

論文 ブリーディング層を有するコンファインドコンクリートの三次元一軸圧縮 FEM 解析

吉田 幸夫*1・水野 英二*2・畑中 重光*3

要旨：本研究では、コンクリートに Drucker-Prager 型構成則を適用し、ブリーディングによる供試体高さ方向の強度変動、および境界要素を導入した円柱コンファインドコンクリートについて、ポストピーク領域を含む三次元一軸圧縮 FEM 解析を行った。解析結果より、1) ブリーディングによる強度変動を考慮することで、横補強筋の軸ひずみ分布を概ね再現できる、2) 供試体の破壊領域に与える強度変動の影響は、ほぼ無視できる、等が分かった。

キーワード：ブリーディング、コンファインドコンクリート、三次元 FEM 解析

1. はじめに

コンクリートには、硬化時点において既にマクロな欠陥が存在し、内部は材料のおよび強度的に不均質となっている。このような不均質性に着目した研究は古くから行われており、打ち込み方向の強度分布¹⁾や引張強度の異方性²⁾などが実験的に明らかとなっ

ている。一方で、解析的な立場から、初期欠陥がポストピーク域での挙動や破壊の進展、等に及ぼす影響を取り扱った研究はあまり多くない³⁾。

図-1は、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⁴⁾および⁵⁾。同図(a)および(b)の破線の勾配はほぼ同一として描いてある。同図より、上層部ではブリーディングによる水セメント比の増大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。

図-2は、一軸圧縮破壊するコンファインドコンクリートの横補強筋の軸ひずみを表している⁶⁾。同図に見られるように、各横補強筋のひずみは、供試体高さ方向で異なることが分かる。この現象は、図-1に見られる強度分布が主な原因として

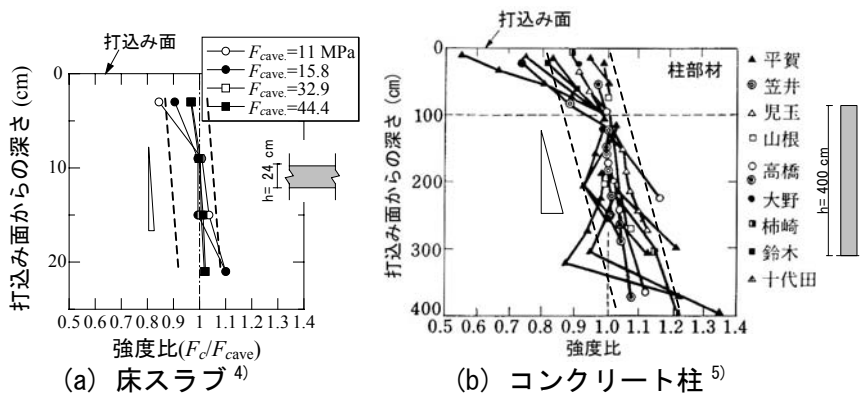


図-1 圧縮強度の実測結果(文献4)および5)に加筆・修正、両者の破線の勾配はほぼ同一としている

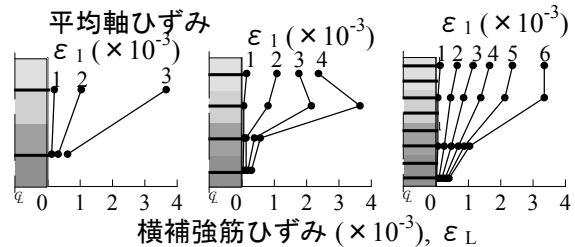


図-2 一軸圧縮下のコンファインドコンクリートの横補強筋のひずみ分布(文献6)に加筆・修正)

挙げられる。

本研究では、「ブリーディング」によるコンクリート供試体内部の強度分布を有限要素(FEM)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-2)の再現性

*1 株式会社 アイ テクニカ 技術部 博士(工学)(正会員)

*2 中部大学 工学部都市建設工学科教授 Ph.D.(正会員)

*3 三重大学 工学部建築学科教授 工博(正会員)

