性係数 $E_S = 2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ と引張降伏強度 $f_{Sy} = 3000 \text{ kgf/cm}^2$ で定義される弹性完全塑性とした。



(a) 圧縮一引張および引張一引張応力領域



(b) 全2軸応力領域

図-5 2軸強度包絡線の解析結果
(解析シリーズA1とA2)

4. 解析シリーズA1~A3

(1) 側方ひずみ依存性を制御する材料定数の影響

図-4 は, 解析シリーズA1とA2の圧縮子午線上および引張子午線上の3軸圧縮解析から得られた破壊曲面の圧縮子午線および引張子午線である。同図には, Balmer¹²⁾, Richart¹³⁾, Kupfer¹⁴⁾, Smith⁹⁾の既往の実験結果およびChen¹⁵⁾が整理した子午線も示してある ($\sigma_{oct} = I_1/3 = \sigma_i/3$: 八面体垂直応力; $\tau_{oct} = \sqrt{2J_2/3}$: 八面体せん断応力; J_2 : 偏差応力テンソルの2次不変量; f_c' : 1軸圧縮強度(+))。

図-4 からわかるように, 側方ひずみ依存性を制御する材料定数 $\varepsilon_{LD}^1 = \varepsilon_{LD}^p$ が増大すると, 3軸圧縮における拘束効果は向上し最大応力が増大する。低拘束圧下での破壊曲面の圧縮子午線と引張子午線は, 既往の実験結果と比較的良好に一致しているが, $\varepsilon_{LD}^1 = \varepsilon_{LD}^p$ の大小にかかわらず破壊曲面の圧縮子午線と引張子午線は, 高拘束圧下で閉じる傾向にあり, 静水圧軸の負方向に対して開曲面であるコンクリートの破壊曲面を

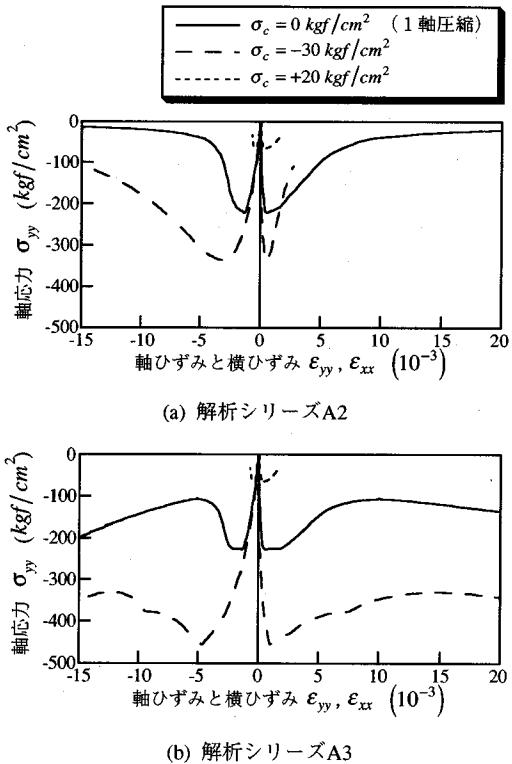


図-6 圧縮子午線上の3軸圧縮解析
(解析シリーズA2とA3)

再現していない。また破壊曲面の圧縮子午線と引張子午線は、拘束圧の増大とともに接近し、やがて交差する。高拘束圧下では引張子午線が圧縮子午線の上側に位置している。

図-5は、解析シリーズA1とA2の2軸応力解析から得られた2軸強度包絡線を比較したものであり、同図には、Kupferら¹⁴⁾の実験結果も示してある。

2軸圧縮-圧縮応力下の強度包絡線は、 $\epsilon_{LD}^L = \epsilon_{LD}^P$ の値が小さい解析シリーズA2の方が解析シリーズA1より実験値に近い結果となっているが、いずれの場合も2軸圧縮強度を過大に評価している。また1軸引張強度が多少大きめに評価されており、実験で確認されている1軸圧縮強度と1軸引張強度の比率が得られていない。

解析シリーズA1とA2の比較から、N-S定式化モデルでは、垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を制御する材料定数 $\epsilon_{LD}^L = \epsilon_{LD}^P$ を小さく設定することにより、2軸応力状態や低拘束圧状態に関して十分な予測精度を有することが明らかとなった。しかし、高拘束圧における破壊曲面を良好に表現することができない。

