

# [92] 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

正会員 小阪義夫 (名古屋大学工学部)  
 正会員 谷川恭雄 (三重大学工学部)  
 正会員 ○畑中重光 (名古屋大学工学部)

## 1. まえがき

各種の横拘束コンクリートの圧縮塑性変形挙動は多軸圧縮下のプレーンコンクリートの塑性変形挙動と密接な関係がある。筆者らは、独自の側圧加力装置を用いて、応力下降域をも含む三軸圧縮下のコンクリートの塑性変形挙動を調べ<sup>1)</sup>、これ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方法を提示した<sup>3)</sup>。本研究では、引き続き、各種の円形および角形コンファインドコンクリートの一軸圧縮下の塑性変形挙動を実験的に調べ、これらのコンクリートの圧縮靱性を既提案の応力-ひずみモデルを用いて統一的に評価することを試みる。

## 2. 応力-ひずみ曲線の適用モデル

筆者らは、すでに低側圧三軸圧縮実験結果に基づき、基準状態下 (供試体形状:  $H/D=1$ 、側圧パス: 能働載荷、2方向の側圧の比:  $\sigma_2/\sigma_3=1$ 、側圧荷重域: 全側面一様載荷) のプレーンコンクリートの最大主圧縮方向の応力 ( $\sigma_1$ ) -ひずみ ( $\epsilon_1$ ) 曲線の表示式を提示した<sup>3)</sup>。提案モデルの概要並びに  $\sigma_1-\epsilon_1$  曲線の一例を、それぞれ表-1および図-1に示す。本論では、以下、このモデルを用いて各種横拘束方法による圧縮靱性改善効果の評価を行う。

## 3. 円形コンファインドコンクリートの圧縮塑性変形挙動 (実験-I)

### 3.1 実験方法

表-2に実験-Iの概要を示す。実験要因としては、フープ筋面積比 ( $P_S$ )、フープ筋間隔 ( $S$ )、鋼繊維の体積混入率 ( $V_f$ )、水セメント比 ( $W/C$ ) および供試体の高さ-直径比 ( $H/D$ ) を取り上げた。供試体はすべて直径約 10cm の円柱体とした。フープ筋の配置方法および鋼材降伏時の計算側圧 ( $H\sigma_{LY}$ ) の値を表-3に示す。ここで計算側圧とは、鋼材が円形断面の供試体周囲に一様に配置された場合に鋼材のひずみレベルに応じて供試体に加わる側圧をいう。

供試体の製作には普通ポルトランドセメント、川砂 (5mm未満)、川砂利 (5~15mm)、鋼繊維 (形状:  $0.5 \times 0.5 \times 30$ mm、片側フック付きせん断ファイバー、引張強度:  $7000 \text{ kgf/cm}^2$ ) および鋼輪 (内径: 10cm、肉厚: 1.6mm、幅: 2.5および5mm) を使用した。設計スランプは 5cm、調合強度は  $250 \sim 350 \text{ kgf/cm}^2$  とした。材令 1日目にキャッピング、2日目に脱型した後、実験室内 (温度  $23 \pm 2$ ℃、相対湿度 75 ± 5%) で養生した。試験材令は約 40日、供試体の個数は各要因毎に 2個とした。