2) 応力-ひずみ関係, コンクリートの破壊領域, 等へのブリーディングによる影響

2. 解析方法

2.1 供試体および解析モデル概要

供試体の概要を図-3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。載荷方法は, 供試体上面に 4×10^{-3} mm (0.002%ひずみ)の軸圧縮変位を与える変位制御とし, 2%ひずみ(4 mm)の平均軸圧縮ひずみまで載荷を行った。

面積鉄筋比 ρ_s は, 文献6)を参考に, 配筋間隔 $s = D(100 \text{ mm})$ のとき0.16%, $s = D/2(50 \text{ mm})$ のとき0.32%, $s = D/4(25 \text{ mm})$ のとき0.64%とした。計算側圧 σ_{LY} としては, それぞれ, 0.451 MPa, 0.902 MPa および 1.8 MPa となる。

2.2 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, 汎用有

限要素解析コード DIANA⁷⁾既存の Drucker - Prager 型構成則⁸⁾を, 要素として20節点アイソパラメトリック要素(要素名:CHX60)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(要素名:CL9BE)を採用した。ビーム要素を用いた意図は, 次報以降で予定している角柱コンファインドコンクリート供試体の解析結果と比較するため, 横補強筋に用いる要素を統一することにある。

鋼材とコンクリートの間に設ける境界要素は弾性体⁹⁾とし, 要素としては線要素(要素名:CL12I)を採用した。境界要素に弾性体を用いた意図は, 主に, ポストピーク域での収斂計算を安定させることにある。

2.3 材料定数

表-1に, コンクリートおよび横補強筋の材料諸元を, 表-2に解析要因(強度変動 ΔF_c および面積鉄筋比 ρ_s^*)を, 表-3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,

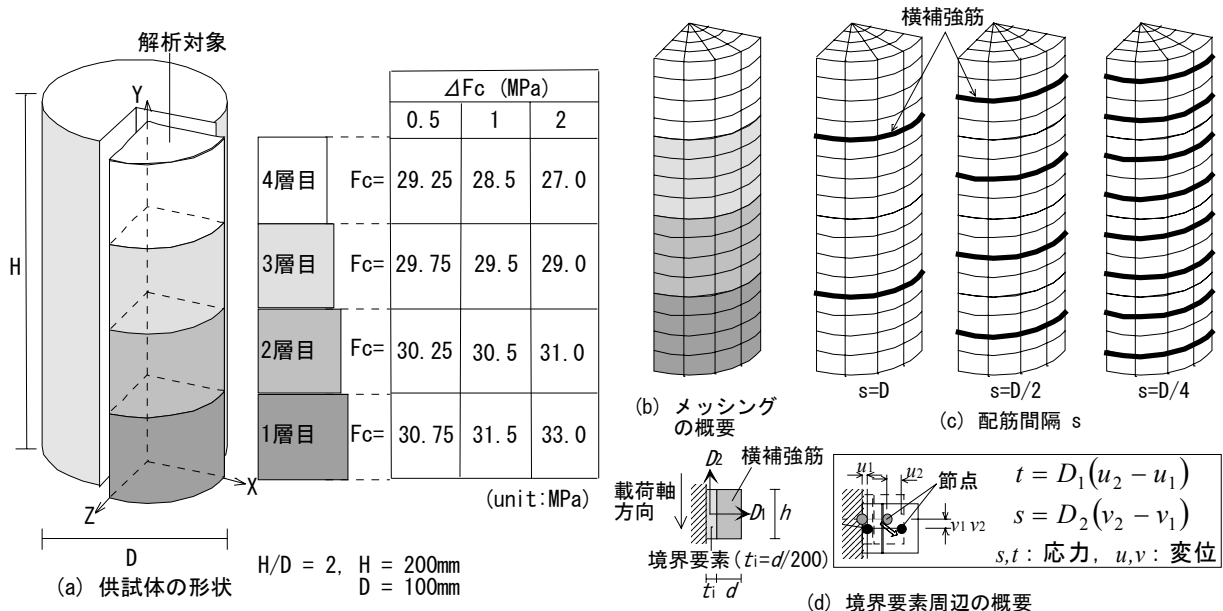


図-3 供試体概要

表-1 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_t (MPa)	$\phi = \psi$ (°)	G_f (N/m) $\times 10^3$	E_s (MPa)	ν_s	σ_{sy} (MPa)
2.38×10^4	0.2	2.4	53	9.7×10^1	2.1×10^5	0.3	281