(2) 側方ひずみ依存性を無視する影響

図-6に解析シリーズA2とA3における圧縮子午線

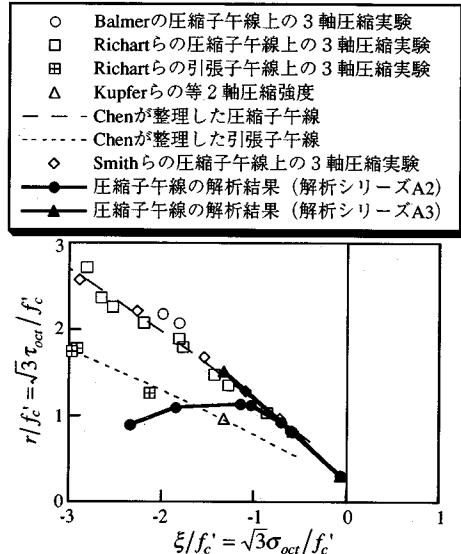


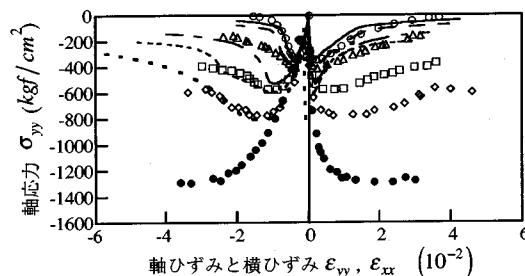
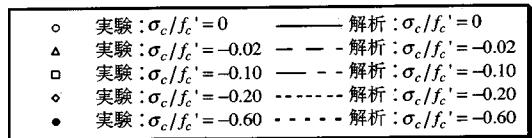
図-7 圧縮子午線の解析結果
(解析シリーズA2とA3)

上の3軸圧縮解析から得られた応力-ひずみ関係を示す(σ_c :周圧)。

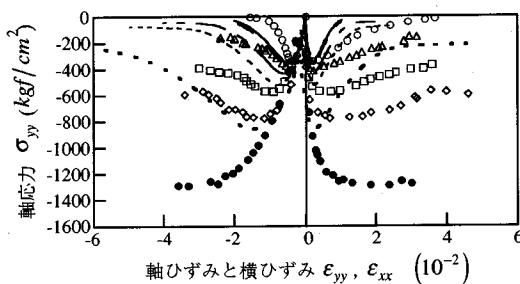
垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を考慮した解析シリーズA2では、最大応力に達した後、応力が単調減少する良好なひずみ軟化挙動が得られているが、側方ひずみ依存性を無視した解析シリーズA3では、ひずみ軟化領域の途中で再び応力が増大する不合理な再ひずみ硬化現象が生じる。解析シリーズA3におけるマイクロプレーンでの応答を調べた結果、側方ひずみ依存性を無視すると、すなわちマイクロプレーンの側方ひずみと無関係に垂直圧縮応答を常に静水圧応答とすると、垂直圧縮ひずみが単調に増大するマイクロプレーンでは決して軟化が生じないため、それが巨視応答のひずみ軟化領域における再ひずみ硬化現象を引き起こしていることが明らかになった。

図-7は、解析シリーズA2の最大応力および解析シリーズA3の第一最大応力(ひずみ軟化領域の再ひずみ硬化以前の最大応力)の結果から描いた破壊曲面の圧縮子午線を比較したものであり、同図には、既往の実験結果も示してある。

垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を考慮した解析シリーズA2における破壊曲面の圧縮子午線は、前述したように高拘束圧下で閉じる傾向にある。しかし、垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を無視した解析シリーズA3では、ひずみ軟化領域の再ひずみ硬化以前の最大応力の結果から描いた破壊曲面の圧縮子午線が、既往の実験結果によく一致している。このことは、N-S定式化モデルの垂直成分に関するマイクロ構成則が側方ひずみ依存性のみでは拘束効果を十分に表現できないこ



(a) 解析シリーズA4 (N-S定式化モデル)



(b) 解析シリーズA5 (V-D-S定式化モデル)

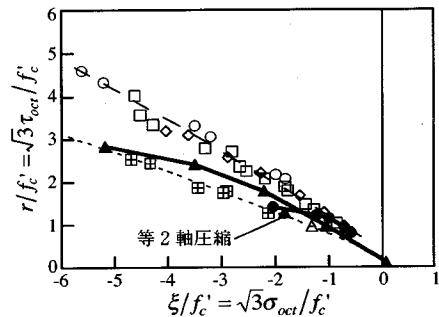
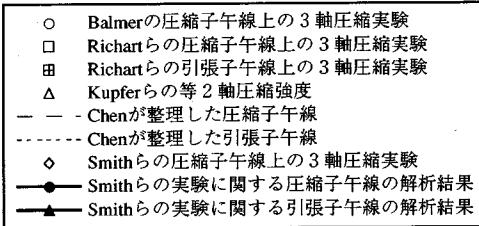
図-8 圧縮子午線上の3軸圧縮解析
(解析シリーズA4とA5)

