

論文 緊張アラミド繊維ベルトを用いたコンクリート柱の中心圧縮性状

新城 良大^{*1}・中田 幸造^{*2}・山川 哲雄^{*3}

要旨：緊張アラミド繊維ベルトによりプレストレスを導入した横補強柱の受動的・能動的横拘束効果を究明するために中心圧縮実験を行い、既往の応力ひずみ関係式であるMander式と崎野・孫式の修正を試みた。実験の結果、緊張ひずみの導入により圧縮強度は上昇するが、強度上昇には上限が存在すること、降り勾配には横補強材の体積比が影響することが分かった。次に Mander 式、崎野・孫式に実験結果を反映させた結果、両式とも圧縮強度を精度よく予測できるようになったが、アラミド繊維ベルトに緊張力を導入しない場合の降り勾配を精度良く評価することは困難であることが分かった。

キーワード：アラミド繊維ベルト，プレストレス，構成則，横拘束効果，中心圧縮

1. 序

本研究は山川らによって提案されたアラミド繊維ベルトを外帯筋状に配置して、プレストレスを導入した RC 柱の恒久的および応急的耐震補強法に関する基礎的研究に相当する。アラミド繊維ベルトを外部横補強材に利用して、RC 柱にプレストレスを導入することは、従来のせん断補強効果と受動的横拘束効果に加えて能動的横拘束効果を新たに加えることになる。今までは、一定軸力下の水平加力実験によるせん断補強効果の解明に重点が置かれており、アラミド繊維ベルトによる能動的横拘束効果がコンファインドコンクリートの強度や強度以降の軟化領域にどのような影響を与えるか未解明であった。

本研究の目的は、アラミド繊維ベルトに緊張力を導入したコンファインドコンクリートの受動的・能動的横拘束効果を中心圧縮実験で解明し、既存の構成則を修正することである。

2. 実験概要

試験体は Fig. 1 のように 250 × 250mm の正方形断面、全高 500mm である。本研究では、アラミド繊維ベルトによる横拘束効果を実験的に検証するために鉄筋を一切配筋していない。緊張力はカプラーをナットで締め付けることで導入する。アラミド繊維ベルトの材料特性を Table 1 に示す。実験変数はアラミド繊維ベルト間隔、アラミド繊維ベルトの幅（シングル幅とダブル幅）、緊張ひずみレベルである。各シリーズに 3 体ずつプレーンコンクリート試験体を用意した。試験体総数は 27 体である。試験体一覧及び実験

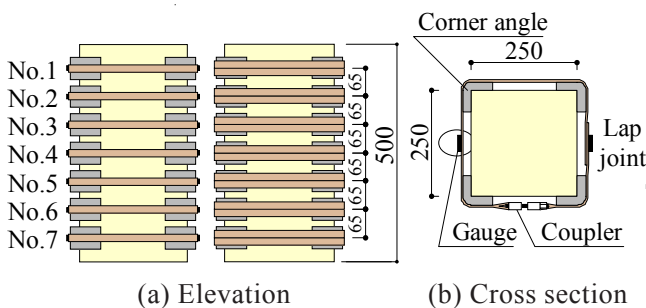


Table 1 Material properties of aramid fiber belt

Aramid fiber belt	Cross section (mm ²)	Width (mm)	Thickness (mm)	f _u (MPa)	ε _u (%)	E (GPa)
	10.4	17	0.612	2065	1.75	118

f_u=design strength, ε_u=design strain, E=Young's modulus.