注) E_c, E_s : ヤング係数, ν_c, ν_s : ポアソン比, F_t : 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-3(d)参照)

図-3 (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。ここで、強度差 ΔF_c 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-1 中の引張破壊エネルギー G_f を 1000 倍している理由は、ポストピーク域での解析計算を安定させるためである。なお、引張破壊エネルギー G_f を 1000 倍した場合の解析結果への影響は、ほぼ無視できることを確認している¹⁰⁾。

既に報告した筆者らの研究によれば、表-2 中の計算側圧 σ_{LY} が増大するほど、内部摩擦角 ϕ の値を低下させることが妥当である¹¹⁾。しかし、ここでは、主にコンクリート内部の強度変動の影響を議論することに焦点を絞り、内部摩擦角 ϕ の値 (53°) は一定値に設定する。

表-3 の境界要素¹¹⁾の剛性の値は、供試体高さ辺長比 (H/D) が 1 の供試体の最大圧縮応力 F_c^* が文献 6) の値に一致するように設定したものである。これらの設定した値を H/D=2 の解析モデルに適用した。強度変動を考慮しなかった理由は次による。すなわち、1) 実験供試体の強度変動が、どの程度かは不明であるため、2) H/D=1 (D=100mm) の実験供試体は、ほぼ全体が破壊領域となることから、実験供試体を強度変動の無い均質な供試体に等しいと判断したことによる。

なお、文献 6) で報告されている最大圧縮応力 F_c^* は、配筋間隔 s ごとに、 $s = D (= 100 \text{ mm})$ のとき 35.3 MPa, $D/2 (= 50 \text{ mm})$ のとき 39.5 MPa, $D/4 (= 25 \text{ mm})$ のとき 46.3 MPa である。

2.4 コンクリート (圧縮強度 F_c 30 MPa) の応力-ひずみ関係

三次元解析に採り入れるプレーンコンクリートの一軸圧縮応力 σ - ひずみ ε 関係は、文献 6) に示される H/D=1 の供試体の応力-ひずみ曲線を修正 Popovics 式¹²⁾にて近似した曲線とする、この一軸圧縮応力 σ - ひずみ ε 関係 (ひずみ軟化域を含む) を三軸状態での応力-ひずみ関係に拡

表-2 解析要因 (強度変動 ΔF_c および面積鉄筋比 ρ_{s^*})

s	ΔF_c (MPa/50mm)	ρ_{s^*} ($=\alpha \times \rho_s$)	ρ_s	ρ_s に対する係数 α	σ_{LY} (MPa)
			$h \times d$ (mm)		
D	0.5	0.16~0.8	0.16	1, 2, 3, 4, 5	0.451 ~2.25
			5×1.6		
D/2	1.0	0.32~1.6	0.32		0.902 ~4.5
			5×1.6		
D/4	2.0	0.64~3.2	0.64		1.8~ 9.0
			5×1.6		

注) s : 配筋間隔, D: 供試体直径 (=100mm), ΔF_c : 強度変動, ρ_s, ρ_{s^*} : 面積鉄筋比 (%), σ_{LY} : 計算側圧 ($=\rho_{s^*} \times \sigma_{sY}$)

表-3 境界要素の剛性

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

注) D_1, D_2 : 境界要素の剛性, t_i : 境界要素の厚さ (図-3 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

