

ブリーディングによる強度変動を考慮したコンクリート部材の 三次元有限要素圧縮破壊解析

水野 英二*, 吉田 幸夫**, 畑中 重光***

3-D FEM Compressive Failure Analysis of Concrete Member with Strength Variation due to Bleeding

Eiji MIZUNO*, Yukio YOSHIDA** and Shigemitsu HATANAKA***

(Received Aug., 31, 2006)

The purpose of present study is to discuss the compressive failure state and the effectiveness of confinement inside the cylindrical confined concrete with the strength variation due to bleeding, based on the uniaxial compression 3-D FEM analysis with the Drucker-Prager model. As a result of analyses, the followings have been found. 1) The strain distribution inside hoop tie located along specimen height shows a relatively good agreement with the experimental trend. 2) In the postpeak range, the equivalent confining pressure increases in the upper part of specimen, whereas it decreases at the lower part of specimen. 3) The failure length increases with the decrease in pitch, i.e., the increase in steel ratio.

Keywords: Bleeding, Confined Concrete, Confining Effect, Failure Length, 3-D FEM Analysis

1. 序 論

性能設計へ移行したことに伴い、コンクリート構造物への要求性能として変形性能（靱性）が求められるようになってきている。靱性を期待する一手段として、横拘束コンクリート（以下、コンファインドコンクリート）の利用が挙げられる。古くからその靱性能の高さが注目され、多くの有益な研究結果が報告されている。また、変形性能を議論するための基礎データ、例えば、コンクリート柱において、軸力ならびに水平力を受けた場合の塑性ヒンジ部分における詳細な実験結果（帯筋からの拘束圧、それに伴う変形能などに関する研究結果）は数多く報告されている。しかし、変形能や破壊の進展等をシミュレートした解析的な研究、さらに三次元の解析へと拡張した解析例は多くない。

コンクリートには、ブリーディング現象により打込み上層部には弱化層が、下層部には圧密により強度の高い層が生じる。また、ブリーディング現象により、骨材下面には水隙が形成され、コンクリートの硬化により空隙（マクロな欠陥）となる。この欠陥が強度の異方性の原因となることが確かめられている。このように、硬化したコンクリートには既に空

隙や異方性が存在しており、構造的および材料的（強度的）に不均質である。この点に注目した実験的研究、例えば、欠陥からのひび割れの進展や強度分布などを調査した研究は行われている。しかし、この不均質性を取り扱った解析的研究、例えば、ポストピーク挙動や破壊の進展などへの影響を取り扱った研究はあまり多くはない。

本論文の目的は以下の4点である。

- 1) DIANA 既存の Drucker-Prager 型破壊基準および同構成則を適用した要素レベルでの検証解析より、再現精度を議論する。
- 2) コンクリート材料特有の強度分布に着目し、一軸圧縮下におけるプレーンおよびコンファインドコンクリート供試体の破壊性状を議論する。
- 3) 内部の破壊性状に与える強度分布の影響が、横拘束の有無とその程度によってどのように変動するかを議論する。
- 4) 既往の研究にて十分に議論されていなかった Drucker-Prager 型破壊基準および同構成則の内部摩擦角とその適用範囲を明確にする。

本論文で得られる成果の意義を以下に示す。

- 1) コンクリートに存在している不均質性（強度分布）とその影響を陽な形で取り扱った試みに新規性および重要な意義がある。

*都市建設工学科 (Department of Civil Engineering)

**アイテクニカ (Ai TECNICA)

***三重大学工学部建築学科 (Department of Architecture, Mie University)

- 2) コンクリート内部の不均質性の影響を考慮することで、過大入力を受ける RC 柱の破壊性状を予測する三次元シミュレーション解析の精度の向上に焦点を当てることに重要な意義がある。

本論文は、第1章を含む以下に示す全6章より構成される。

第2章：既往の研究

第3章：各種载荷下における要素レベルでの検証解析

第4章：プレーンコンクリートの一軸圧縮有限要素解析

第5章：コンファインドコンクリートの一軸圧縮有限要素破壊進展解析

第6章：総括

2. 既往の研究

2.1 概説

コンファインドコンクリートとは、圧縮応力下での横方向変形をフープ筋やスターラップ筋により拘束し、圧縮強度および靱性を改善したコンクリートのことである。以下、コンファインドコンクリートの圧縮性状に与える、各種の影響要因について述べる。

2.2 拘束機構

コンファインドコンクリートの拘束機構¹⁾を図1に示す。拘束により発生する側圧は、供試体への圧縮载荷による横方向のひずみを受けた横補強筋が、供試体に拘束力を作用させることによる受動側圧である。このため、側圧は供試体のひずみの増大とともに漸増する。

コンファインドコンクリートには円形と角形があり、形状によって水平断面内における拘束機構が異なる。断面形状が、角形の場合では円形より拘束効果が劣る。円形は同図(c)のように拘束応力を式(1)のように表すことができる²⁾。

$$\sigma_{LY} = \frac{2A_s\sigma_{sy}}{sD} = \rho_s\sigma_{sy} = \frac{1}{2}\rho_v\sigma_{sy} \quad (1)$$

ここに、 A_s ：横補強筋の断面積 (mm²)、 σ_{sy} ：横補強筋の降伏強度 (MPa)、 s ：配筋間隔 (mm)、 D ：供試体の直径 (mm)、 ρ_s ：横補強筋の面積比、 ρ_v ：横補強筋の体積比

2.3 応力-ひずみ関係に与える各種影響要因

(1) 横補強筋の降伏強度による影響

図2は普通強度のコンファインドコンクリートについての実験結果である³⁾。同図から横補強筋の降伏強度 σ_{sy} が低いほど若干ではあるが強度・エネルギー吸収能力が増大している。つまり、コンクリート強度に見合った横補強筋の降伏強度 σ_{sy} の設定が必要といえる。

(2) コンクリート強度の影響

図3に示すように、高強度コンクリートになる程、圧縮強度に至るまで弾性的に挙動する⁴⁾。そのため、塑性挙動による大きな横変形ひずみを生ずる低強度コンクリートに比べ、高強度コンクリートでは同じ横補強筋を用いても、拘束応力の伸びは小さくなり強度増

分も小さくなる。つまり、高強度コンクリートを用いる場合、小さな横方向のひずみでも拘束力が期待できる剛性の大きい(多量の)高強度横補強筋の使用が必要となる⁵⁾。

(3) 横補強筋間隔の影響

横補強筋による拘束応力の一様性が高い場合ほど、圧縮強度・エネルギー吸収能力の増加は大きい。すなわち、拘束応力指標 $\rho_s\sigma_{sy}$ が同じ場合、太い鉄筋を粗い間隔で配するよりも拘束応力の一様性が高くなる細い鉄筋を密に配する方が効果は高い⁵⁾。

(4) 拘束応力指標 $\rho_s\sigma_{sy}$ の影響

図3より、プレーンコンクリートからの圧縮強度・エネルギー吸収能力の増大は、拘束応力指標 $\rho_s\sigma_{sy}$ が大きい程大きい³⁾。一様拘束応力に近くなる密配筋の普通強度補強筋の場合、強度増分は拘束応力指標 $\rho_s\sigma_{sy}$ のおおよそ4倍程度と

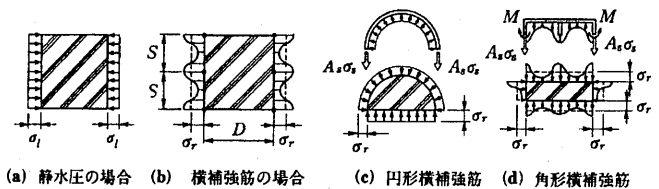


図1 各種拘束応力の違い¹⁾

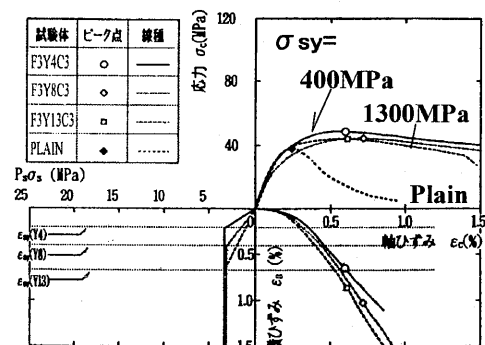


図2 横補強筋降伏値 σ_{sy} の影響³⁾

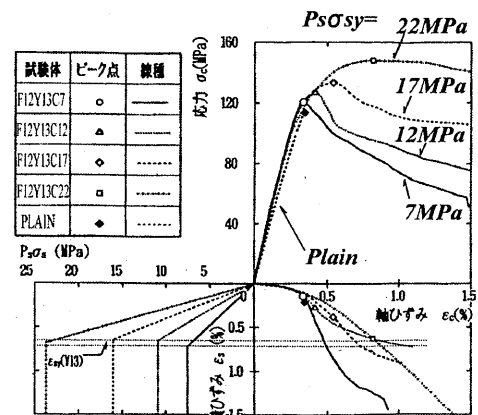
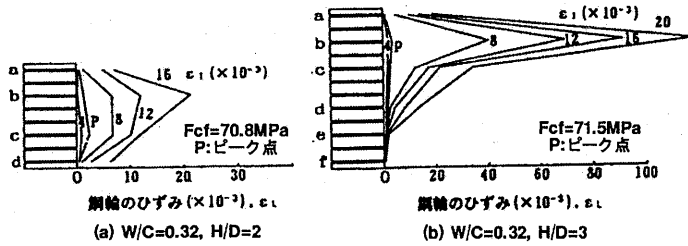