Fig. 1 Uniaxial compression specimen details

*1 琉球大学 工学部環境建設工学科学生 (正会員)

*2 琉球大学 工学部環境建設工学科助手 工修 (正会員)

*3 琉球大学 工学部環境建設工学科教授 工博 (正会員)

Table 2 Details of retrofit and test results

(a) Belt interval: 65mm and concrete cylinder strength (σ_B)=25.1MPa

Specimen	Pretension strain level(μ)	Prestress level (MPa)	σ_{cB} (MPa)	ϵ_{cB} (%)	ϵ_{MAX} (%)
A03S-A01	-	-	23.6	0.29	-
A03S-A02	-	-	20.1	0.27	-
A03S-A03	-	-	21.7	0.28	-
A03S-A65N1	0	0	22.1	0.18	3.06
A03S-A65N2	0	0	23.4	0.23	1.59
A03S-A65M1	3500	413	24.7	0.27	1.17
A03S-A65M2	3500	413	25.8	0.16	1.07
A03S-A65H1	7000	826	23.9	0.39	0.93
A03S-A65H2	7000	826	26.0	0.30	0.70
A03S-Aw65N1	0	0	18.8	0.27	3.74
A03S-Aw65N2	0	0	19.8	0.22	3.88
A03S-Aw65M1	3500	413	24.5	0.22	2.82
A03S-Aw65M2	3500	413	25.4	0.31	1.92
A03S-Aw65H1	7000	826	24.9	0.32	1.54
A03S-Aw65H2	7000	826	26.0	0.36	1.55

σ_{cB} =compressive strength of confined concrete, ϵ_{cB} =strain of confined concrete at maximum stress, ϵ_{max} =maximum strain.

結果を Table 2 に示す。使用したコンクリートは呼び強度 13.5MPa , 普通ポルトランドセメント , スランプ 18cm , 粗骨材粒径 13mm 以下で混練し , 縦打ちした。載荷はコンクリート部分のみの単調載荷で , 1 端固定 (下部) , 他端ピン (上部) の材端条件で 2,000kN 万能試験機を用いた。試験体の軸方向ひずみは , 載荷板間のひずみ 4 箇所 (検長 500mm) と試験体中央部 4 箇所 (ベルト間隔 65 : 325mm , ベルト間隔 130 : 260mm) の計 8 箇所測定した。また , 実験により得られた応力ひずみ曲線は , 圧縮強度までは試験体中央部で測定された軸ひずみを用い , それ以降は載荷板間で測定された軸ひずみを用いて修正を行った (文献 1) 参照) 。

3. 実験結果

今回の実験では , 間隔 65mm シリーズのプレーンコンクリート 3 体の圧縮強度は平均でシリンダー強度の 86.9% , 間隔 130mm シリーズでは平均で 78.2% である。 Fig. 2 は実験から得られた応力ひずみ曲線である。縦軸は圧縮強度をプレーンコンクリート強度で無次元化している。 Fig. 2 よりノンプレストレス試験体の応力ひずみ曲線は圧縮強度以降 , 強度が一旦低下するものの , 一定の強度を維持していることがわかる。また , プ

(b) Belt interval: 130mm and concrete cylinder strength (σ_B)=29.8MPa

Specimen	Pretension strain level(μ)	Prestress level (MPa)	σ_{cB} (MPa)	ϵ_{cB} (%)	ϵ_{MAX} (%)
A03S-A01	-	-	23.2	0.38	-
A03S-A02	-	-	22.9	0.36	-
A03S-A03	-	-	23.8	0.51	-
A03S-A130N1	0	0	22.9	0.26	1.86
A03S-A130M1	3500	413	25.0	0.46	1.65
A03S-A130H1	7000	826	25.4	0.51	1.54
A03S-Aw130N1	0	0	22.6	0.34	2.47
A03S-Aw130M1	3500	413	24.9	0.50	2.23
A03S-Aw130M2	3500	413	24.1	0.30	1.18
A03S-Aw130M3	3500	413	26.6	0.32	2.10
A03S-Aw130H1	7000	826	26.0	0.45	2.93
A03S-Aw130H2	7000	826	26.6	0.38	1.45

A=single belt (cross section=20.8mm²),
Aw=double belt (cross section=41.6mm²),

σ_c =compressive stress,
 σ_p =compressive strength of plain concrete.