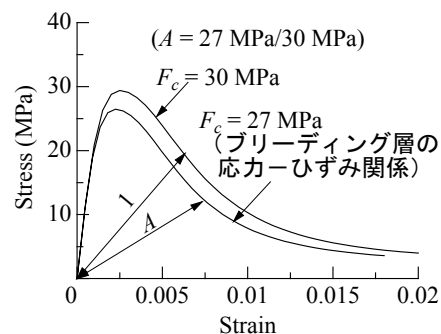


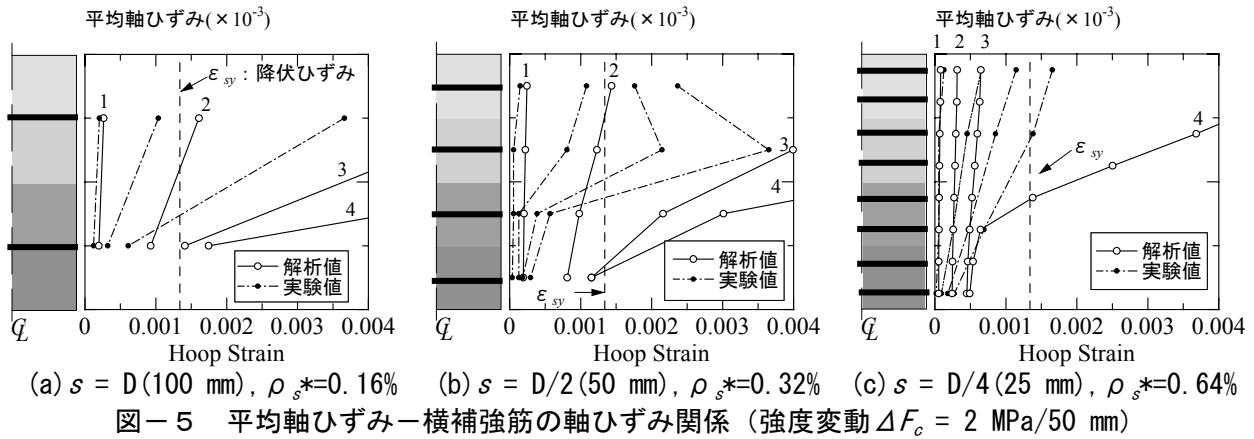
図-4 一軸圧縮応力 σ - ひずみ ε 関係

張するため、Drucker - Prager 型構成則のパラメータ、すなわち、粘着力 c - 等価塑性ひずみ κ の関係⁸⁾を定めた。

2.5 ブリーディング層の応力-ひずみ関係

各ブリーディング層の平均軸圧縮応力 σ - ひずみ ε 関係を、以下のように設定した。すなわち、図-4に示すように、圧縮強度 $F_c = 30 \text{ MPa}$ のコンクリートの平均軸圧縮応力 σ - ひずみ ε 曲線を基に、ブリーディング層の圧縮強度に対応する原点に対して相似な (同図中において比例倍した) 平均軸圧縮応力-ひずみ曲線を用いた。

なお、1) 図-4に示す相似形によった場合、および 2) 強度 (水セメント比) が異なるコンクリートの応力-ひずみ曲線を用いた場合¹³⁾の2つの場合における解析結果の比較を行い、結果へ



の影響はほぼ無いことを確認している。よって、図-1のように各ブリーディング層の強度は分かっており、ここでは1)の仮定、すなわち、相似形の応力-ひずみ関係を用いることとした。

3. 解析結果および考察

3.1 横補強筋の軸ひずみ分布の再現性

図-5に、強度変動 $\Delta F_c = 2 \text{ (MPa/50mm)}$ を持つ各供試体の横補強筋の軸ひずみの分布を、図-2の実験値とともに示す。

図-5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。ただし、ひずみの値としては、実験結果を過大に評価する傾向がある。そこで、本解析の範囲外であるが、内部摩擦角を 60° とした場合の解析結果を調べた。結果は、配筋間隔 $s = D$ および $D/2$ では横補強筋の軸ひずみの値がほぼ実験値に一致した。一方、 $s = D/4$ では、軸ひずみが供試体の高さ方向にほぼ一様であり、実験の傾向は確認されなかった。これは、内部摩擦角 ϕ が大きいほど、拘束圧が過大評価される傾向となり、後述する破壊領域 L_p が增大することが理由と考えられる。すなわち、実験の傾向 (図-2 参照) を再現するためには、コンクリート部分の強度変動 ΔF_c を考慮することの他に、内部摩擦角 ϕ の値にも注意を要する。