とを暗示していると思われる。

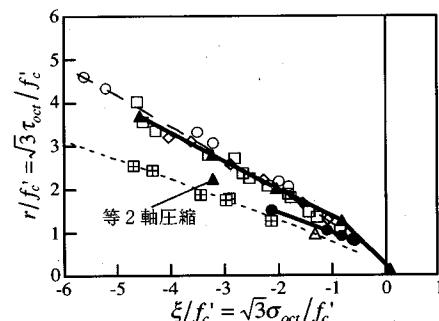
5. 解析シリーズA4, A5

(1) 3軸圧縮解析

図-8は、解析シリーズA4およびA5における圧縮子午線上の3軸圧縮解析から得られた応力-ひずみ関係をSmithら⁹の実験結果と比較したものである。N-S定式化モデルによる解析シリーズA4(図-8(a))では、Smithらの実験結果に比較して拘束圧の増大にともなうじん性の向上や最大応力の上昇が小さく、実験において完全塑性流れ挙動が観察される $\sigma_c/f_c' = -0.60$ の場合についてひずみ軟化挙動となっている。すなわち、N-S定式化モデルの拘束効果は十分でなく、高拘束圧下で完全塑性応答となるコンクリートのぜい性-塑性遷移挙動を表現できていない。また高拘束圧下におけるボアソン効果が過小評価されている。V-D-S定式化モデルによる解析シリーズA5の場合には、図-8(b)で示したように拘束圧が増大しても応答曲線の形状は相似的に拡大するだけで、じん性は向上せず、ぜい性-塑性遷移挙動が表現できていない。



(a) 解析シリーズA4 (N-S定式化モデル)



(b) 解析シリーズA5 (V-D-S定式化モデル)

図-9 圧縮子午線と引張子午線の解析結果
(解析シリーズA4とA5)

図-9に解析シリーズA4およびA5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既往の実験結果とともに示した。N-S定式化モデルを用いた解析シリーズA4における低拘束圧下での破壊曲面の圧縮子午線は、既往の実験結果と比較的良好に一致しているが、解析シリーズA1, A2と同様に高拘束圧下で閉じる傾向にあり、静水圧軸の負方向に対して開曲面であるコンクリートの破壊曲面を再現できない。破壊曲面の引張子午線も高拘束圧下で閉じる傾向にあるが、低拘束圧においては最大応力を過大評価する。一方、V-D-S定式化モデルによる解析シリーズA5の場合には、破壊曲面の圧縮子午線と引張子午線の位置関係が既往の実験結果と逆になっている。