図3 拘束応力指標 $\rho_s\sigma_{sy}$ の影響(高強度)⁴⁾

図4 高さ別の平均軸ひずみ-鋼輪ひずみ⁹⁾

なる。一方、圧縮強度時ひずみの増加は拘束応力 $\rho_s \sigma_y$ が大きく、十分拘束されているとき程大きい。すなわち、ひずみ増分は強度増分に依存する。

2.4 形状効果

図4に鋼輪のひずみ分布を示す⁹⁾。同図は供試体形状により鋼輪のひずみ分布を示したものである。供試体上部が打ち込み上部となっている。高さ方向の鋼輪のひずみに、相違が生じていることがわかる。

2.5 材料の強度分布（不均質性）に着目した研究

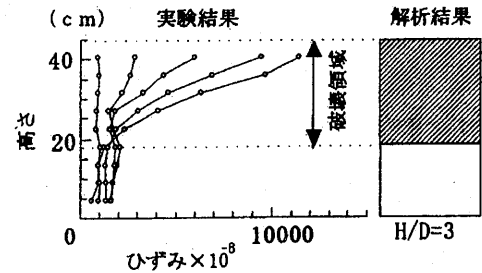
(1) 圧縮強度分布

既往の文献[7-10]に共通な知見として、柱の様な縦打ちとする部材において、圧縮強度は上層ほど低いことが挙げられる。

谷川ら⁸⁾は、高さ3mまでのプレーンコンクリート柱のコア強度の分布を求め、柱の下層では圧密によって強度が高くなり、上層に向かうに従いブリーディングなどの影響により強度が低下していることを示した。

(2) 圧縮荷重による破壊領域

中村ら¹⁰⁾は、プレーンコンクリート供試体中にひずみゲージを貼り付けたアクリルバーを埋め込み、圧縮荷重を受ける供試体の高さ方向のひずみ分布および破壊領域を測定している。供試体の上層ほど軸ひずみが大きくなることを示した（図5参照）。

図5 破壊領域長さ¹⁰⁾

ここに、 $I_1 = \sigma_{ii}$: 応力の1次不変量、 $J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}$: 偏差応力

の2次不変量、 $s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} I_1 \delta_{ij}$: 偏差応力、 $\delta_{ij} = 1$ ($i=j$), $=0$ ($i \neq j$), $\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)}$, $k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)}$

ϕ : 内部摩擦角, c : 粘着力(MPa), $c = F_c \frac{1 - \sin \phi}{2 \cos \phi}$

F_c : 一軸圧縮強度(MPa)

F_c : 一軸圧縮強度(MPa)

3.2.2 Drucker-Prager型構成則

本構成則は、コンクリートの軟化挙動を表現できるモデルである。ここでは、内部摩擦角 ϕ を一定とし、破壊曲面を静水圧軸に沿ってスライドさせることにより、ひずみ軟化挙動を再現するための移動型の負荷曲面を考える。例えば、図6(a)に示した一軸圧縮応力-ひずみ関係において、点Aの時点の負荷曲面を同図(b)の様に設定する。いま、点Aから載荷が進み点Bに移行したとすると、そのときの負荷曲面は点Aのそれより ΔI_{1AB} だけ左へ移動する。そして、点Bから点Cへ載荷が進むと、同図(c)のように、今度は点Bの負荷曲面から ΔI_{1BC} だけ右へ移動し、点Cの負荷曲面となる。

3.3 等側圧下での一軸圧縮荷重

3.3.1 解析方法

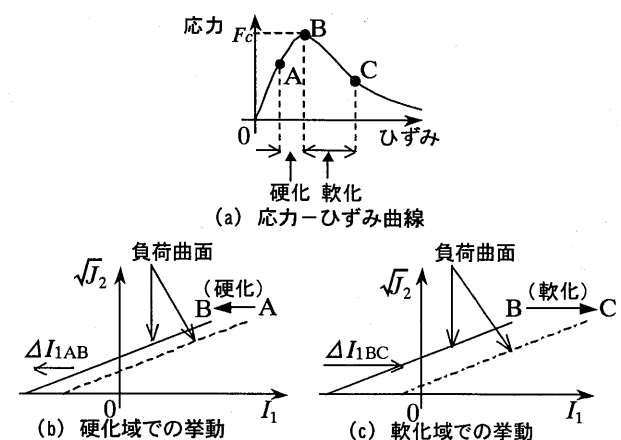


図6 Drucker-Prager型構成則の概要図

3. DIANAを用いた検証解析

3.1 概説

本章では、DIANA¹²⁾をコンファインドコンクリートの三次元FEM解析に適用するにあたり、要素レベルでの三次元FEM解析を通して、同プログラム既存のDrucker-Prager型破壊基準と同構成則の妥当性を検証することを目的とする。なお紙幅の関係上、検証項目を「等側圧下での一軸圧縮荷重」および「主軸回転荷重」に限定した。

3.2 破壊基準および構成則

3.2.1 Drucker-Prager型破壊基準

Drucker-Prager型破壊基準¹³⁾を式(2)に示す。

$$f(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k \quad (2)$$

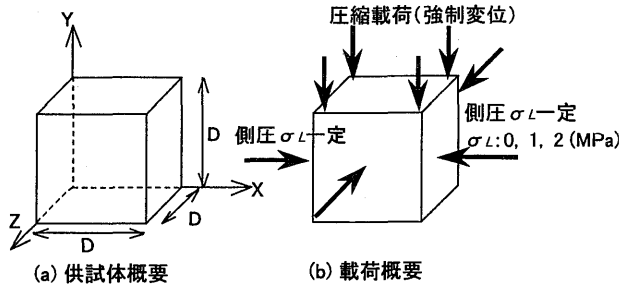


図7 供試体および荷重の概要図

表1 コンクリートの材料定数

E_c (MPa)	ν	F_c (MPa)	F_t (MPa)	ϕ (°)
2.5×10^4	0.2	30.0	2.4	53

[Notes] E_c : ヤング係数, ν : ポアソン比, F_c : 圧縮強度, F_t : 引張強度, ϕ : 内部摩擦角

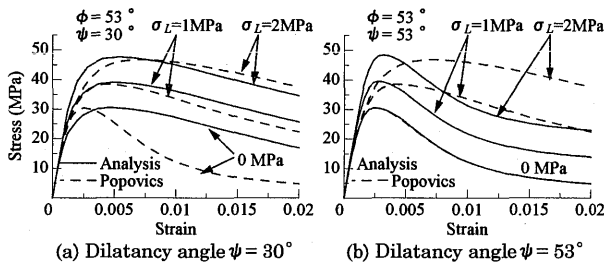


図8 平均軸力-ひずみ関係

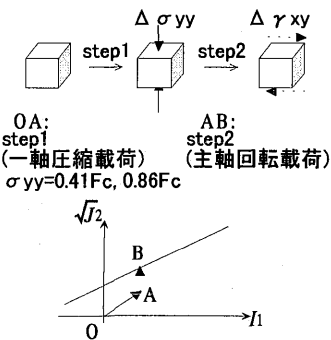


図9 主軸回転荷重の概要

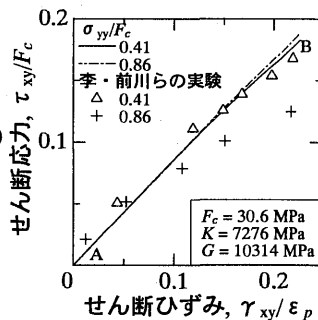
図10 解析結果および実験結果¹⁴⁾の比較

図7に供試体および荷重概要を示す。要素は8節点アイソパラメトリック要素を用い、DIANAでの要素名は、HX24Lである。表1にコンクリートの材料定数を示す。

荷重手順は次の通りである。①X軸およびZ軸方向に側圧(側圧 $\sigma_L=0, 1, 2$ MPa)を荷重する。②軸方向(Y軸方向)の荷重を強制変位として与える。

ここでは、内部摩擦角 ϕ を 53° 、Dilatancy angle ψ を 30° から 53° とし、それぞれのDilatancy angle ψ において、軸方向の平均応力-ひずみ関係を求める。

332 応力-ひずみ関係の表示式(比較用)

破壊条件にN.S.Ottosenモデルを、応力-ひずみ曲線表示式には修正Popovics式を用いる²⁾。なお、この表

式による実測値の表示性能は、文献[2]によって示されている。

333 解析結果と考察

図8に、Dilatancy angle ψ が 30° および 53° の場合の平均軸力-ひずみ関係を示す。同図より、Dilatancy angle ψ を内部摩擦角 ϕ と異なる値としても、側圧の影響を正しく反映できるとは言い難い。また、側圧を受けないコンクリートの、特に軟化域の挙動を過大に評価する結果となった。

34 主軸回転荷重

34.1 解析方法

図9に供試体および荷重概要を示す。荷重手順は次の通りである。①軸圧縮する($\sigma_{yy}=0.41F_c$ および $0.86F_c$)、②せん断荷重する。材料定数は、表1の値とする。

ここでは、一軸圧縮下におけるせん断剛性の低下を実験結果との比較から考察する。

34.2 解析結果と考察

図10に解析結果を示す。せん断ひずみの小さい領域においては、ほぼ実験値¹⁴⁾を再現している。しかし、その領域を超えると、剛性の低下は実験結果ほど表現されない。特に、圧縮応力の高い場合($0.86F_c$)、実験値を過大に評価する。これは、圧縮応力の作用によって発生する内部の損傷(微細なひび割れなどによる損傷)による剛性の低下を本モデルでは十分に考慮していないことによる。