3.2 応力-ひずみ関係、コンクリートの破壊領域、等へのブリーディングによる影響

(1) 供試体の平均軸応力-ひずみ関係と等価側圧 σ_L の変動

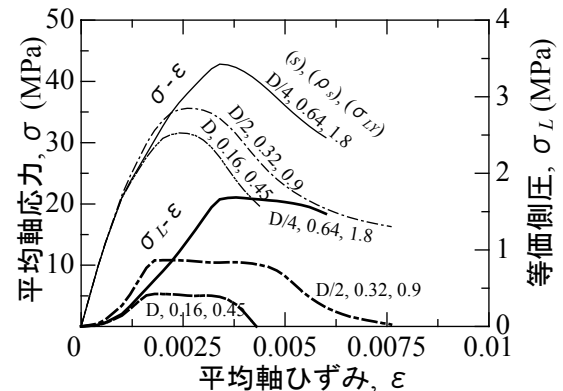


図-6 供試体の平均軸応力-ひずみ関係と等価側圧 σ_L の変動

図-6は、供試体の平均軸応力-ひずみ関係および等価側圧 σ_L -平均軸ひずみ関係を示している。同図の等価側圧 σ_L (圧縮を正) とは、各ガウス積分点での等価拘束圧 σ_c ¹⁴⁾を全ガウス積分点数で平均した値とした。

図-6より、次の2点が指摘できる。

- 1) 平均軸応力-ひずみ関係が、面積鉄筋比 ρ_s の増大による延性的な圧縮挙動を再現できていない。この原因は、主に本構成則にある。すなわち、Drucker-Prager型 (圧縮の静水圧軸に沿って広がる円錐型) 負荷曲面の傾きが応力状態によらず一定としているためである。詳細は、筆者らの既報¹¹⁾を参照されたい。
- 2) 等価側圧 σ_L が、ある軸ひずみ時点から低下している。これは3.2(3)で後述するように、ポストピーク域において供試体の下層部で負 (引張) の等価拘束圧 σ_c が生じたことによる。

(2) コンクリートの破壊領域 L_p

ここでの破壊領域 L_p とは、軸圧縮を受ける供試体のポストピーク域において、軸ひずみの進む

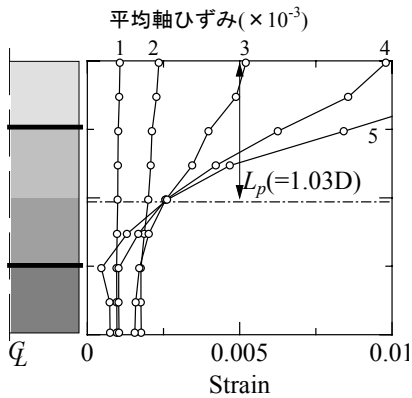


図-7 供試体の軸ひずみの分布

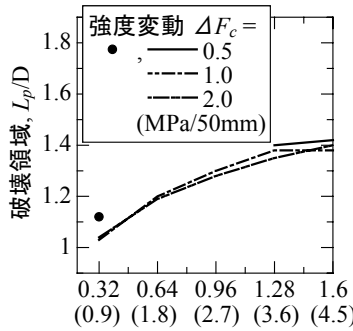


図-8 強度変動ごとの破壊領域 L_p ($s = D/2$)

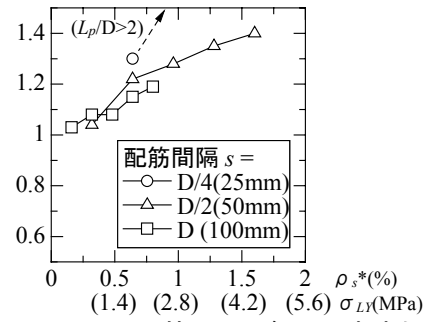


図-9 配筋間隔ごとの破壊領域 L_p (強度変動 $\Delta F_c = 2.0$ (MPa/50mm))