(2) マイクロプレーンでの応答と巨視応答

図-10と図-11は、解析シリーズA4の1軸圧縮

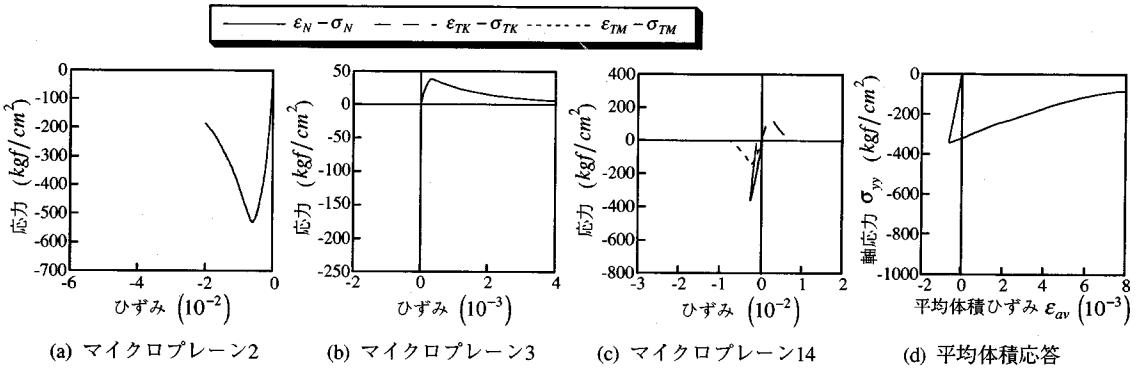


図-1 0 解析シリーズA4 (N-S定式化モデル) の1軸圧縮解析

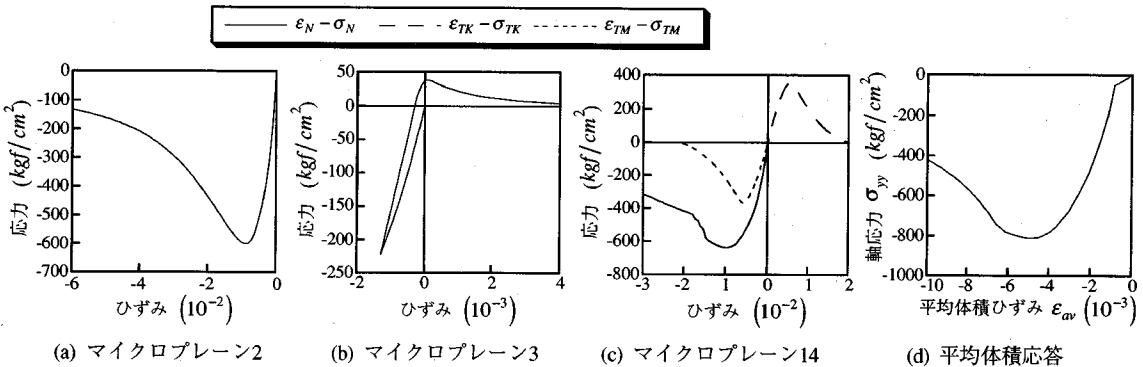


図-1 1 解析シリーズA4 (N-S定式化モデル) の3軸圧縮解析 ($\sigma_c/f_c' = -0.60$)

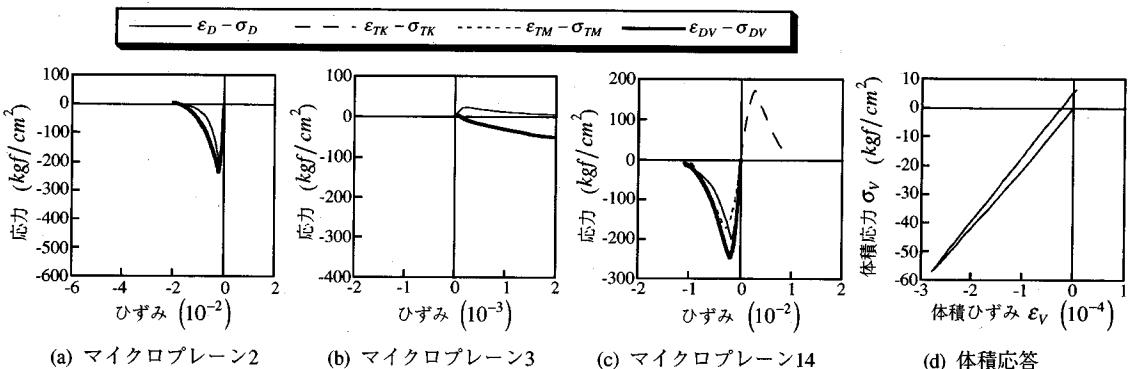


図-1 2 解析シリーズA5 (V-D-S定式化モデル) の1軸圧縮解析

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-3を参照)。

図-1 0(b)より, 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。一方, 図-1 1(b)より, 3軸圧縮解析では周圧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て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ている。しかし, 図-1 1(a)~(c)からわかるように, すべてのマイクロプレーンの応答は最終的にはひずみ軟化となるため, 巨視拳動における拘束圧の増大とともにうじん性の向上や良好な破壊曲面の圧縮子午線が得られない。

図-1 2(a)~(c)と図-1 3(a)~(c)は, 解析シリーズA5の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)

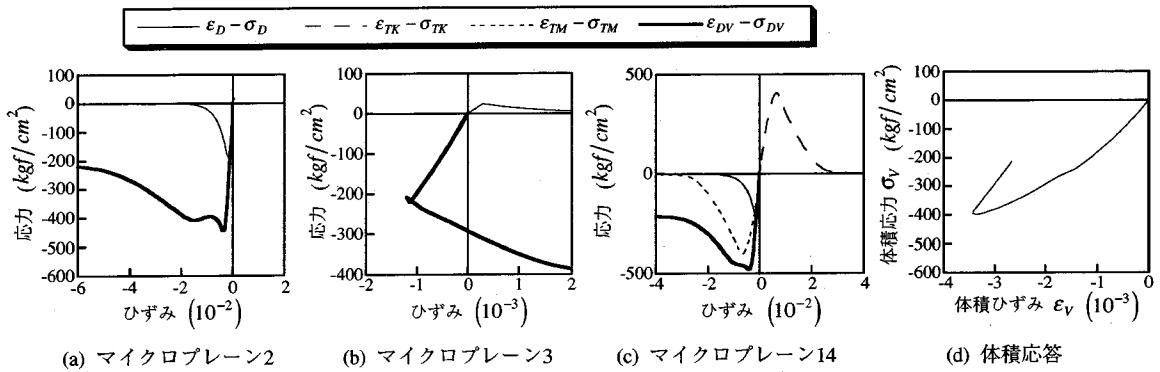


図-1-3 解析シリーズA5 (V-D-S定式化モデル) の3軸圧縮解析 ($\sigma_c/f_c' = -0.60$)