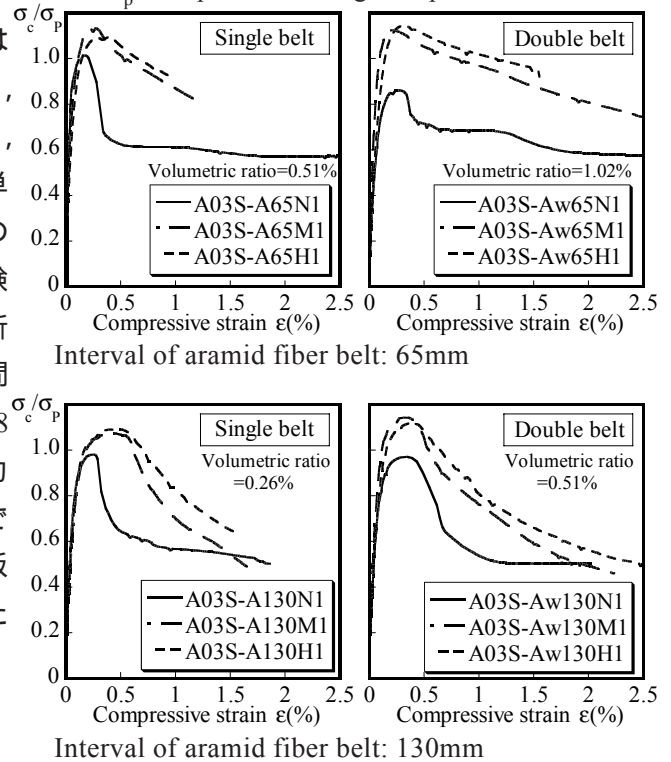


Fig. 2 Stress-strain curves of confined concrete

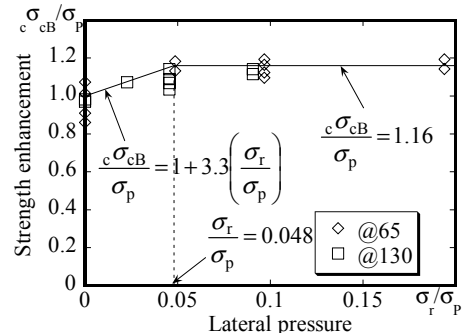


Fig. 3 Strength enhancement versus lateral pressure

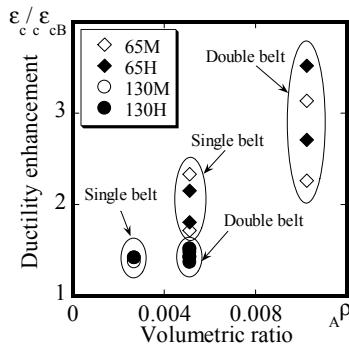


Fig. 4 Ductility enhancement versus volumetric ratio

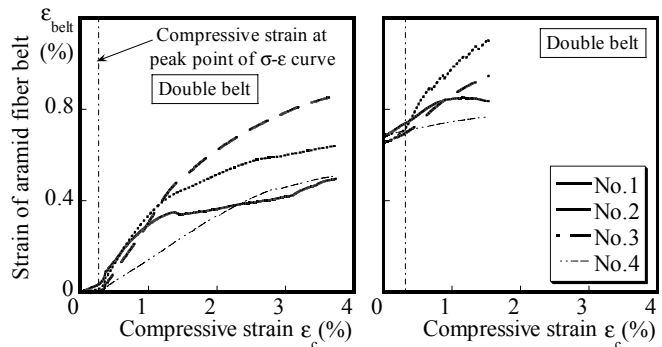
レストレスの導入により強度が高くなり、降り勾配も緩やかになるが、圧縮強度や降り勾配に緊張ひずみレベルの差はほとんど見られない。

Fig. 3には、縦軸が実験圧縮強度をプレーンコンクリート強度で無次元化した強度上昇率と、横軸が式(1)に示す横拘束圧(σ_r)をプレーンコンクリート強度で無次元化した値との関係を示している。

$$\sigma_r = \frac{1}{2} A\rho \cdot \sigma_{pt} (1), \quad A\rho = \frac{4_A a}{b_A s} \quad (2)$$