4. 円柱プレーンコンクリートの一軸圧縮有限要素解析

4.1 概説

図11(a)および(b)はそれぞれ、コンクリート部材内部の強度比の変動を供試体高さ方向に示したグラフである¹⁵⁻¹⁶⁾。同図より、上層部では主にブリーディングにより強度が低下し、一方、下層部では圧密により強度が増加していると思われる¹⁵⁾。

以上のように、コンクリートは不均質な圧縮強度分布および内部性状を有するが、これまでにコンクリート構造物の構造解析にこのような不均質性を採り入れた研究は少ない^{8,17)}。そこで、コンクリート部分の強度

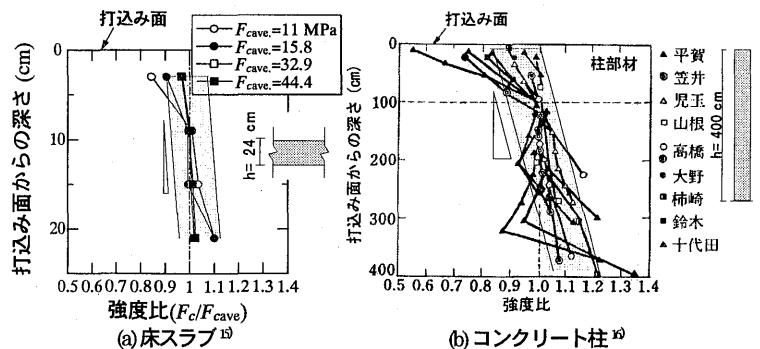


図11 圧縮強度の実測結果(文献[15]および[16]に加筆・修正、ハッチ部分の勾配はほぼ一致)

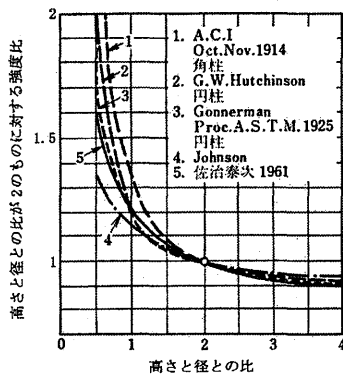


図12 無次元化圧縮強度とH/Dとの関係 (文献[18]の図を一部修正)

変動を「無し」および「有り」とした、円柱ブレースコンクリートの一軸圧縮有限要素解析を行う。

4.2 コンクリート部分の強度変動を「無し」とした一軸圧縮有限要素解析

4.2.1 解析目的

コンクリート供試体を均質と仮定した場合、一軸圧縮下の圧縮性状に与える影響は、主に端面の拘束の程度およびそのときのH/Dである。

本解析では、内部摩擦角 ϕ および端面摩擦を再現するために導入する境界要素の剛性をパラメトリックに変化させることにより、解析結果と図12に示す既往の実験値(最大圧縮応力)を再現し、そのときの内部の圧縮性状と内部摩擦角 ϕ について考察する。

4.2.2 解析方法

(1) 供試体および解析モデル概要

図13に供試体の概要を示す。解析上のパラメータは、内部摩擦角 ϕ および境界要素の剛性である。解析対象部分は、図13(a)に示すように、対称性を考慮して供試体全体の1/8とする。

端面摩擦を考慮するため、図13(c)に示すように、コンクリート端面にすべりを考慮できる境界要素を設定した。境界要素の詳細については、4.2.2(5)で述べる。

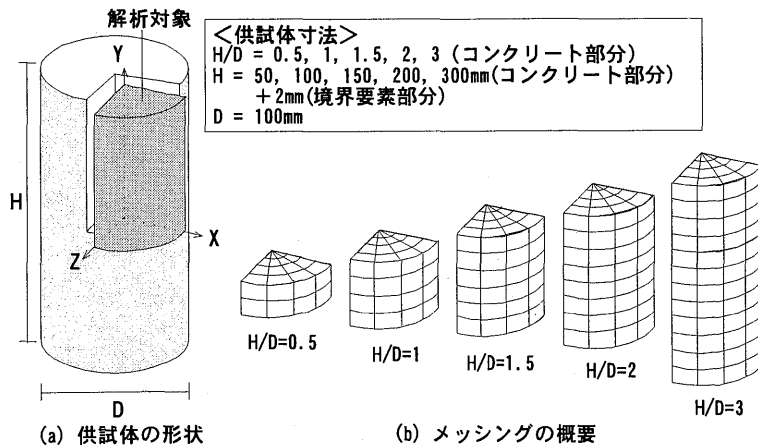


図13 供試体概要

表2 コンクリートの材料定数

E_c (MPa)	ν_c	F_c (MPa)	F_t (MPa)	$\phi = \psi$ (°)	G_f (N/mm)
2.6×10^4	0.2	30	24	25, 30, 35, 40, 45, 50, 53	9.7×10^2

[Notes] E_c : ヤング係数, ν_c : ポアソン比, F_c : 圧縮強度, F_t : 引張強度, G_f : 引張破壊エネルギー

表3 境界要素の剛性

H/D	D_1, D_2
0.5	1.0×10^1
1	1.0×10^2
1.5	1.0×10^3
2	1.0×10^4
3	1.0×10^5

[Notes] D_1, D_2 : 境界要素の剛性 (N/(mm²×mm))

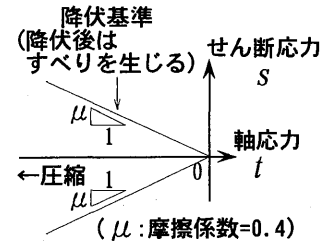


図14 境界要素に適用した降伏基準の概要

境界条件としては、対称面においては直角方向に変位を拘束した。また、境界要素の上面である載荷面については、側方への変位、すなわち図13(a)に示すXおよびZ方向の変位を拘束した。

(2) 構成モデル、破壊基準および要素タイプ

コンクリートの構成モデルとして、Drucker-Prager 型構成則を、破壊基準には同破壊基準 (3.2 節参照) を適用した。要素としては、20 節点アイソパラメトリック要素を採用した。

(3) 材料定数

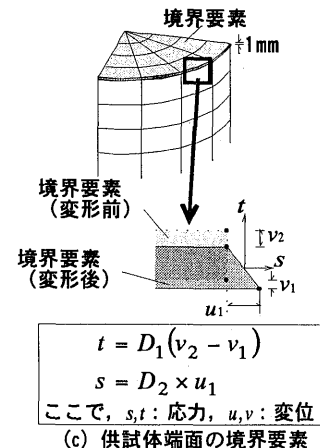
表2に示したように、コンクリートの材料定数である内部摩擦角 ϕ およびDilatancy angle ψ は、25~53° までの間で変化させ、ここでは、関連流れ則に従うものとした。また、境界要素の剛性は表3に示す値を設定した。

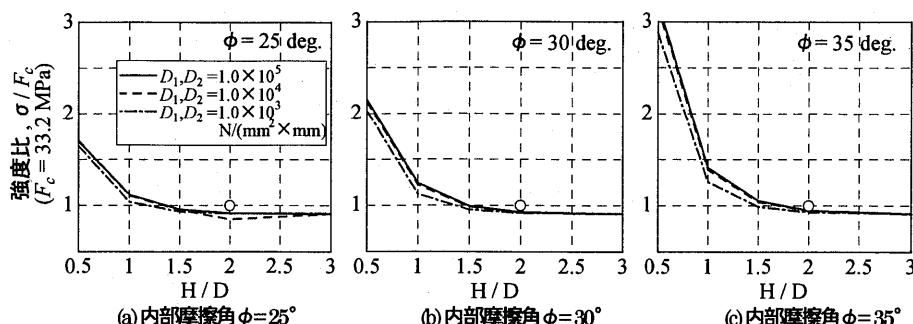
(4) コンクリートの軸圧縮応力-ひずみ関係

三次元解析に採り入れるブレースコンクリートの構成モデル (Drucker-Prager 型構成則) の一軸圧縮応力 σ -ひずみ ϵ 関係は、修正 Popovics 式により計算される曲線²⁾に一致させるものとする。

(5) 境界要素

通常、円柱コンクリートの一軸圧縮実験を行う場合、コン



図15 H/D-強度比関係 [図中の () 内の数値は, $H/D=0.5$ の強度比を示している]

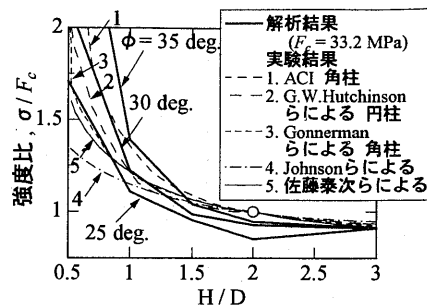
クリートと載荷板とのポアソン比の違い, およびコンクリートと載荷板との剛性の違いにより, 供試体端面は載荷板からの摩擦力を受ける. その現象を再現するため, 本解析では図13(c)に示すようにコンクリート端面にすべりを考慮できる境界要素を設定した.

せん断方向の応力 s については図14に示すように, その降伏値が材軸方向の応力 t に比例する. ここで, 同図の傾きとして与えられる摩擦係数 μ の値は, 通常載荷時において0.3~0.5程度とされている¹⁹⁻²⁰⁾. 本論文では, 摩擦係数 μ の値を0.4と定めた. なお, 降伏基準に達した後のせん断方向の剛性は, ゼロとする. 要素としては, 8+8 節点四辺形要素を採用した.

4.2.3 解析結果および考察-H/D-強度比関係-

図15より, H/D が15以下において, 内部摩擦角 ϕ の影響が強度比に顕著に現れている. すなわち, 端面摩擦によって供試体に拘束力が作用する場合, 内部摩擦角 ϕ が大きくなるほど, その拘束力の影響が大きく評価され, 同図の結果になったものと思われる.