レーン) 2, 3, 14における偏差応答, K-せん断応答, M-せん断応答, および偏差応答と体積応答を合成して得た合成垂直応答 ($\varepsilon_{DV} - \sigma_{DV}$ 関係) である。

図-1-2(d)と図-1-3(d)は, 解析シリーズA5の1軸圧縮解析および圧縮子午線上の3軸圧縮解析 ($\sigma_c/f_c' = -0.60$)における体積応答である。

図-1-2(a)～(c)および図-1-3(a)～(c)で示した偏差応答と合成垂直応答との差つまり体積応答は, 周圧にともなう体積変化に依存して生じる耐力増加を表わすものと考えられる。3軸圧縮解析における偏差応答と合成垂直応答との差の方が, 1軸圧縮解析の場合よりはるかに大きく, このようなメカニズムが拘束効果を生じさせている。

図-1-2(b)と図-1-3(b)よりわかるように, マイクロプレーン3の合成垂直応答は, 軟化によってゼロ応力へ収束することなく応力-ひずみ座標の第4象限へ進むという不合理な挙動となっている。この現象は, V-D-S定式化モデルでは垂直成分が体積成分と偏差成分に分解されたことによって, 基本的な微視耐荷機構としてのマイクロプレーンが本来の物理的な意味を失ってしまったことを明らかに表わしている。解析シリーズA4の場合と同様に, V-D-S定式化モデルでは3軸圧縮解析におけるすべてのマイクロプレーンの応答が最終的にひずみ軟化となり, また体積成分についても除荷応答が生じるため, 巨視挙動における拘束圧の増大にともなうじん性の向上や良好な破壊曲面の圧縮子午線が得られないと考えられる。

(3) 2軸応力解析

図-1-4は, 解析シリーズA4およびA5の2軸引張-引張解析から得られた応力-ひずみ関係である。図-1-4(b)より, 解析シリーズS5の1軸引張解析における横ひずみは, ある軸引張ひずみ以降で引張状態になってしまっており, V-D-S定式化モデルでは, ひび割れ破壊が進行するとひび割れと平行する方向にも引張膨張変

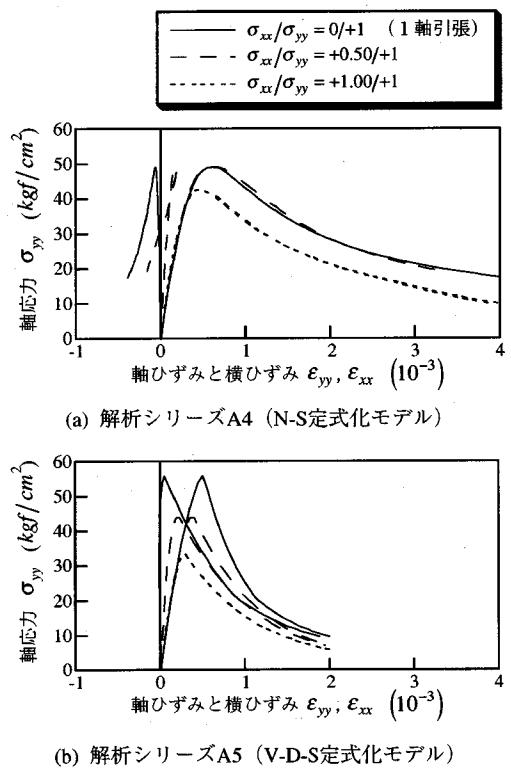
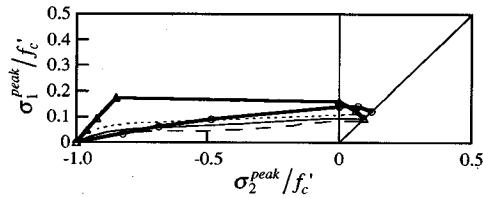
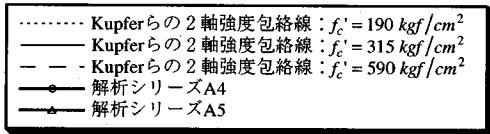