ここで、 $A\rho$ ：アラミド繊維ベルトの体積比、 σ_{pt} ：アラミド繊維ベルトの緊張応力度、 A ：アラミド繊維ベルトの断面積、 b ：柱幅、 s ：アラミド繊維ベルトの間隔である。また、図には実験値に対する回帰直線も示している。Fig. 3より横拘束圧が上昇しても強度上昇率は増加せず、上限が存在することがわかる。これは前述したように各体積比で緊張ひずみレベル3500 μ と7000 μ で圧縮強度が変わらなかったことによる。強度上昇に寄与する最適な緊張ひずみレベルの確認は今後の課題である。

Fig. 4は体積比($A\rho$)を変数にして圧縮靱性を定量的に示している。図の縦軸は圧縮強度が90%に低下したときの中心圧縮ひずみを圧縮強度時の中心圧縮ひずみで除したものである。圧縮強度が90%に低下したときの圧縮ひずみを採用したのは、強度低下率が一番小さい試験体に合わせたためである。Fig. 4より体積比が増加すると ϵ_c/ϵ_{cB} が増加し、圧縮靱性が改善されること、各体積比では圧縮靱性に及ばず緊張ひずみレベルの影響がほとんどないことがわかる。ま



(a) A03S-Aw65N1 (b) A03S-Aw65H1

Fig. 5 Strain of aramid fiber belts versus axial strain of concrete

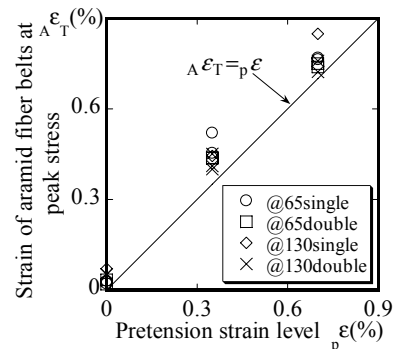


Fig. 6 Strain of aramid fiber belts at peak stress of confined concrete versus pretension strain of aramid fiber belts

た、体積比が同じであっても($A\rho=0.0051$)、間隔の小さいシングルベルトの方が間隔の大きいダブルベルトより圧縮靱性が改善されることがわかる。つまり降り勾配には体積比が影響し、体積比の中でも間隔の影響が大きいと考えられる。

Fig. 5(a),(b)にアラミド繊維ベルトひずみ-圧縮ひずみ関係を代表して示す(Fig. 1(a)のNo.1-No.4)。グラフの縦軸がアラミド繊維ベルトのひずみ、横軸が中心圧縮ひずみである。またグラフ中の一点鎖線は圧縮強度時の中心圧縮ひずみである。グラフよりノンプレストレス試験体は圧縮強度まではほとんどひずみに変化は見られず、圧縮強度以降にアラミド繊維ベルトのひずみが増加し、靱性能増大に大いに寄与していることがわかる。またプレストレス試験体は圧縮ひずみの初期からアラミド繊維ベルトのひずみが増加しているが、初期緊張ひずみから圧縮強度時までの増分は小さいことがわかる。

Fig. 6には、縦軸が実験で得られた全試験体の圧縮強度時のアラミド繊維ベルトひずみ(ϵ^A_T)、

横軸が初期緊張ひずみ (ε_p) の関係を示している。また図には初期緊張ひずみレベルの線 ($\varepsilon_T = \varepsilon_p$) も示している。Fig. 6 より, Fig. 5 で述べた通り全体的に ε_T は ε_p にほぼ近く, 強度上昇には受動的効果は期待出来ないと考えられる。

4. 既往の提案式による予測 (Unit: N, mm)