表-1  $\sigma_1-\epsilon_1$  曲線の表示式

<b>Strength Failure Criterion (<math>\sigma_{1f}</math>)</b>	
$f(I_1, J_2, \cos 3\theta) = A \frac{J_2}{\sigma_c^2} + \lambda \frac{J_3}{\sigma_c} + B \frac{I_1}{\sigma_c} - 1 = 0$ ----- (1)	
where, $I_1$ : First invariant of stress tensor, $J_2, J_3$ : Second and third invariants of stress deviator tensor, respectively, $\sigma_c$ : Uniaxial compressive strength (positive value), $\lambda = \lambda(K_1, K_2, \cos 3\theta)$ , $\cos 3\theta = 1.5\sqrt{3} \cdot J_3 / J_2^{3/2}$ , $A, B, K_1, K_2$ : Empirical parameters.	
<b>Strain Failure Criterion (<math>\epsilon_{1f}</math>)</b>	
$\epsilon_{1f}/\epsilon_c = - I_1/\sigma_c ^a$ ----- (2)	
where, $\epsilon_c$ : Strain at uniaxial compressive strength (positive value), $I_1$ : $I_1$ at failure.	
<b>Relative Stress (<math>\sigma_1/\sigma_{1f}</math>) - Relative Strain (<math>\epsilon_1/\epsilon_{1f}</math>) Relation</b>	
Stress ascending portion:	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{1f}} = \frac{n_a \cdot \epsilon_1 / \epsilon_{1f}}{n_a - 1 + (\epsilon_1 / \epsilon_{1f})^{n_a}}$ ----- (3a)
Stress descending portion:	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{1f}} = \frac{1}{n_d} + \frac{(n_d - 1) \cdot X}{n_d - 1 + X^{n_d}}$ ----- (3b)
	$n_d = \alpha n_{d1}$ ----- (3c)
where, $\sigma_{1f}, \epsilon_{1f}$ : Stress and strain at failure in the direction of maximum principal compressive stress, $X = (\epsilon_1 / \epsilon_{1f})^{n_a}$ , $n_a = E_1 / (E_1 - (\sigma_{1f} / \epsilon_{1f}))$ , $n_d = \alpha n_{d1}$ , $n_{d1}$ : $n_d$ for uniaxial compressive stress state, $E_1$ : Initial modulus of elasticity, $n_a, \alpha$ : Empirical constants.	

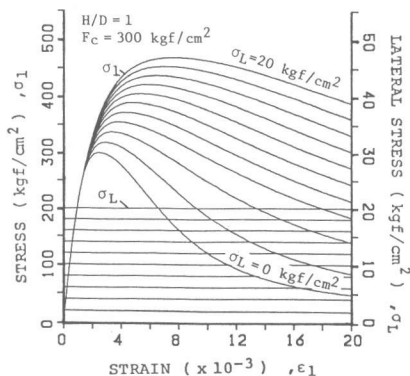


図-1 提案モデルによって得られる  $\sigma_1-\epsilon_1$  曲線の一例

載荷には、高剛性試験機を使用し、軸方向ひずみ ( $\epsilon_1$ ) が、 $20 \times 10^{-3}$  に至るまで、一定ひずみ速度 (毎分約  $2 \times 10^{-3}$ ) で継続載荷した。また、載荷端面には、比較的均等な応力分布が期待できるポリプロピレンにシリコングリスを塗布した減摩パッドを挿入した。軸方向のひずみは載荷板間に取り付けた一対の変位変換器によって、鋼輪のひずみは、それぞれの鋼輪に貼付した一対のワイヤストレインゲージ (W. S. G.) によって測定した。

### 3.2 実験結果とその考察

#### (1) 応力-ひずみ曲線および等価側圧曲線

得られた応力 ( $\sigma_1$ ) - ひずみ ( $\epsilon_1$ ) 曲線の一例を図-2 に示す。図中には提案モデルを用いて求めたそれぞれの  $\sigma_1 - \epsilon_1$  曲線に対応する等価側圧 ( $\bar{\sigma}_L$ ) が併示してある。図によれば、等価側圧は最大応力以後、ほぼ一定値を保持する。

#### (2) 供試体の破壊と鋼輪のひずみ分布状況

図-3 (a) および (b) にそれぞれ  $H/D = 1$  および  $2$  の供試体の鋼輪のひずみ分布状況を示す。これらの図によれば、 $H/D = 1$  の場合、鋼輪のひずみ、すなわちコンクリート供試体の横ひずみは供試体全域にわたりほぼ均等に増大するのに対し、 $H/D = 2$  の供試体では、打込み下部の横ひずみの進行が打込み上部に比べて著しく小さくなる事が分かる。このような横ひずみの分布状況は、供試体の終局破壊状況とも対応する。

図-4 は、図-3 (b) に対応する供試体の計算側圧 ( $H\sigma_L$ ) を示したものである。図-2~4 より、 $H/D = 1$  の供試体では、 $\sigma_1 - \epsilon_1$  曲線のピーク点近傍ですべての鋼輪が降伏 (降伏ひずみ  $\epsilon_L = 1.37 \times 10^{-3}$ ) に達するのに対し、 $H/D = 2$  の場合、打込み最下部の鋼輪のひずみが  $\epsilon_1 = 10 \times 10^{-3}$  付近から漸減し、供試体が終局状態に至っても降伏しないことが分かる。したがって、 $H/D = 2$  の供試体では、鋼輪のピッチにかかわらず、鋼輪の保有する横拘束能が十分に発揮されていないといえる。