図16は, 図12に示した H/D の異なる供試体と最大圧縮応力の関係に関する実験結果, および内部摩擦角 ϕ が 25° , 30° および 35° における, 境界要素の剛性を 1.0×10^4 ($N/(mm^2 \times mm)$) とした時の解析結果を併記したものである. 同図より, 内部摩擦角 ϕ を 30° とすることにより, 図12に示した既往の実験結果とほぼ一致することが分かる.

図16 H/D-強度比関係 (解析および図12に示した実験結果²⁾の比較, 剛性 $D_1=D_2=1.0 \times 10^4$ ($N/(mm^2 \times mm)$))

4.3 コンクリート部分の強度変動を「有り」とした一軸圧縮有限要素解析

4.3.1 解析目的

- 1) 内部摩擦角, 供試体寸法および強度変動が, 供試体全体としての圧縮応力-ひずみ関係に及ぼす影響について考察する.
- 2) 供試体内部の強度変動を考慮した場合における破壊領域を算出する. そして, 破壊領域に与える強度変動および内部摩擦角の影響を考察する.

4.3.2 解析方法

(1) 供試体および解析モデル概要

供試体の概要を図17に示す. 供試体の形状は円柱形とし, 対称性を考慮して全体の1/4の部分をモデル化した. 境界条件は, 対称面においては直角方向の変位を拘束する. 載荷面における横拘束は「有る」場合と「無い」場合の2ケースとした. 供試体寸法は, 図17(b)に示す直径 $D = 50, 100$ および 150 mm の3ケースとした.

(2) 構成モデル, 破壊基準および要素タイプ

4.2.2)と同様とする.

(3) 材料定数

表4にコンクリートに適用する材料定数を示す. 供試体シリーズの概要を表5に示す. 本解析では, プリーディング層を設定するため, 図17(c)に示すように層 (Y 軸方向に 50 mm) ごとに圧縮強度の差 (強度変動 ΔF_c) を与える. 各層

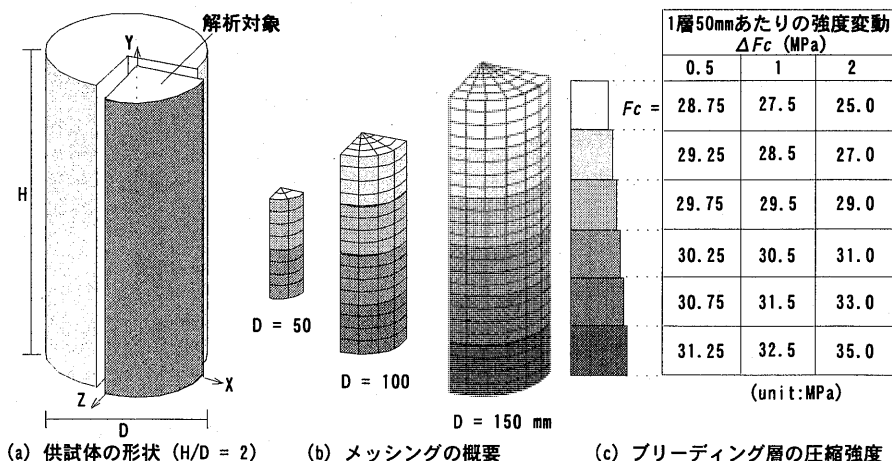


図17 供試体概要

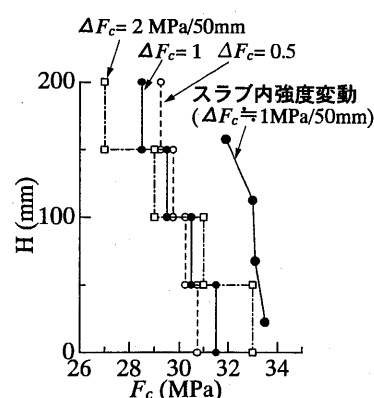
(d) 解析対象 ($H=200$ mm) および床スラブ (図11(a)) の強度変動

表4 材料定数

E_c (MPa)	ν	F_t (MPa)	$G_f \times 1000$ (N/mm)
2.6×10^4	0.2	2.4	9.7×10^1

[Notes] E_c : ヤング係数, ν : ポアソン比, F_t : 引張強度, G_f : 引張破壊エネルギー

の圧縮強度を平均すると、30 MPa となる。ここで、強度変動 ΔF_c が大きいほど、かつ供試体の寸法が大きいほど、供試体の上層部では強度が低下することに注意されたい。

表4の引張破壊エネルギーを1000倍している理由は、次の通りである。すなわち、強度変動を考慮すると、ポストピーク域にて収斂計算が不安定となることが指摘されている[48]。そこで、予備解析にて、コンクリート要素の引張破壊エネルギー G_f を増大させた一軸圧縮 FEM 解析を行った。その結果、ピーク以降も安定して解が得られ、不安定な現象を回避することができた。また、解析結果への影響は、ほぼ無いことを確認している。

(4) コンクリート（圧縮強度 30 MPa）の応力-ひずみ関係 4.2.2(4)と同様とする。

(5) ブリーディング層の応力-ひずみ関係

圧縮強度 30 MPa のコンクリートの平均軸圧縮応力-ひずみ曲線を基に、ブリーディング層の圧縮強度から原点に対して相似な平均軸圧縮応力-ひずみ曲線を用いた。

4.3.3 解析結果および考察

(1) ブリーディング層間の強度変動、供試体寸法と強度比の関係

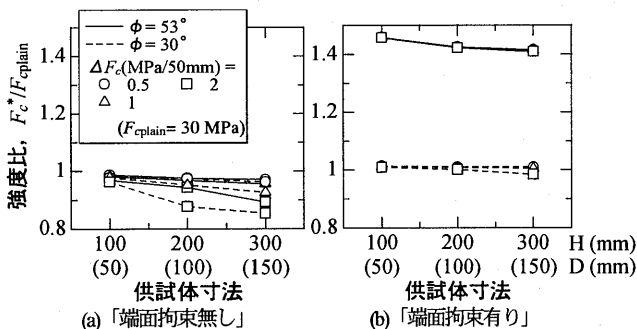


図18 強度変動、供試体寸法および強度比の関係

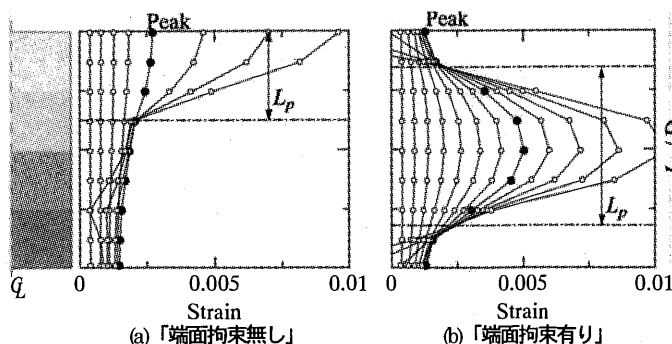
図19 荷重ステップごとの軸ひずみ分布（供試体 D100 シリーズ、内部摩擦角 ϕ 53° 、 $\Delta F_c = 2$ (MPa/50mm)）

表5 供試体シリーズ概要

供試体 シリーズ	解析要因		
	ΔF_c (MPa/50mm)	$\phi = \psi$	端面拘束
DO-0.5 MPa	0.5	30° 53°	有 無
DO-1 MPa	1		
DO-2 MPa	2		

[Notes] 例) DO-0.5 MPa: ○には、供試体直径 D(mm)である 50, 100 および 150 が入る。

端面拘束を「無し」とした図18(a)によれば強度比 $F_c^*/F_{c,plain}$ は、ブリーディング層間の強度変動 ΔF_c および供試体寸法の増大により、上層部の要素ほど強度が低くなることから、破壊が上層部に集中し、低下を示すものと思われる。なお、この傾向は文献[22]と一致した。

一方、端面拘束を「有り」とした図18(b)によれば強度比 $F_c^*/F_{c,plain}$ は、顕著に内部摩擦角 ϕ の影響を受ける。しかし、同一内部摩擦角 ϕ の場合、ブリーディング層の強度変動 ΔF_c および供試体寸法による強度比 $F_c^*/F_{c,plain}$ への影響はあまり見受けられない。これは、供試体寸法 D150 $\times$ 300 mm までは端面拘束の影響が卓越し、同図(a)に見られる供試体寸法の増大による最大圧縮応力 F_c の低下が顕著に生じなかったことが原因と考えられる。

(2) 破壊領域 L_p

破壊領域 L_p (付録12 参照) の表れる領域は、端面拘束を「無し」とした図19(a)では供試体の上層部に、端面拘束を「有り」とした同図(b)では供試体の高さ方向中央部に見られる。

図20は、 L_p/D と供試体寸法の関係を示したものである。同図より最大圧縮応力以降の L_p/D は、端面拘束の有無および内部摩擦角 ϕ の値によって異なるものの、強度変動 ΔF_c および供試体寸法の増大に対して、下に凸もしくは比例的な低下を示している。この理由として、破壊がある起点（端面拘束「無し」：最上ブリーディング層、「有り」：供試体の高さ方向中央部）から広がり、ほぼ一定の領域へと収束するためである。

文献[23]によると、荷重端部の摩擦を減じた直径 100 mm、高さ 200 mm の円柱コンクリートの破壊領域 L_p はほぼ 1D とされている。一方、文献[11]によると、同一の寸法を持つ供