4.1 Mander 式³⁾ の修正

本節では, Mander 式に修正を加え, 実験結果を予測する。修正は圧縮強度算定式に対して行う。まず, アラミド繊維ベルトに対する拘束効果係数 (k_e) は横補強筋への適用方法を準用した (図は文献 2) を参照)。

$$k_e = \left(1 - \sum_{i=1}^n \frac{(w_i')^2}{6b^2} \right) \left(1 - \frac{s'}{2b} \right)^2 \quad (3)$$

ここで, k_e : 拘束効果係数, b : 柱幅, s' : コーナアンクル間隙, w_i' : アラミド繊維ベルトの有効支持長さである。圧縮強度に影響を及ぼすアラミド繊維ベルトの横拘束圧には, 前述の通り, 受動的効果は考慮せず, アラミド繊維ベルトの緊張ひずみのみを考慮する (式 (4))。

$${}_A f_1' = \frac{1}{2} A \rho \cdot \sigma_{pt} \cdot k_e \quad (4)$$

ここで, ${}_A f_1'$: アラミド繊維ベルトの有効横拘束圧である。このアラミド繊維ベルトの有効横拘束圧を帯筋の項に加えると, 帯筋とアラミド繊維ベルトで横補強されたコンファインドコンクリート柱の圧縮強度式が得られる (式 (5))。

$${}_c \sigma_{CB} = \sigma_p \cdot \left[-1.254 + 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \left\{ \frac{{}_h f_1'}{\sigma_p} + \alpha \left(\frac{{}_A f_1'}{\sigma_p} \right) \right\}} - 2 \left\{ \frac{{}_h f_1'}{\sigma_p} + \alpha \left(\frac{{}_A f_1'}{\sigma_p} \right) \right\} \right] \quad (5)$$

$${}_h f_1' = \frac{1}{2} {}_h \rho \cdot {}_h \sigma_y \cdot {}_h k_e \quad (6)$$

$$\alpha = 0.063 \left(\frac{{}_A f_1'}{\sigma_p} \right)^{-0.606} \quad (7)$$

ここで, ${}_c \sigma_{CB}$: コンファインドコンクリート強度, σ_p : プレーンコンクリート強度, ${}_h f_1'$: 帯筋の有効横拘束圧, α : 補正係数, ${}_h \rho$: 帯筋の体積比, ${}_h \sigma_y$: 帯筋の降伏応力度, ${}_h k_e$: 帯筋の拘束効

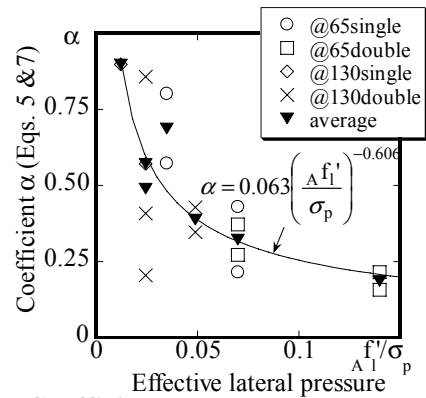


Fig. 7 Coefficient α versus lateral pressure of aramid fiber belt

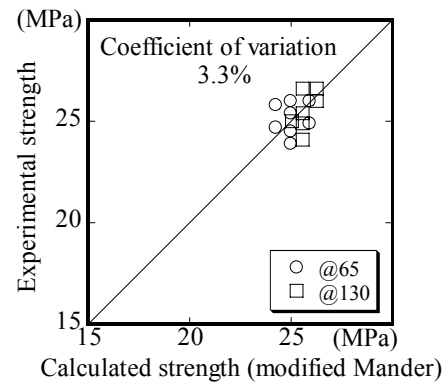


Fig. 8 Comparison of experimental and calculated strengths of confined concrete

果係数である。式 (7) は, 実験より得られたプレストレス試験体の強度上昇率 (${}_c \sigma_{CB} / \sigma_p$) から逆算して求めた各試験体の α の平均値と, 有効横拘束圧をプレーンコンクリート強度で無次元化した値 (${}_A f_1' / \sigma_p$) との関数として与えた (Fig. 7 参照)。Fig. 8 は, 式 (5) で求めた計算値と実験値を比較したものである。ノンプレストレス試験体の圧縮強度は式 (5) で能動的効果がゼロになるため, プレーンコンクリートの圧縮強度と等しくなり, 変動係数を下げる要因となるためここでは除いている。Fig. 8 より, 修正した式 (5) による計算結果は実験結果を精度良く評価していることがわかる。