#### (3) 円形横拘束筋の補強効率

円形フープの補強効率を知るために、図-2 に示したような等価側圧曲線から応力下降域における等価側圧の平均値 ( $\sigma_L^*$ 、平均等価側圧と呼ぶ) を求めた。鋼材の補強効率 ( $R$ ) を下式のように定義する。

$$R = \sigma_L^* / H\sigma_{LY} \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 $H\sigma_{LY}$ : 鋼材降伏時の計算側圧

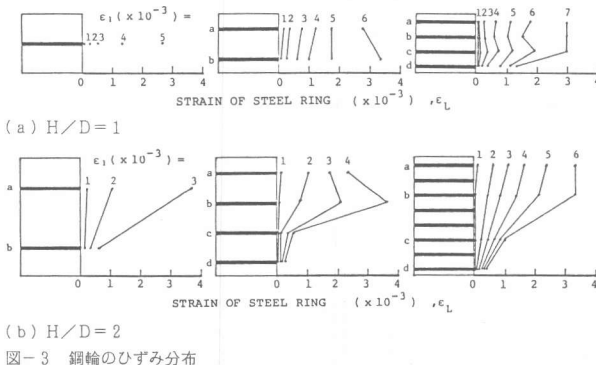


図-3 鋼輪のひずみ分布

表-2 実験-1の概要

W/C	V <sub>f</sub> (%)	H/D	Hoop
0.55	0	1	A~G
		2	A, C, E, G
	0.75		A~F
	1.5		
0.45	0		A, C, E
0.70			

[Notes] W/C: Water-cement ratio, V<sub>f</sub>: Volume fraction of steel fiber, H/D: Height/width of specimen.

表-3 円形フープの配筋方法及び計算側圧

Notation of specimen	Hoop		P <sub>s</sub> (%)	H <sup>0</sup> LY (kgf/cm <sup>2</sup> )
	Arrange* (H/D=1)	Pitch (cm)		
A	□	∞	0	0
B	---	10	0.08	2.3
C**	□	10	0.16	4.6
D	---	5	0.16	4.6
E**	□	5	0.32	9.2
F	---	2.5	0.32	9.2
G**	□	2.5	0.64	18.4

[Notes] p<sub>s</sub>: Sectional area of hoop/Sectional area of specimen, H<sup>0</sup>LY = p<sub>s</sub>σ<sub>sy</sub>/100, σ<sub>sy</sub>: Yield stress of hoop (=2870 kgf/cm<sup>2</sup>), \*: Section of hoops: --- 1.6x2.5 mm, □ 1.6x5.0 mm, \*\*: W.S.G.'s are glued to hoops.

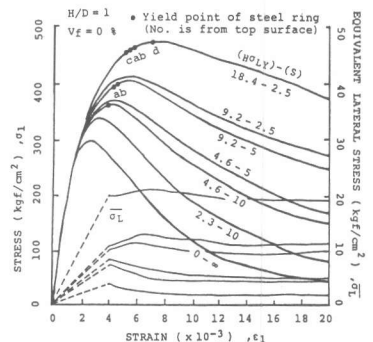


図-2  $\sigma_1 - \epsilon_1$  曲線の実測値および等価側圧 ( $\bar{\sigma}_L$ ) 曲線の一つ例

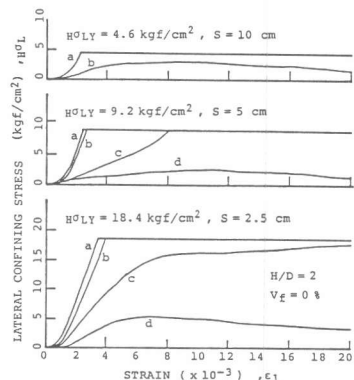


図-4 鋼輪の計算側圧 ( $H\sigma_L$ ) の変遷 ( $H/D = 2$ )