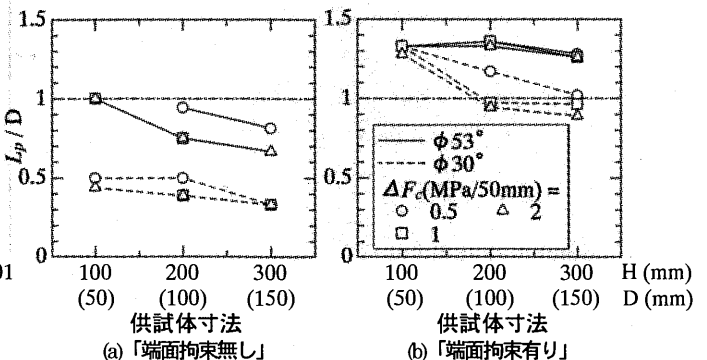
図20 破壊領域 L_p の変動

表6 コンクリートおよび鋼材の材料定数

コンクリート					鋼材		
E_c	ν_c	F_c	F_t	$\phi=\psi$	E_s	ν_s	σ_{sy}
2.6×10^4	0.2	30	2.4	30.53	2.1×10^5	0.3	297

[Notes] E_c, E_s : ヤング係数 (MPa), ν_c, ν_s : ポアソン比, F_c : 圧縮強度 (MPa), F_t : 引張強度 (MPa), σ_{sy} : 降伏強度 (MPa)

試体の破壊領域 L_p はほぼ 2D とされている。このように L_p は 1D~2D と大きな幅を持っており、これらの既往の文献および解析結果を比較すると、破壊領域 L_p を再現する内部摩擦角 ϕ は、 53° に近いと思われる。

表8 境界要素の剛性

供試体	$D_1 t / E_c, D_2 t / G_c$	
	$\phi = 53^\circ$	$\phi = 30^\circ$
S-1	1.0×10^6	1.0×10^3
S-2		
S-4		
B-1	6.7×10^6	1.0×10^4
B-2	5.0×10^6	1.0×10^3
B-4	4.0×10^6	1.0×10^3

[Notes] D_1, D_2 : 境界要素の剛性, t : 境界要素の厚さ (図 21(c) 参照), G_c : コンクリートのせん断弾性係数

5. 円柱コンファインドコンクリートの

一軸圧縮有限要素破壊進展解析

5.1 概説

本章では、コンクリート部分の強度変動を「無し」および「有り」とした、円柱コンファインドコンクリートの一軸圧縮有限要素破壊進展解析を行う。

5.2 コンクリート部分の強度変動を「無し」とした一軸圧縮有限要素破壊進展解析

5.2.1 解析目的

図 21 に示す円柱コンファインドコンクリート供試体 (図 21(b) の 6 供試体) について、三次元圧縮破壊解析の結果に及ぼす内部摩擦角 ϕ の影響を以下の 2 点について議論する。

- 1) 供試体全体としての応力-ひずみ関係への影響を調べる。
- 2) 横拘束効果および破壊メカニズムについて、それぞれ等価拘束圧および損傷度の 2 つの指標を用いて考察する。

5.2.2 解析方法

(1) 供試体および解析モデル概要

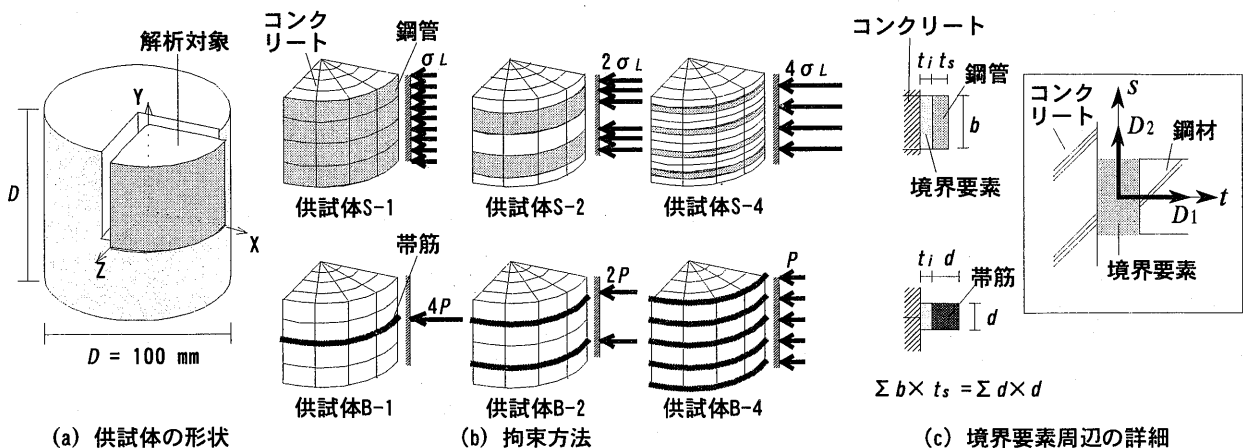


図 21 中心軸圧縮を受ける供試体概要図 (供試体名の S および B は Shell および Beam 要素を示す)

表7 各供試体の鋼材および境界要素の種類・寸法

供試体	S-1	S-2	S-4	B-1	B-2	B-4
鋼材要素	Shell 要素			Beam 要素		
境界要素	面要素			線要素		
t_s	0.28	0.56	1.12	3.74	2.65	1.87
b	50	12.5	3.13			
s	—	D/4	D/8	D/2	D/4	D/8
t_i	$t_s/200$			$d/200$		
	0.001	0.003	0.006	0.02	0.01	0.01
ρ_s	0.56					
σ_{LX}	1.67					

[Notes] t_s : 鋼管の厚さ (mm), b : 鋼管の幅 (mm), d : 帯筋の断面一辺の寸法 (mm), s : 間隔 (mm), t_i : 境界要素の厚さ (mm), ρ_s : 面積鉄筋比 (%), σ_{LX} : 計算側圧 (1.67 MPa) $\sigma_{LX} = \rho_s \cdot \sigma_s$ (MPa), D : 供試体直径 100 mm

供試体の形状は円柱形 (直径 100 mm × 高さ 100 mm) とし、対称性を考慮して、全体の 1/8 の部分をモデル化した。境界条件は、対称面においては直角方向に変位を拘束し、載荷面における横拘束はないものとした。

(2) 構成モデル、破壊基準および要素タイプ概要

コンクリートの構成モデルとして、DIANA 既存の Drucker-Prager 型構成則を、破壊基準には同破壊基準を適用した (3.2 節参照)。要素としては、20 節点アイソパラメトリック要素を採用した。

鋼材は完全弾塑性体とし、要素は図 21 に示す供試体のタイプにより、一様および帯状に巻いた鋼管については Shell 要素を、線材として巻いた帯筋には Beam 要素を採用した。

鋼材とコンクリートの間に設ける境界要素は弾性体^{24,25)}とし、要素としては鋼材が Shell 要素の場合は面要素を、Beam 要素の場合は線要素を採用した。

(3) 材料定数

コンクリートと鋼材の材料定数には、表 6 に示す値を用いる。境界要素の剛性は、表 7 のパラメータ値を用いて予備解析を行い、その結果に基づいて、表 8 に示す値とした。

5.2.3 解析結果と考察

(1) 等価拘束圧 σ_c の分布

図 22 によると、同図(a)では最大圧縮応力以後、同図(b)では全ひずみレベルにおいて、鋼管位置ではなく、その近傍のガウス積分点での等価拘束圧 σ_c が増大する傾向にある。これは、コンクリート要素に1次要素を用いている文献[25]（解析コードにはFEAP[26]）でも指摘されているように、鋼管近傍の横拘束されていないコンクリート要素が鋼管から特に強い横拘束を受けるためである。平均軸ひずみ $\varepsilon=1\%$ 時点における水平断面内のガウス積分点での違いを示した同図(c)によれば、半径方向における等価拘束圧 σ_c （付録 1.1 参照）の分布の異様性が大きく崩れ、外周（ $r=50\text{ mm}$ ）においては同図(b)と同様に拘束されていない箇所の等価拘束圧 σ_c が高くなっている。これらの傾向は、図 23 でもほぼ同様に見られる。

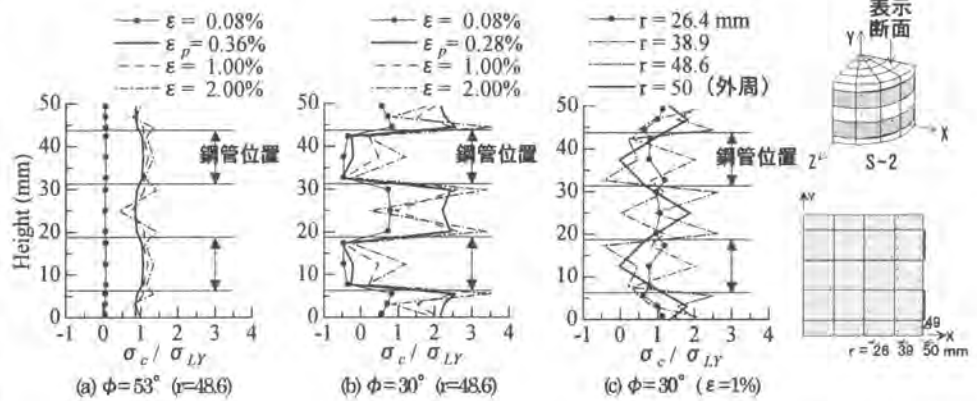


図 22 X-Y 面における等価拘束圧 σ_c の分布（供試体 S-2、鋼材：Shell 要素、 $\sigma_{D1}=1.67\text{ MPa}$ 、 ε_p ：ピーク時ひずみ）