4.2 崎野・孫式⁴⁾ の修正

本節では前節と同様に崎野・孫式に修正を加え, 本実験結果を予測する。修正を加える式は, 圧縮強度算定式, 降り勾配係数 (D_g) である。実験結果を考慮して, 強度上昇率はプレーンコンクリートからの上昇率とした。また, アラミド繊維ベルトには面外剛性は無いため, 有効側圧

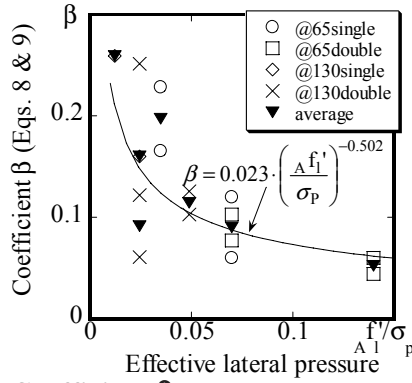


Fig. 9 Coefficient β versus lateral pressure of aramid fiber belt

因子で考慮されている面外剛性に関する変数 (d : 横補強材の直径あるいは鋼管の管厚) は使用できないと考え、Manderらに従い、ここでは式(3)の拘束効果係数を導入する。従って圧縮強度算定式は、Mander式と同様に帯筋の寄与分にアラミド繊維ベルトの寄与分を加えて式(8)のように表現される。

$$c_{\sigma_{CB}} = \sigma_p + 23({}_h\sigma_{re} + \beta \cdot {}_A f'_1) \quad (8)$$

$$\beta = 0.023 \cdot \left(\frac{{}_A f'_1}{\sigma_p} \right)^{-0.502} \quad (9)$$

$${}_h\sigma_{re} = \frac{1}{2} {}_h\rho {}_h\sigma_y \cdot \left(\frac{{}_h d}{{}_h C} \right) \cdot \left(1 - \frac{{}_h s}{2D_c} \right) \quad (10)$$

$${}_A f'_1 = k_e \cdot \frac{1}{2} {}_A\rho \cdot \sigma_{pt} \quad (11)$$

ここで、 ${}_h\sigma_{re}$: 帯筋の有効側圧因子、 β : 補正係数、 ${}_h d$: 帯筋の直径、 ${}_h C$: 帯筋の有効支持長さ、 ${}_h s$: 帯筋の間隔、 D_c : 帯筋の芯々距離である。式(9)は、実験結果の強度上昇率 ($c_{\sigma_{CB}}/\sigma_p$) から逆算して求めた各試験体の β の平均値 (Fig. 9 参照) として、有効横拘束圧をプレーンコンクリート強度で無次元化した値 (${}_A f'_1/\sigma_p$) との関数で与えた。Fig. 10 は、式(8)で求めた計算値と実験値を比較したものである。ここでは4.1節と同様の理由によりノンプレストレス試験体を除いた。Fig. 10 より、修正した式(8)による計算結果は実験結果を精度良く評価している。

次に降り勾配係数 (D_g) を修正する。降り勾配係数 (D_g) は、式(12)のように帯筋の項にアラミド繊維ベルトの項を加えて考慮する。

$$D_g = 1.5 - 0.017 \cdot c_{\sigma_B} + 1.6 \sqrt{{}_h\sigma_{re} + \gamma_D f'_1} \quad (12)$$