図-5は、鋼輪の幅 (b) が 5 mm の場合について、円形フープの降伏時の計算側圧 ( $H\sigma_{LY}$ ) と平均等価側圧 ( $H\sigma_{L}^* = \sigma_{L}^* - S_F\sigma_{L}^*$ ) を比較したものである。ここで鋼繊維を混入したコンクリートでは、鋼繊維の等価側圧 ( $S_F\sigma_{L}^*$ ) がフープ筋量にかかわらず一定 ( $V_f = 0.75\%$  に対し、 $5.5 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $V_f = 1.5\%$  に対し、 $10 \text{ kgf/cm}^2$ ) であるとして、鋼輪の等価側圧を算定してある。これらの図によれば、多くの場合、補強効率 (R) はほぼ 1.0 であり、鋼材の保有する横拘束能が十分に発揮されているといえる。しかし、 $H/D = 2$  の供試体の場合および  $W/C = 0.45$  ( $F_C = 360 \text{ kgf/cm}^2$ ) の場合には、 $R = 0.7 \sim 0.8$  となり、おもに供試体内部の力学性状の不均一性や横拘束域の離散性に起因すると考えられる横拘束効果の低下が現われている。

#### 4. 角形コンファインドコンクリートの圧縮塑性変形挙動 (実験-II)

##### 4.1 実験概要

表-4に実験-IIの概要を示す。実験要因として、横拘束筋体積比 ( $P_V$ )、横拘束筋間隔 (S)、横拘束筋形状、鋼繊維の体積混入率 ( $V_f$ )、供試体の高さ一辺長比 ( $H/D$ )、および打込み方向を取り上げた。水セメント比は 0.55 の一定とし、供試体はすべて  $10 \times 10 \text{ cm}$  の断面の角柱体とした。横拘束筋は、角形のフープ、各種形状のタイ、および両者の組合せとした。横拘束筋の形状、ピッチ (S)、および体積比 ( $P_V$ ) を表-5に示す。また、表中には、すべての横拘束筋が円柱体外周に一樣に巻かれているものと仮定して求めた鋼材降伏時の計算側圧 ( $S\sigma_L$ 、鋼材量計算側圧と呼ぶ) を併示してある。横拘束筋のフック定着部の折曲げ角度は、角形フープの場合には  $135^\circ$ 、タイの場合はすべて  $180^\circ$  とし、かぶりはすべてゼロとした。

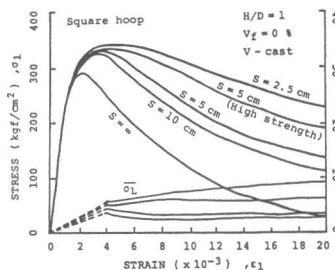
##### 4.2 実験結果とその考察

###### (1) 応力-ひずみ曲線および等価側圧曲線

得られた応力 ( $\sigma_1$ ) - ひずみ ( $\epsilon_1$ ) 曲線および等価側圧曲線 ( $\sigma_L$ ) の例を図-6 (a) および (b) に示す。図-6 (b) によれば、円形タイを有する b タイプ筋 ( $\square$ ,  $P_V = 1.0\%$ ) の靱性改善効果が最も大きく、一方、これと鋼材体積比がほぼ等しい e タイプ筋 ( $\square$ ,  $P_V = 0.98\%$ ) では c タイプ筋 ( $\square$ ,  $P_V = 0.84\%$ ) とほぼ同等な靱性改善効果を得るにとどまることが分かる。

(a) 角形フープと各種タイの組合せ

Notation of specimen	Lateral bar		$P_V$ (%)	$s\sigma_L^*$ (kgf/cm <sup>2</sup> )
	Shape	Pitch (cm)		
a		2.5	1.12	16.8
		5	0.56	8.4
		10	0.28	4.2
b		5	1.00	15.0
			0.84	12.6
			0.70	10.5
			0.98	14.7
			0.96	14.4
			0.96	14.4
			0.96	14.4
			0.96	14.4