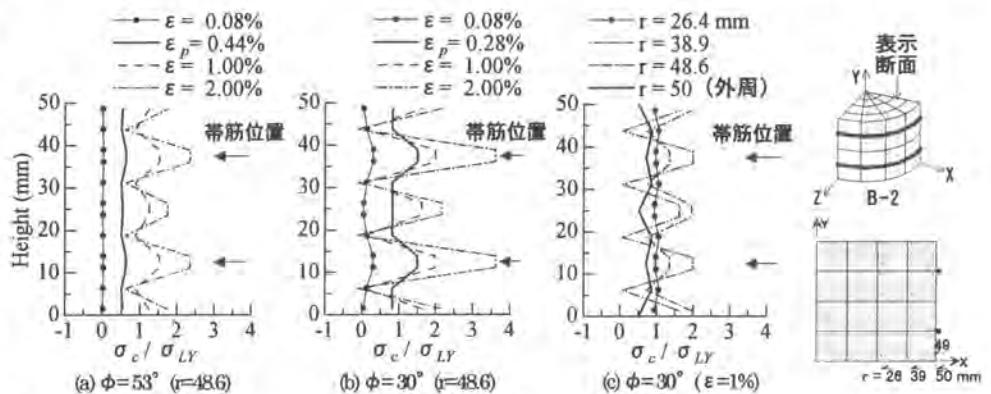


図 23 X-Y 面における等価拘束圧 σ_c の分布（供試体 B-2、鋼材：Beam 要素、 $\sigma_{D1}=1.67\text{ MPa}$ ）

(2) 損傷度 β の進展

図 24(a)および(b)より、両者の損傷度 β （付録 1.3 参照）の進展状況を見ると、損傷度 β の分布自体は類似しているといえる。ただし、損傷度 β の値は異なり、前者（内部摩擦角 $\phi=53^\circ$ の場合）に比較して後者（ $\phi=30^\circ$ の場合）の損傷が大きくなっている。なお、供試体 S-2 においても、ほぼ同様な結果となったことを付記する。

5.3 コンクリート部分の強度変動を「有り」とした一軸圧縮有限要素破壊進展解析

5.3.1 解析目的

図 25 に見られるように、各横補強筋のひずみは、供試体高さ方向で異なる。この主な原因は、図 11 に見られる強度分布が挙げられる。

コンクリート部分を均質材料と仮定するような従来から行われている解析方法により、上述の実現象による圧縮破壊性状への影響をシミュレートすることは困難となるため、コンクリート供試体の解析モデルに対して何らかの工夫を施すことが必要と考えた。

そこで本節では 4.3 節と同様に、「ブリーディング」によるコンクリート供試体内部の強度変動を有限要素解析において陽な形で取り扱い、主に次の 2 点について議論する。

- 1) 軸圧縮を受けるコンファインドコンクリートの横補強筋のひずみ分布（図 25）の再現性

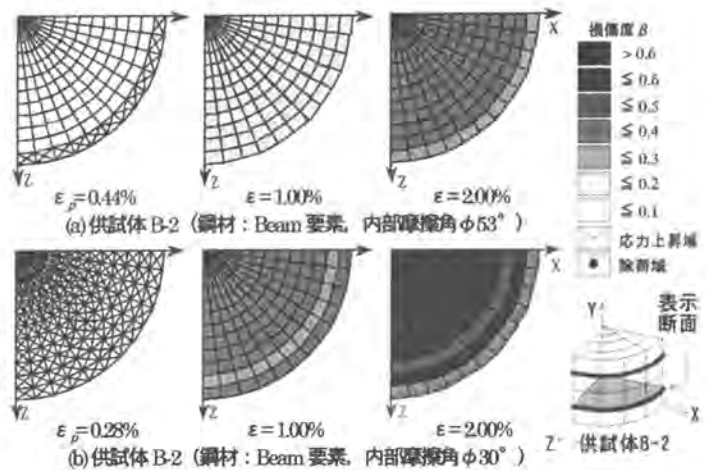


図 24 供試体 B-2 の横拘束位置 $Y=125\text{ mm}$ での損傷度 β の進展図

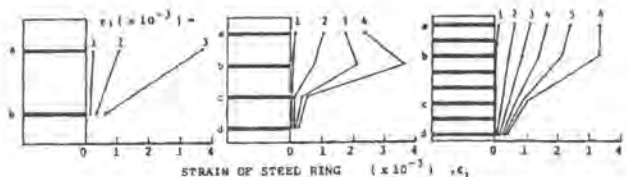


図 25 一軸圧縮下でのコンファインドコンクリートにおける横補強筋のひずみ分布²⁸⁾

2) コンクリートの破壊領域、等価拘束圧への強度変動による影響

5.3.2 解析方法

(1) 供試体および解析モデル概要

供試体の概要を図 26 に示す。供試体の形状は円柱形とし、対称性を考慮して全体の 1/4 の部分をモデル化した。境界条件は、対称面においては水平方向の変位を拘束する。載荷面における横拘束は「無し」とした。

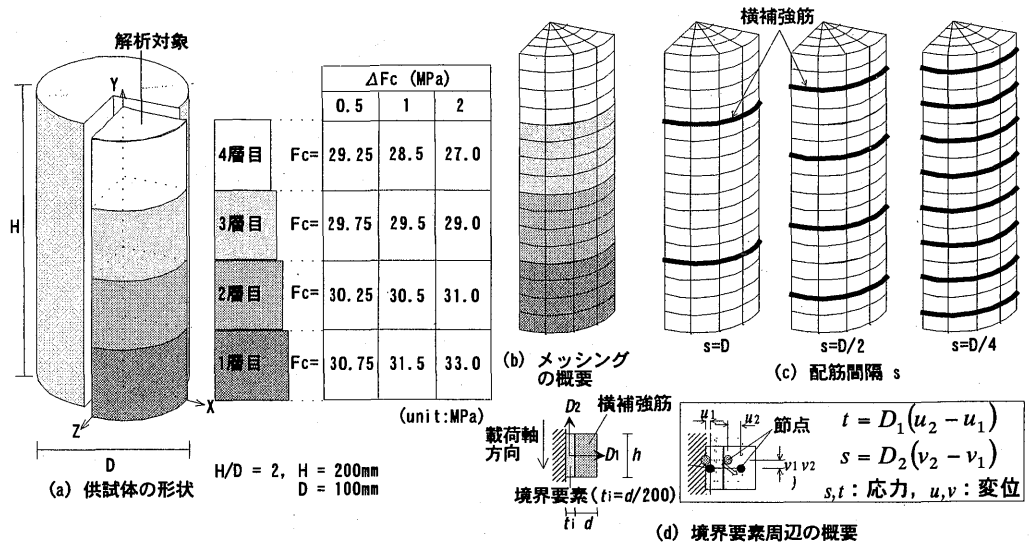


図 26 供試体概要

(2) 構成モデル、破壊基準および要素モデルの概要

コンクリート部分の構成モデルとして、Drucker - Prager 型構成則を、要素として 20 節点アイソパラメトリック要素を採用した。横補強筋の降伏基準には von Mises, 構成モデルには完全弾塑性を適用した。要素としては、3 節点ビーム要素を採用した。鋼材とコンクリートの間に設ける境界要素は線要素を採用した。

(3) 材料定数

表 9 に、コンクリートおよび横補強筋の材料諸元を、表 10 に解析要因（強度変動 ΔF_c および面積鉄筋比 ρ_s^* ）を、表 11 に境界要素の剛性を示す。ブリーディングにより強度変動を生じた層（以下、ブリーディング層）の圧縮強度 F_c は、図 26(a) に示すように層（Y 軸方向に 50 mm）ごとに与える。このとき、各層の圧縮強度 F_c を平均すると 30 MPa となる。

(4) コンクリート ($F_c = 30\text{MPa}$) の一軸圧縮応力-ひずみ関係

4.2.2(4)と同様とする。

(5) ブリーディング層の応力-ひずみ関係

4.3.2(5)と同様とする。

5.3.3 解析結果および考察

(1) 横補強筋の軸ひずみ分布の再現性

図 27 より、強度変動を考慮することで、解析モデルの示す横補強筋の軸ひずみ分布の傾向は、実験結果を概ね再現していると思われる。

(2) コンクリートの破壊領域、等価拘束圧への強度変動による影響

1) コンクリートの破壊領域 L_p

図 28 より、a) 面積鉄筋比 ρ_s^* が同一の場合、配筋間隔 s が狭いほど破壊領域 L_p は広がる傾向にあること、b) 配筋間隔が同一の場合、面積鉄筋比 ρ_s^* が增大するほど破壊領域 L_p は広がる傾向にあること、が再現できている。この傾向は、増貝らの文献[28]と同様であった。

2) 供試体内部の等価拘束圧比 σ_r/σ_{Lr} の分布および進展

表 9 コンファインドコンクリートの材料諸元

コンクリート					横補強筋		
E_c (MPa)	ν_c	F_c (MPa)	$\phi = \psi$ (°)	G_f (N/mm) $\times 10^3$	E_s (MPa)	ν_s	σ_{sy} (MPa)
2.38×10^4	0.2	24	53	9.7×10^4	2.1×10^5	0.3	281

[Notes] E_c, E_s : ヤング係数, ν_c, ν_s : ポアソン比, F_c : 引張強度, ϕ : 内部摩擦角, ψ : Dilatancy angle, G_f : 引張吸収エネルギー, σ_{sy} : 降伏値, h, d : 横補強筋の断面の寸法 (図 26(d) 参照)

表 10 解析要因 (強度変動 ΔF_c および面積鉄筋比 ρ_s^*)

s	ΔF_c	ρ_s^*	σ_{Lr} (MPa)
D	0.5	0.16~0.8@0.16	0.451~2.25@0.45
D/2	1.0	0.32~1.6@0.32	0.902~4.5@0.9
D/4	2.0	0.64~3.2@0.64	1.8~9.0@0.9