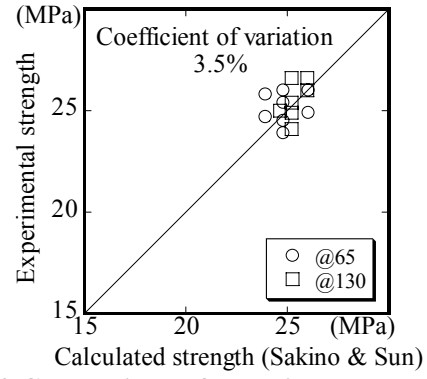


Fig. 10 Comparison of experimental and calculated strengths of confined concrete

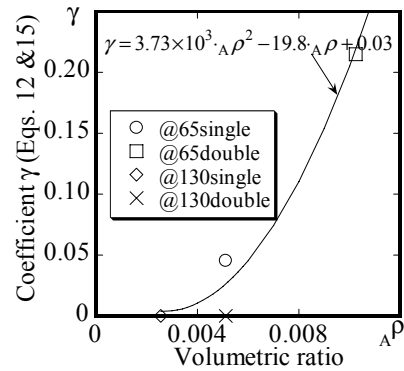


Fig. 11 Coefficient γ versus volumetric ratio of aramid fiber belt

$$D f'_1 = k_e \cdot \frac{1}{2} {}_A\rho \cdot {}_A\sigma_u \quad (13)$$

ここで、 D_g : 降り勾配係数、 c_{σ_B} : シリンダー強度、 γ : 補正係数、 $D f'_1$: 降り勾配に影響を与えるアラミド繊維ベルトの有効横拘束圧、 ${}_A\sigma_u$: アラミド繊維ベルトの破断強度である。降り勾配係数 (D_g) は、実験結果を用いて式(14)に示す誤差の平方和が最小となるように求めた。

$$\sum_{i=1}^n \left\{ Y_i - \frac{A \cdot X_i + (D_g - 1) \cdot X_i^2}{1 + (A - 2) \cdot X_i + D_g \cdot X_i^2} \right\}^2 \quad (14)$$

ここで、 Y : 実験値、 n : 測定点数、変数 Y , A , X は文献³⁾を参照されたい。このようにして求めた逆算値 (D_g) に対応するような係数 (γ) を計算し、アラミド繊維ベルトの体積比との関係を表現すると次式となる (Fig. 11 参照)。

$$\gamma = 3.73 \times 10^3 \cdot {}_A\rho^2 - 19.8 \cdot {}_A\rho + 0.03 \quad (15)$$

4.3 応力ひずみ関係の比較

Fig. 12 に計算結果と実験結果の応力ひずみ曲線の比較を代表的な試験体について示す。Fig. 12(a) ~ (d) が間隔 65mm シリーズ、(e) ~ (h)