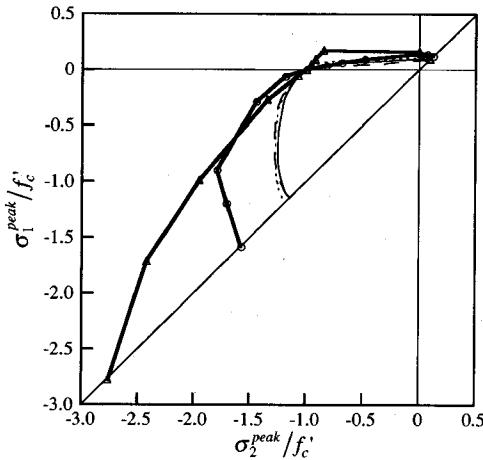
図-1-4 2軸引張-引張解析 (解析シリーズA4とA5)

形が生じポアソン比は負値となってしまう（ここでのポアソン比とは全横ひずみと全軸ひずみの比と定義する）。これは, V-D-S定式化モデルを用いた1軸引張解析では体積成分の引張応答が顕著化し, 巨視的な体積膨張が生じているためと考えられる。

解析シリーズA5では, Hasegawaら³の研究で指摘されたように $\sigma_{VT}^0 > \sigma_{DT}^0$ とせず, Bazantら²のPratモデルに従って $\sigma_{VT}^0 = \sigma_{DT}^0$ とした, すなわちマイクロプレーンの応力-ひずみ関係のピーク応力を引張体積成分 (σ_{VT}^0) と引張偏差成分 (σ_{DT}^0) とで同一とした。そのため, 図-1-4(b)よりわかるように, 1軸引張



(a) 圧縮-引張および引張-引張応力領域



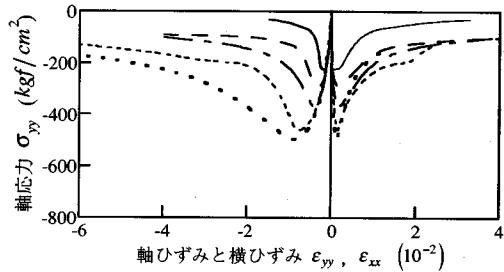
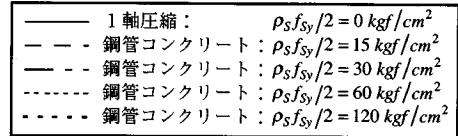
(b) 全2軸応力領域

図-15 2軸強度包絡線の解析結果
(解析シリーズA4とA5)

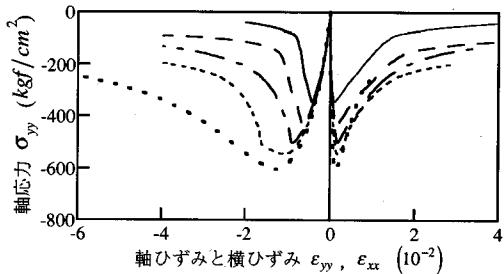
強度に比較して等2軸引張強度が過小評価されている。このようにV-D-S定式化モデルは2軸引張強度包絡線の観点からも問題がある。

一方、図-14(a)よりわかるように、N-S定式化モデルを用いた解析シリーズA4における1軸引張解析では、ポアソン比が正值を保っており、合理的な構成関係を表現している。また、N-S定式化モデルは、2軸引張-引張応力下でも最大応力が1軸引張強度とほぼ同じであるというコンクリートの特性をよく再現できている。

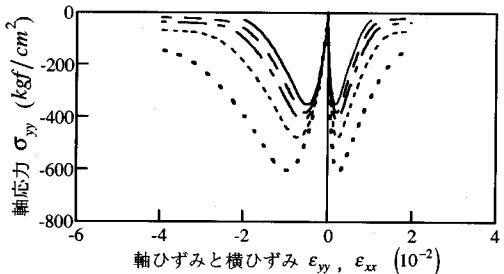
図-15は、解析シリーズA4とA5の2軸応力解析から得られた2軸強度包絡線を比較したものであり、同図には、Kupferら¹⁴⁾の実験結果も示してある。N-S定式化モデルを用いた解析シリーズA4では、解析シリーズA1, A2の場合と同様に1軸引張強度を多少大きめに予測し、2軸圧縮-圧縮強度を少し過大評価しているが、2軸圧縮-引張強度包絡線は比較的良好な結果となっている。しかしV-D-S定式化モデルによる解析シリーズA5では、2軸圧縮-圧縮強度



(a) 解析シリーズA1 (N-S定式化モデル)