[Notes] s : 配筋間隔, D: 供試体直径 (=100mm), ΔF_c : 強度変動 (MPa/50mm), ρ_s, ρ_s^* : 面積鉄筋比(%), σ_{Lr} : 計算側圧 ($= \rho_s^* \times \sigma_s$)

表 11 境界要素の剛性

s (mm)	$D_1 t E_c, D_2 t / G_c$
D(100)	1.0×10^4
D/2(50)	1.0×10^4
D/4(25)	1.0×10^5

[Notes] D_1, D_2 : 境界要素の剛性, t : 境界要素の厚さ (図 26 参照), E_c, G_c : それぞれコンクリートのヤング係数およびせん断弾性係数

図 29 より分かるように、ポストピーク域において、供試体の上層部では高い等価拘束圧比 σ_r/σ_{Lr} が集中し、下層部では等価拘束圧比 σ_r/σ_{Lr} が負（引張の側圧が作用）となる。これは、上層部に破壊が集中し、下層部では除荷挙動が生ずるためである。また、上層部に見られる等価拘束圧比 σ_r/σ_{Lr} は、面積鉄筋比 ρ_s^* が增大するほど低下し、等価拘束圧の分布は一様なものへとシフトする。なお、配筋間隔 s が同一のとき、強度変動 ΔF_c による等価拘束圧の分布への影響は、ほぼ無いことを確認している。

6. 総括

第2章では、コンファインドコンクリートの構成関係およびブリーディングによる強度性状への影響について既往の研究を整理した。

- (1) 拘束応力指標が大きいほど、かつ横補強筋間隔が狭いほど、圧縮強度および圧縮強度時ひずみの増分が大きくなる。特に、靱性の改善に寄与することが分かった。
- (2) 80 MPa 級の高強度コンクリートの靱性を改善するためには、降伏強度 400 MPa 級の横補強筋を用いる場合、横補強筋の面積比にして 3 % 前後の横補強筋量により横拘束する必要がある。
- (3) プレーンコンクリートの高さ方向の強度分布より、下層では圧密によって強度が高くなり、上層に向かうに従いブリーディングの影響により強度が低下する。

第3章では、均等側圧を受けるコンクリートについて、一要素の一樣低側圧下での一軸圧縮荷重および主軸回転解析を行った。その結果、一樣低側圧下での内部摩擦角はおおよそ 53° で評価できること、一軸圧縮下でのせん断靱性は、高圧縮ほど過大評価することを示した。

第4章では、次の2点について解析を行った。

- (1) コンクリート部分の強度変動を「無し」とした一軸圧縮有限要素解析

異なる HD を有する円柱プレーンコンクリート供試体の一軸圧縮有限要素解析から、次の知見が得られた。すなわち、端面摩擦を有する様々な形状のコンクリート供試体の圧縮強度に対し、Drucker-Prager 型構成則の内部摩擦角を同定した結果、いずれの場合もほぼ 30° 程度であった。

- (2) コンクリート部分の強度変動を「有り」とした一軸圧縮有限要素解析

直線的な強度変動を考慮した円柱プレーンコンクリート供試体の一軸圧縮有限要素解析から、以下の知見が得られた。

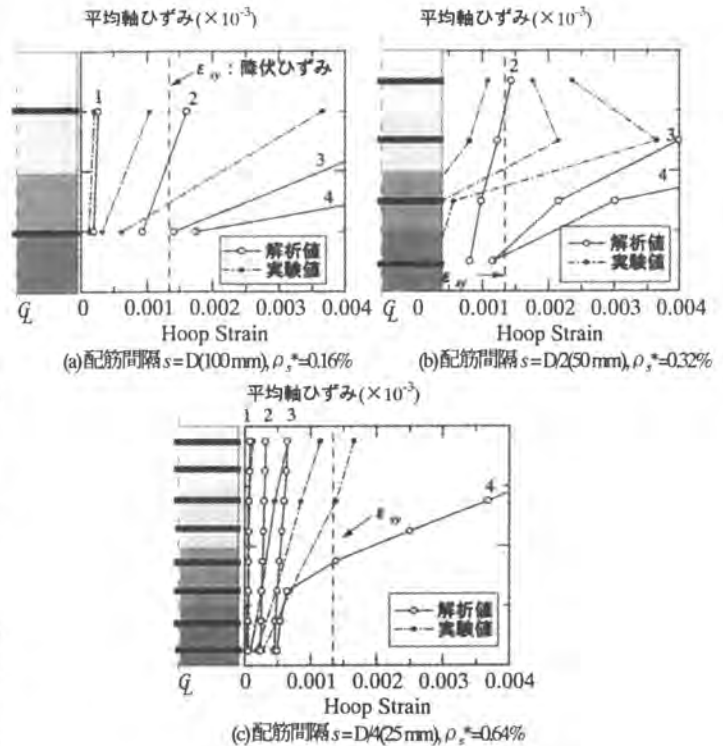


図27 平均軸ひずみ-横補強筋の軸ひずみ関係 (強度変動 $\Delta F_c = 2(\text{MPa}50\text{mm})$)

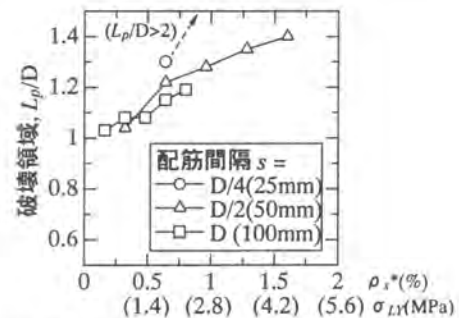


図28 配筋間隔 s ごとの破壊領域 L_p (強度変動 $\Delta F_c = 20(\text{MPa}50\text{mm})$)

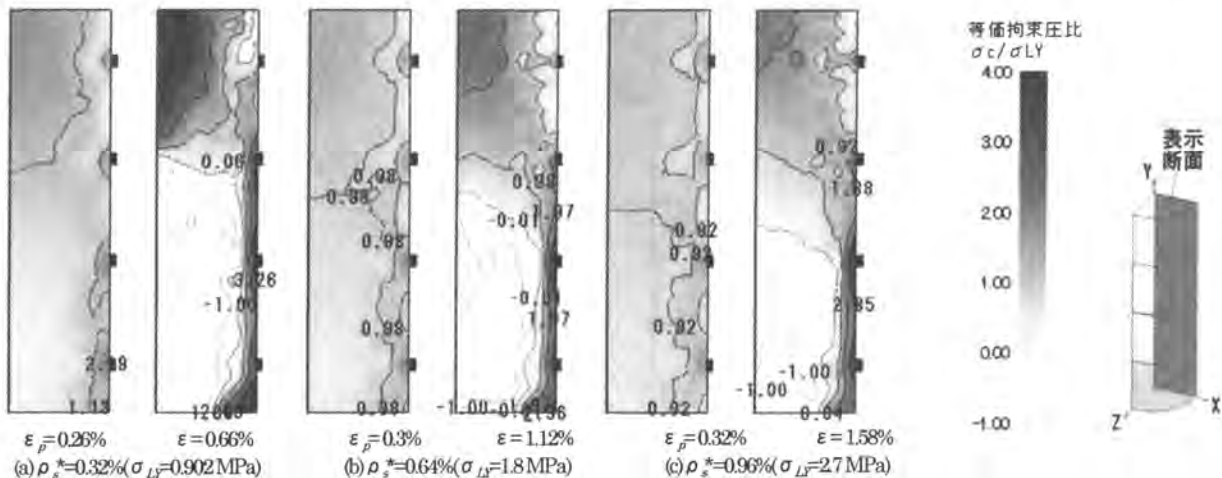


図29 等価拘束圧比 σ_c/σ_{LY} の分布および進展 (配筋間隔 $s=D/2(50\text{mm})$, 強度変動 $\Delta F_c = 1.0(\text{MPa}50\text{mm})$, ■は横補強筋の降伏を表す, ϵ_p : ピークひずみ)

- 1) 強度変動および内部摩擦角による強度比への影響について,
 - a) 「端面拘束無し」の場合, 強度比は, プリーディング層間の強度変動および供試体寸法の増大により低下を示す。これは, 上層部の要素ほど強度が低くなり, 破壊が上層部に集中するためである。
 - b) 「端面拘束有り」の場合, 強度比は, 内部摩擦角により顕著に影響を受ける。しかし, 同一内部摩擦角の場合, プリーディング層の強度変動の影響はあまり見受けられない。これは, 本解析の範囲内において, 破壊は端面拘束の影響により供試体のほぼ中央 ($H/D = 1$ の領域) に集中し, プリーディングの影響はあまり見られないためである。
- 2) 破壊領域は, 端面拘束の有無および内部摩擦角の値によって異なるものの, プリーディング層間の強度変動および供試体寸法の増大に対して下に凸もしくは比例的な低下傾向を示す。

第5章では, 次の2点について解析を行った。

(1) コンクリート部分の強度変動を「無し」とした一軸圧縮有限要素破壊進展解析

横拘束方法の異なる, 境界要素を導入した円柱コンファインドコンクリートの一軸圧縮有限要素破壊進展解析より, 以下の知見が得られた。

- 1) 帯状および線状に横拘束をうけるコンファインドコンクリート供試体の X-Y 面 (垂直断面) の等価拘束圧の分布によれば, 拘束位置だけではなく, その近傍に位置するガウス積分点での値も高くなる。
- 2) 帯状および線状に横拘束を受けるコンファインドコンクリート供試体の水平断面内の損傷度の分布によれば, 内部摩擦角 ϕ の減少 ($53^\circ \rightarrow 30^\circ$) に伴い, 供試体内部における損傷度の分布状況は顕著には相違しないものの, 損傷度の絶対値は増大する傾向を示す。