(a) 角形フープによる補強

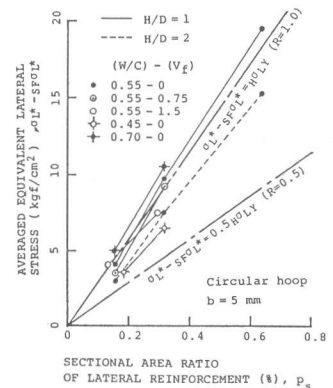


図-5 円形フープの平均等価側圧 ( $H\sigma_{L}^*$ )

表-4 実験-IIの概要

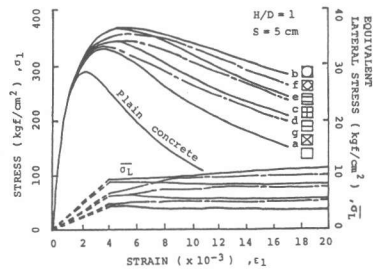
$V_f$ (%)	H/D	Cast*	Lateral bar S (cm)	Shape
0	1	V	5	b ~ g
	2	V	2.5	
1.5	1	V	5	a
	2	H	10	
			$\infty$	

[Notes]  $V_f$ : Volume fraction of steel fiber, H/D: Height/width of specimen, Cast\*: Casting direction, S: Pitch.

表-5 角形コンファインドコンクリートの配筋方法と計算側圧 (b) 各種タイ

Notation of specimen	Lateral bar		$P_V$ (%)	$s\sigma_L^*$ (kgf/cm <sup>2</sup> )
	Shape	Pitch (cm)		
a'		$\infty$	0	0
b'			0.44	6.6
c'			0.28	4.2
d'		5	0.14	2.1
e'			0.42	6.3
f'			0.40	6.0
g'			0.40	6.0

[Notes] \*: Yield stress of steel bar ( $\sigma_{sy}$ ) is  $2970 \text{ kgf/cm}^2$  in general, \*\*: With steel bar of  $\sigma_{sy} = 6700 \text{ kgf/cm}^2$ ,  $P_V$ : Volume fraction of lateral bar,  $s\sigma_L = P_V/2 \cdot \sigma_{sy}/100$ .



(b) 角形フープと各種タイの組合せによる補強

図-6  $\sigma_1 - \epsilon_1$  曲線の実測値および等価側圧 ( $\sigma_L$ ) 曲線

(2) 角形横拘束筋および各種タイの補強効率

円形フープの場合と同様、(1)式を用いて、角形フープ、各種タイ、およびこれらを組み合わせた横拘束筋の補強効率を調べる。ただし、ここでは基準となる側圧として、鋼材量計算側圧 ( $s\sigma_L$ ) を用いる。

図-7 (a) および (b) はそれぞれ、鋼繊維の体積混入率 ( $V_f$ ) が0%と1.5%の場合について角形フープの平均等価側圧 ( $H\sigma_L^*$ ) と鋼材量計算側圧 ( $s\sigma_L$ ) を比較したものである。なお、鋼繊維を1.5%混入したコンクリートでは、鋼繊維の平均等価側圧 ( $s_f\sigma_L^*$ ) がフープ筋量にかかわらず、一定(縦打ちの場合、 $H/D=1$  に対し、 $10 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $H/D=2$  に対し、 $4 \text{ kgf/cm}^2$ ；横打ちの場合、 $H/D=1$  に対し、 $5 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $H/D=2$  に対し、 $3 \text{ kgf/cm}^2$ ) であるとして、角形フープの等価側圧 ( $H\sigma_L^* = \sigma_L^* - s_f\sigma_L^*$ ) を算定してある。図-7 (a) によれば、 $V_f = 0\%$  の場合、角形フープの補強効率は鋼材体積比 ( $P_V$ ) にかかわらず、 $R=0.3\sim 0.5$  であり、円形フープに比べ半減している。また、 $H/D=2$  の場合には  $H/D=1$  の供試体に比べ、円形フープの場合と同様に補強効率が小さくなる傾向がある。図-7 (b) によれば、 $V_f=1.5\%$  の場合、 $V_f=0\%$  の場合に比べ角形フープの補強効率が大きく、 $R=0.5\sim 0.8$  の値が得られている。すなわち、角形フープと鋼繊維の複合使用により相乗効果が生み出されている。