(b) 解析シリーズA4 (N-S定式化モデル)



(c) 解析シリーズA5 (V-D-S定式化モデル)

図-16 鋼管コンクリートの解析
(解析シリーズA1, A4, A5)

を異常に過大評価するばかりでなく、2軸圧縮-引張強度包絡線も既往の実験結果とかけ離れている。

6. 鋼管コンクリート解析

図-16は、解析シリーズA1, A4, A5の鋼管コンクリートに関する応力-ひずみ関係の解析結果である。

すべての解析シリーズにおいて鋼管は鋼管コンクリートの最大耐力時に降伏していたので、最大耐力時の鋼管による拘束応力 σ_s^{peak} は、ほぼ $\rho_S f_{Sy}/2$ に一致しており、円形鋼管コンクリートの理想的拘束状

---○--- 解析シリーズA1 (N-S定式化モデル)
 ---△--- 解析シリーズA4 (N-S定式化モデル)
 □ - 解析シリーズA5 (V-D-S定式化モデル)
 - - - Richartらのスパイラル筋補強コンクリートの実験

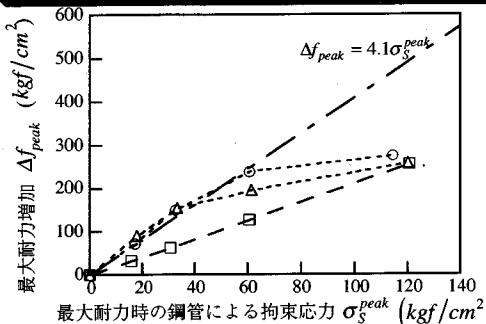


図-17 鋼管コンクリートの拘束応力と最大耐力増加の関係 (解析シリーズA1, A4, A5)

態 (Irawanら¹⁶⁾) が得られている。N-S定式化モデルを用いた解析シリーズA1, A4における鋼管コンクリートの応力-ひずみ関係 (図-16(a), (b)) は、同じ解析シリーズA1, A4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-8(a)参照) に類似している。拘束応力レベル $\rho_s f_{sy}/2$ が増大すると、じん性が向上しているが、圧縮子午線上の3軸圧縮解析と同様に高拘束圧下で完全塑性応答となるぜい性-塑性遷移挙動が得られない。

図-16(c)に示したように、V-D-S定式化モデルによる解析シリーズA5における鋼管コンクリートの応力-ひずみ関係も、同じ解析シリーズA5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-8(b)) と類似している。拘束応力レベル $\rho_s f_{sy}/2$ が増大しても、応答曲線の形状が相似的に拡大しているだけで、じん性は向上せず、ぜい性-塑性遷移挙動が表現できない。

図-17は、解析シリーズA1, A4, A5の鋼管コンクリート解析から得られた最大耐力 f_{peak} の時の鋼管による拘束応力 σ_s^{peak} と鋼管コンクリートの最大耐力増加 Δf_{peak} の関係を示したものである。同図には、Richartら¹⁷⁾が円形スパイラル鉄筋で横補強されたコンクリート試験体の1軸圧縮実験を行ない、 $\sigma_s^{peak} = \rho_s f_{sy}/2$ として得た σ_s^{peak} と Δf_{peak} の関係式 ($\Delta f_{peak} = 4.1\sigma_s^{peak}$) も表示されている。

N-S定式化モデルを用いた解析シリーズA1とA4における $\sigma_s^{peak} - \Delta f_{peak}$ 関係は、低い σ_s^{peak} の範囲においてほぼ線形であり、Richartらの $\sigma_s^{peak} - \Delta f_{peak}$ 実験関係式に一致している。しかし高い σ_s^{peak} の範囲で最大耐力増加 Δf_{peak} が消失する傾向が認められ、高い拘束応力レベルの鋼管コンクリートの最大耐力を過小評価している。V-D-S定式化モデルによる解析シリーズA5にお

ける $\sigma_s^{peak} - \Delta f_{peak}$ 関係は線形であるが、Richartらの $\sigma_s^{peak} - \Delta f_{peak}$ 実験関係式と比較して、その勾配が非常に小さく鋼管コンクリートの最大耐力を過小評価している。

7. 結論

本研究では、マイクロプレーンモデルのうち Hasegawaモデル³⁾とPratモデル²⁾に関する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-せん断成分による定式化 (N-S定式化) と巨視体積-偏差-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。本研究の範囲で以下の結論が得られた。