(2) コンクリート部分の強度変動を「有り」とした一軸圧縮有限要素破壊進展解析

プリーディングによる供試体高さ方向の直線的な強度変動を仮定した円柱コンファインドコンクリートの有限要素解析を行い, 以下の知見を得た。

- 1) 供試体高さ方向における横補強筋の軸ひずみ分布は, 供試体内部の強度変動を考慮することで, ほぼ再現することができる。
- 2) 配筋間隔が狭いほど, 面積鉄筋比が大きいほど, 文献 [5,6] と同様に, 供試体の破壊領域が増大する傾向を再現することができる。

[引 用 文 献]

- [1] 日本コンクリート工学協会 編: コンクリート便覧 (第2版), 技報堂出版, p248, 1996
- [2] 畑中重光, 服部宏己, 吉田徳雄, 谷川恭雄: コンファインド高強度コンクリートの圧縮靱性とその評価, コンク

リート構造物の靱性と配筋に関するシンポジウム論文集, pp.1-20, 1990.5

- [3] 中塚信, 阪井由尚, 中川裕史, 鈴木計夫: 高強度材料による円形コンファインドコンクリートの強度・変形特性, 日本建築学会構造系論文集, No.483, pp.129-138, 1996.5
- [4] 日本建築学会: 高強度コンクリートの技術と現状, 1991
- [5] Sheikh, S.A. and Uzumeri, S.M.: Analytical Model for Concrete Confined in Tied Columns, Proc. Of ASCE, ST12, pp.2703-2722, 1982-12
- [6] 畑中重光, 服部宏己, 近藤洋右, 谷川恭雄: コンファインド高強度コンクリートの有効側圧と応力-ひずみ関係, コンクリート工学年次論文報告集, pp.37-42, 13-2, 1991
- [7] Masayuki Hoshino: Relationship between Bleeding, Coarse Aggregate, and Specimen Height of Concrete, ACI Material Journal, Vol. 86, No. 2, pp.185-190, 1989. 3-4
- [8] 小阪義夫, 谷川恭雄, 山田和夫: エンドクロニック理論による鉄筋コンクリートの非弾性解析—第2報 本解析手法の特徴および解析結果と実験結果との比較検討—, 日本建築学会論文報告集, No.330, pp.9-23, 1983.8
- [9] 畑中重光, 和藤浩, 三島直生, 村松昭夫: 真空脱水工法によるコンクリート床スラブの表層および内部強度性状改善に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第558号, pp.7-14, 2002.8
- [10] 佐伯慶悟, 森川英典, 小林秀恵: コンクリート強度分布および打重ね条件を考慮した RC 部材のせん断耐荷性能の評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 23, No. 3, pp.1051-1056, 2001
- [11] 平井圭, 中村光, 檜貝勇: コンクリートの圧縮破壊領域の推定に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 17, No.2, pp.339-344, 1995
- [12] DIANA Foundation Expertise Center for Computational Mechanics: DIANA Finite Analysis User's Manual, TNO Building and Construction Research, 1999
- [13] 色部誠, 河角誠, 安達洋 訳: コンクリート構造物の塑性解析 (W.F.Chen: Plasticity in Reinforced Concrete), 丸善, pp.221-223, 1970.7
- [14] 李宝禄, 前川宏一: 連続主応力回転経路を受けるコンクリートの変形特性, RC 構造の有限要素解析に関するコロキウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.29-34, 1984
- [15] 畑中重光, 和藤浩, 三島直生, 村松昭夫: 真空脱水工法によるコンクリート床スラブの表層および内部強度性状改善に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第558号, pp.7-14, 2002.8
- [16] 日本建築学会: 構造体コンクリート強度に関する研究の動向と問題点, p.216, 1987
- [17] 小阪義夫, 谷川恭雄, 山田和夫: エンドクロニック理論による鉄筋コンクリートの非弾性解析—第1報 解析方法—, 日本建築学会論文報告集, 第326号, pp.78-90, 1983.4

- [18] 岡田清, 六車熙 著: コンクリート工学ハンドブック 第5刷, 朝倉書店, pp.376-377, 1988
- [19] 小阪義夫, 谷川恭雄, 太田福男: 各種の減摩材を用いた場合の圧縮供試体端面の応力分布について, コンクリート工学年次講演会講演論文集, Vol.2, pp.121-124, 1980
- [20] 小阪義夫, 谷川恭雄: 各種骨材コンクリートの圧縮強度におよぼす試験体寸法と載荷面の摩擦の影響について—人工軽量骨材コンクリートと川砂・川砂利コンクリートとの比較—, セメント・コンクリート, No.265, pp.2-10, 1975.3
- [21] 松下博通, 鶴田浩章, 陶佳宏: 一軸圧縮試験における載荷端面摩擦の影響, セメント・コンクリート論文集, No.53, pp.621-626, 1999
- [22] 森本康介, 長尾哲英, 畑中重光, 水野英二: ブリーディング層を考慮したコンクリート供試体の寸法効果に関する三次元有限要素解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.3, pp.91-96, 1999
- [23] 小阪義夫, 谷川恭雄, 畑中重光: 低側圧3軸圧縮下のコンクリートの塑性変形挙動, 材料, 第34巻, 第376号, pp.19-25, 1985.1
- [24] 水野英二, 森本康介, 畑中重光: 中心軸圧縮力を受けるコンファインドコンクリートの拘束効果に関する三次元FEM解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.3, pp.85-90, 1999
- [25] 辻誠, 大工綾子, 水野英二, 畑中重光: 炭素繊維シートで横補強したコンクリートの一軸圧縮性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.3, pp.109-114, 2000
- [26] Zienkiewicz, O. C.: The Finite Element Method, Third Ed., (吉識・山田監訳: マトリックス有限要素法), 培風館, pp. 672-796, 1984
- [27] 小阪義夫, 谷川恭雄, 畑中重光: 構成モデルに基づく各種横拘束コンクリートの圧縮靱性の統一評価, コンクリート工学年次講演会論文集, Vol.8, pp.365-368, 1986
- [28] 平野貴規, 中村光, 斉藤成彦, 檜貝勇: 一軸圧縮応力を受ける拘束コンクリートの破壊性状の推定, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, 2002

付録

1. 解析結果に対する各評価指標について

1.1 等価拘束圧 σ_e

等価拘束圧 σ_e [付.1]は, 一般応力状態を三軸主応力状態に変換した時の拘束圧のことである。ここでの三軸主応力状態とは, 三軸方向に拘束圧が作用した状態で一軸方向にのみ圧縮力を作用させた応力状態である。「等価」の意味は, この三軸主応力の状態が一般応力状態と等価であるとしたことによる。詳細は文献[付.1]を参照されたい。

本指標を用いる根拠は, 供試体端面を拘束することによって生じる拘束圧, および, 文献[付.2]に見られるように, ブリーディング層の境界面近傍に生じる拘束圧を評価することにある。

1.2 破壊領域 L_p

文献[付.2][付.3]によると, 供試体には, 一軸圧縮載荷を受けるコンクリート供試体の最大圧縮応力以降において, 軸ひずみの進む領域および戻る領域が現れる。ここでの破壊領域 L_p とは, 軸ひずみの進む領域のことである。

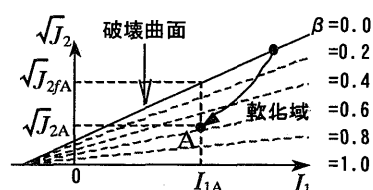
破壊領域 L_p を算定する根拠は, 以下である。すなわち, 解析結果から求まる破壊領域 L_p および実験結果から求められたそれとの比較より, 供試体寸法, 強度変動 ΔF_c , 内部摩擦角 ϕ などによる影響を考察するためである。

1.3 損傷度 β

損傷度 β [付.4]とは, ガウス積分点におけるひずみ軟化域を対象とし, 破壊曲面からの低下 (ひずみ軟化) の程度を定量化する指標である。

本指標を用いる根拠は, 次のようである。すなわち, 拘束圧 (等価拘束圧 σ_e) を受ける領域は, 無拘束の状態と比較して変形がある程度拘束されるため, 軟化が抑制されるものと思われる。よって, 損傷度 β の分布は, 等価拘束圧 σ_e の分布と対にして考察する必要がある指標と考えた。概要を付図1に, 算定式を式(付.1)に示す。

$$\beta = \frac{\sqrt{J_{2fA}} - \sqrt{J_{2f}}}{\sqrt{J_{2fA}}} \quad (\text{付.1})$$



付図1 損傷度 β (ひずみ軟化域) の概要図

引用文献

- [付.1] 水野英二, 畑中重光: コンクリートのひずみ軟化型構成モデルの開発とコンファインドコンクリートの三次元有限要素解析, 土木学会論文集, No.571/V-36, pp.185-197, 1997.8
- [付.2] 加藤大介, 羽廣重夫: 鉄筋コンクリート造角柱試験体の軸方向圧縮実験の評価に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.11-2, pp.287-292, 1989
- [付.3] 畑中重光, 水野英二, 小池狭千朗: 圧縮下のコンクリートの破壊特性とそのモデル化について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.11, No.2, pp.147-152, 1994
- [付.4] 吉田幸夫, 水野英二, 畑中重光: 境界要素の影響を考慮した円形コンファインドコンクリートの圧縮破壊FEM解析, 日本建築学会構造系論文集, No.563, pp.169-176, 2003.1