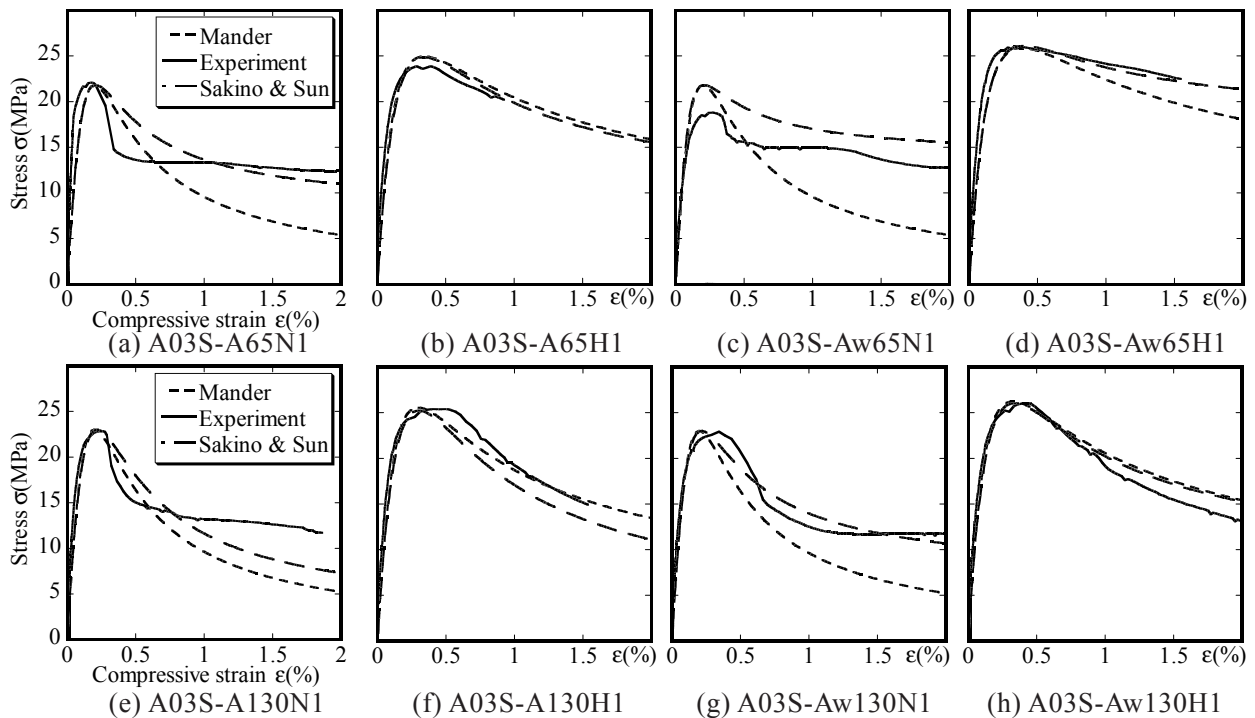


Fig. 12 Comparison of experimental and calculated stress-strain curves

が間隔 130mm シリーズである。圧縮強度は Mander 式，崎野・孫式ともほぼ等しいが，降り勾配に差異が現れている。即ち，Mander 式は降り勾配が強度上昇率に依存し，崎野・孫式は強度上昇率とは無関係に降り勾配が制御可能である特徴が現れている。全体的に降り勾配を制御できる崎野・孫式がよく評価できているが，両式ともノンプレストレス試験体に関しては，精度良く評価することができない。

5. 結論

- 1) ノンプレストレス試験体は，圧縮強度以降一度強度が低下した後，一定の強度を維持するという特徴が観察された。
- 2) 側圧を増加させても強度上昇率には上限が存在することがわかった。最適な緊張ひずみレベルの確認は今後の課題である。
- 3) 降り勾配は体積比の影響が大きく，かつ体積比の中でも間隔の影響が大きい。
- 4) 圧縮強度時のアラミド繊維ベルトのひずみは初期緊張ひずみとほぼ同じであることから，受動的横拘束効果は強度上昇には寄与せず，圧縮靱性の改善への寄与が大きい。
- 5) Mander 式と崎野・孫式をアラミド繊維ベルト

試験体に適合するように修正した。この結果，ノンプレストレス試験体は精度良く評価できないが，プレストレス試験体は精度よく評価することができるようになった。特に降り勾配を制御できる崎野・孫式は実験結果を良く表現できる。

今後，実験資料を蓄積し，修正式の妥当性の確認や追加の検討を行う必要がある。

謝辞

本研究は，平成 13 年度科学研究費補助金（基盤研究（B））（展開）13555159，代表者：山川哲雄）の助成を受けた。

参考文献

- 1) 中田幸造，山川哲雄，森下陽一，舛田尚之：緊張アラミド繊維ベルトを用いた拘束コンクリート柱の圧縮性状，コンクリート工学年次論文集，Vol. 25，No. 2，pp127-132，2003。
- 2) 中田幸造，山川哲雄：PC 鋼棒により横補強したコンクリート柱の中心圧縮実験，日本建築学会九州支部研究報告，2004（投稿中）。
- 3) Mander, J. B., Priestley, M. J. N., and Park, R., Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 114, No. 8, pp. 1804-1826, 1988.
- 4) 崎野健治，孫玉平：直線型横補強材により拘束されたコンクリートの応力-ひずみ関係，AIJ 構造系論文集，No. 461，pp95-104，1994。