(1) N-S定式化モデル (Hasegawaモデル) による解析の結果、同モデルには、拘束圧の増大にともなうぜい性-塑性遷移挙動を表現できない; 破壊曲面の圧縮子午線、引張子午線が高拘束圧で閉じてしまう; 2軸圧縮-圧縮強度を過大評価する;などの問題があることがわかった。

(2) N-S定式化モデルで、マイクロプレーンの垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性を無視すると、ひずみ軟化領域における不合理な再ひずみ硬化現象が起こることより、同依存性の妥当性が検証された。

(3) N-S定式化モデルは、マイクロプレーンの垂直圧縮応答の側方ひずみ依存性に関連する材料定数を小さく設定することにより、一般的なコンクリート構造物で問題とされるような応力状態、すなわち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-塑性遷移挙動を良好に表現することができない。

(4) V-D-S定式化モデルによる解析の結果、同モデルには、拘束圧の増大にともなうぜい性-塑性遷移挙動を表現できない; 破壊曲面の圧縮子午線、引張子午線の位置関係が既往の実験結果と逆である; 1軸引張軟化応答において体積成分の引張応答が顕著化するため、ポアソン比が負値となる; 2軸応力下の強度包絡線が既往の実験結果とかけ離れる;などの問題があることがわかった。

(5) N-S定式化モデルでは、拘束圧に応じてマイクロプレーンの垂直引張損傷が変化するため、巨視的な拘束効果が生じており、微視的な耐荷機構から巨視的な耐荷機構を説明することができた。しかし、拘束圧が大きい場合にもマイクロプレーンの垂直圧縮やせん断において軟化が生じるため、適切な拘束効果が得られない。

(6) V-D-S定式化モデルでは、マイクロプレーンの

偏差応答と体積応答を合成して得られる合成垂直応答が不合理な軟化を示した。この現象は、垂直成分が体積成分と偏差成分に分解されることによって、基本的な微視耐荷機構としてのマイクロプレーンが本来の物理的な意味を失ってしまったことを表わしている。

(7) N-S定式化モデルを用いて計算された低拘束応力レベルの鋼管コンクリートの最大耐力は、円形スパイアル鉄筋で横補強されたコンクリート試験体の最大耐力と良好に一致していたが、高拘束応力レベルの場合、最大耐力増加が消失する傾向が認められた。V-D-S定式化モデルでは、拘束応力と鋼管コンクリートの最大耐力増加が線形関係にあったが、円形スパイアル鉄筋で横補強されたコンクリート試験体に比較して最大耐力を過小評価した。

謝辞：本論文は、著者の学位論文¹⁰⁾の一部をとりまとめたものであります。貴重な御助言ならびに御指導を賜りました東京大学大学院工学系研究科 前川 宏一教授に深く感謝の意を表わします。本研究で検討したHasegawaモデル³⁾は、著者が米国ノースウェスタン大学工学部 Zdenek P. Bazant 教授のもとで開発したものであり、同教授より有益な御助言を賜りました。ここに深く感謝の意を表わします。

参考文献

- 1) 前川宏一, 長谷川俊昭: コンクリート構成則の研究動向と課題, コンクリート工学, Vol. 32, No. 5, pp.13-22, 1994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) 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.
- 5) Carol, I., Bazant, Z. P. and Prat, P. C.: Geometric damage tensor based on microplane model, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 117, No. 10, pp.2429-2448, 1991.
- 6) Bazant, Z. P. and Gambarova, P. G.: Crack shear in concrete: Crack band microplane model, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 110, No. 9, pp.2015-2035, 1984.
- 7) Bazant, Z. P. and Oh, B. H.: Microplane model for progressive fracture of concrete and rock, *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 111, No. 4, pp.559-582, 1985.
- 8) Bazant, Z. P.: Microplane model for strain-controlled inelastic behaviour, *Mechanics of Engineering Materials*, Chapter 3, Desai, C. S. and Gallagher, R. H. eds., John Wiley & Sons, London, pp.45-59, 1984.
- 9) 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.
- 10) 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.
- 11) 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.
- 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) 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.
- 17) 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)

GENERAL APPLICABILITY OF MICROPLANE MODELS TO CONCRETE

Toshiaki HASEGAWA

The difference between the normal-shear formulation and volumetric-deviatoric-shear formulation on which microplane models by Hasegawa and Prat, respectively, are based is examined by numerical analysis for a wide range of stress conditions. The normal-shear formulation can predict reasonably well the constitutive relations under biaxial stress and low confinement stress conditions but can not describe well the strength increase and brittle-ductile transition under high triaxial stress conditions. Prediction accuracy of the volumetric-deviatoric-shear formulation is poor not only in biaxial stress and confinement stress conditions but also in uniaxial tension softening.