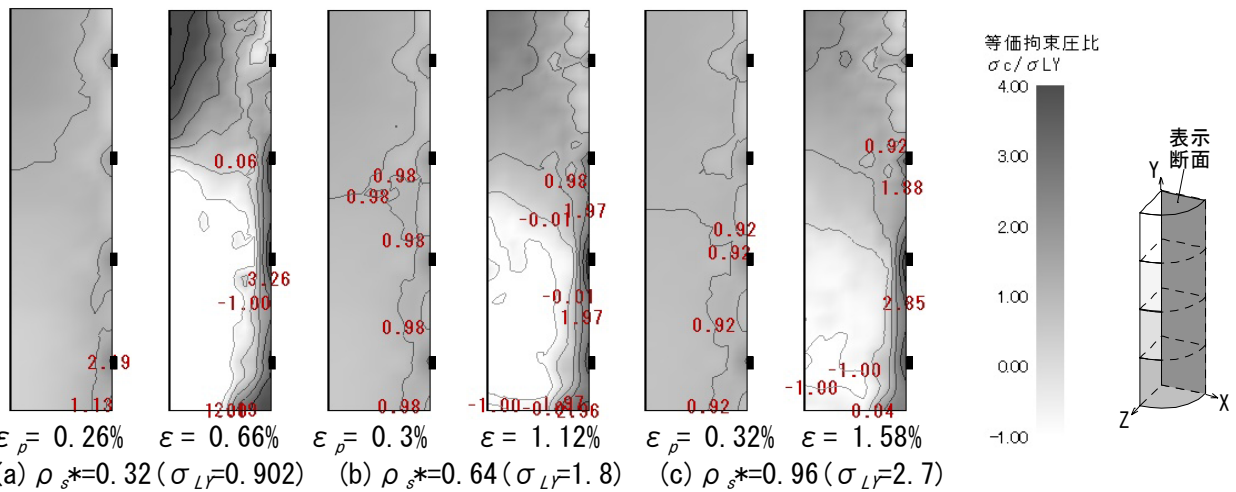


図-10 等価拘束圧比 σ_c/σ_{LY} の分布および進展 (配筋間隔 $s = D/2$ (50mm), 強度変動 $\Delta F_c = 1.0$ (MPa/50mm), ■は横補強筋の降伏を表す)

領域を意味する (図-7に破壊領域 L_p を併記)。一例として、配筋間隔 $s = D/2$ のときの破壊領域 L_p (図中では直径 D で除している) を図-8に、強度変動 $\Delta F_c = 2.0$ (MPa / 50 mm) のときの破壊領域 L_p を図-9に示す。なお、図-8中の強度変動 $\Delta F_c = 0.5$ (MPa/50mm) とした面積鉄筋比 $\rho_s^* = 0.64\%$ および 0.96% を持つ供試体については破壊領域 L_p が得られなかったため、結果を表示していない。

図-8より、限られた解析範囲内ではあるが、強度変動 ΔF_c の影響は、ほぼ無視できることが分かる。また、図-9より、1) 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、2) 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 が增大する傾向にあること、が端面摩擦をほぼゼロとした場合の実験結果に基づいて算出した破壊領域 L_p ¹⁵⁾ の増大傾向をほぼ再現できている。

(3) 供試体内部の等価拘束圧分布および進展

図-10に、各面積鉄筋比 ρ_s^* の供試体の等価拘束圧比 σ_c/σ_{LY} の分布および進展を示す。同図中のひずみ ϵ_p および ϵ は、それぞれ最大圧縮応力時および最大圧縮応力の0.5倍までの応力が低下した時点の供試体の平均軸ひずみを表す。

図-10より、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 σ_c が集中し、下層部では等価拘束圧 σ_c が負となる。これは図-7に示すように、上層部に破壊が集中し、下層部では除荷挙動を示すためである。上層部(破壊領域)と下層部(除荷領域)における応力状態を応力不変量(一次不変量 I_1 - 偏差二次不変量 $\sqrt{J_2}$ の関係)として表すと、図-11のようになる。

上層部に見られる等価拘束圧 σ_c の分布は、以下の2つのメカニズムによって生じた拘束圧が重なったことによる。すなわち、1) 上層部ほど側方への変位が大きいことから、横補強筋からの