図-7 (c) は、角形フープ、各種タイ、およびこれらを組み合わせた横拘束筋の補強効率を調べたものである。図によれば、タイ単独、フープとタイの組合せを問わず、多くの場合、補強効率は約0.5である。また、一般に断面内の横拘束力均一となる配筋ほど補強効率が高いといえる。

図-8 は鋼繊維補強角形コンファインドコンクリートの応力-ひずみ曲線の実測値と計算値を比較した例である。ここでは、 $\epsilon_1 = 4 \times 10^{-3}$  以後、鋼繊維の等価側圧を  $4 \text{ kgf/cm}^2$ 、フープ筋の補強効率を  $R=0.6$  の一定として入力した。比較的良好な推定値が得られているといえる。

5. 結論

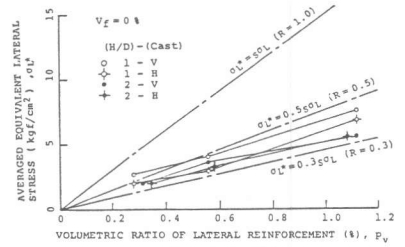
(1) 本報で得られた補強効率 ( $R$ ) と鋼材量のみから算定される計算側圧とを構成モデルに入力することにより、各種の横拘束コンクリートの圧縮塑性変形挙動または圧縮靱性が算出できる。

(2) 供試体の未破壊域に配置された鋼材は、保有する横拘束能を發揮し得ない。したがって、横拘束筋によるコンクリートの圧縮靱性改善効果を論ずる際には、コンクリートの破壊域の設定が極めて重要である。

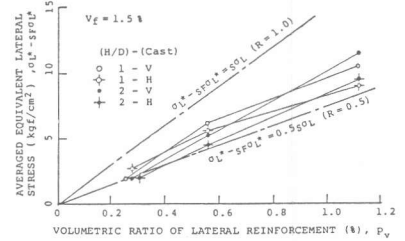
(3) 横拘束筋の補強効率 ( $R$ ) として、本実験の範囲では、多くの場合、円形フープに対して  $R=0.7\sim 1.0$ 、角形フープと各種タイの組合せに対して、 $R=0.3\sim 0.6$  の値が得られた。

【謝辞】 本研究に際し、御協力を得た、三輪隆治君 (名大院生) および神谷昌義君 (三重大4年) に謝意を表します。また、本研究費の一部は、昭和60年度文部省科研費・総合研究 (A) (研究代表者・大岸佐吉名工大教授)、一般研究 (C)、および奨励研究 (A) によったことを付記する。

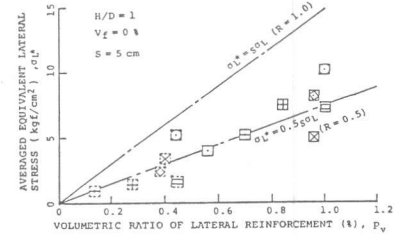
【引用文献】 1) 小坂・谷川・畑中, コンクリート工学年講, 第7巻, 昭60, pp. 305-308. 2) Y. Kosaka, Y. Tanigawa, and S. Hatanaka, Int'l Jour. of Cement Compo. and Lightweight Conc. Vol. 7, No. 2, May 1985, pp. 81-92. 3) 小坂・谷川・畑中・筒井, 建築学会大会梗概集, 昭60, pp. 189-192.



(a) 角形フープによる補強 ( $V_f=0\%$ )



(b) 角形フープによる補強 ( $V_f=1.5\%$ )



(c) 角形フープと各種タイの組合せによる補強

図-7 角形横拘束筋の平均等価側圧 ( $H\sigma_L^*$ )

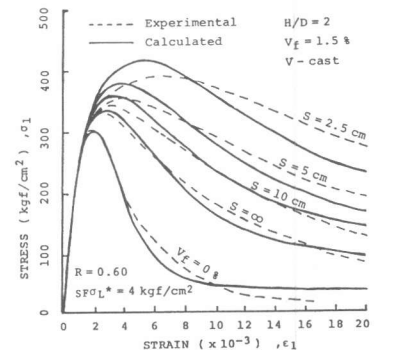


図-8 鋼繊維補強コンファインドコンクリートの  $\sigma_1-\epsilon_1$  曲線の実測値と計算値の比較例