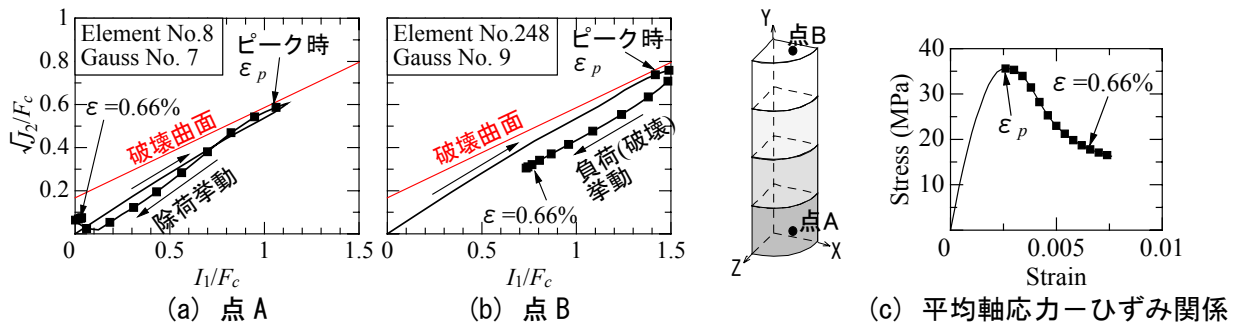


図-11 点 A および B 近傍のガウス積分点における $I_1 - \sqrt{J_2}$ の関係 (点 A および B は付図参照, 配筋間隔 $s = D/2$ (50mm), 面積鉄筋比 $\rho_s^* = 0.32\%$, 強度変動 $\Delta F_c = 1.0$ (MPa/50mm))

拘束圧が、特に、上層部に作用した。2) 文献 9) で報告されているように、ブリーディング層の境界面近傍に拘束圧が生じた。これは、図-12 に示しているように、下層から上層に対して変形を拘束する力が働くことによる。

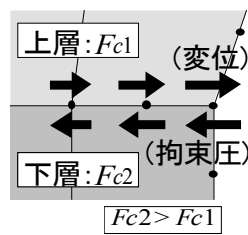


図-12 拘束圧の発生メカニズム (最大圧縮応力以降, 文献 9) に加筆・修正)

なお、配筋間隔 s が同一のとき、強度変動 ΔF_c による等価拘束圧分布への影響は、ほぼ無いことを確認している。

4. まとめ

ブ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、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) 等価側圧が、ある平均軸ひずみ時点から低下する。これは、ポストピーク域において供試体の下層部で引張の等価拘束圧が生じたことによる。
- 3) 供試体の破壊領域に与える強度変動の影響は、ほぼ無視できる。また、配筋間隔が狭いほど、面積鉄筋比が大きいほど、端面摩擦をほぼゼロにして行った実験結果¹⁵⁾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。

謝辞：本研究費の一部は、平成 14-15 年度文部科学省研究費補助金 (基盤研究 C, 研究代表者：水野英二) による。記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 谷川恭雄 監修：硬化コンクリートの性質, セメントジャーナル社, pp.22-30, 2004.10
- 2) 十和田知三：引張強度にみられるコンクリートの異方性 [打設後の分離がコンクリートの内部構造に及ぼす影響・I], 日本建築学会論文報告集, 第 230 号, pp.1-9, 1975.4
- 3) 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
- 4) 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
- 5) 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
- 6) 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
- 7) DIANA Foundation Expertise Center for Computational Mechanics: DIANA Finite Analysis User's Manual, TNO Building and Construction Research., 1999
- 8) Drucker, D. C. and W. Prager: Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design, Q. Appl. Math., Vol. 10, No. 2, pp.157-165, 1952
- 9) 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
- 10) 吉田幸夫, 水野英二, 畑中重光：ブリーディング層を導入した寸法の異なる円形プレーンコンクリートの三次元 FEM 解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.2, pp.55-60, 2003.7
- 11) 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
- 12) 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方法に関するシンポジウム論文集, pp.1-20, 1990.5
- 13) 笠井芳夫 編著：コンクリート総覧, 技術書院, pp.421-422, 1998.6
- 14) 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
- 15) 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