

論文

[2166] 高強度材料を用いたコンファインドコンクリートの
強度および変形特性

正会員 中塚 侑 (大阪大学建築工学科)

正会員 鈴木計夫 (大阪大学建築工学科)

正会員○中川裕史 (東急建設設計部)

溝口 茂 (高周波熱錬製品事業部)

1. はじめに

コンクリート曲げ部材の曲げ靱性を改善する構造技術としてコンファインドコンクリートの利用が非常に有効であることが実験的、解析的に明らかにされ、同コンクリートを用いる曲げ靱性設計法の提案なども行われている[1,2]。しかし、同設計法確立のための基礎となるコンファインドコンクリートの力学的特性は、普通強度の材料を用いる場合においては次第に明らかにされつつあるものの[3]、最近注目されてきた高強度材料を用いる場合についてのデータは未だ十分でない。

本研究は、高強度材料によるコンファインドコンクリートの力学的特性を調べようとするもので、圧縮強度が300,600,900kg/cm²級のコンクリートと降伏強度が4000,8000,13000kg/cm²級の円形横補強筋を組み合わせた各種のコンファインドコンクリートの、円柱試験体の単軸圧縮応力下における強度および変形特性を調べると同時に、筆者らが既に誘導した強度・変形特性推定式[3]を高強度材料を用いる範囲にまで拡張する試みについて述べたものである。

2. 実験概要

実験は、試験体の一覧を表1に示すように、コンファインドコンクリートの本質的な影響要因を平均拘束応力($p_s \sigma_{sy}$)、拘束応力分布指標(S/D)およびコンクリートの力学性質指標(F_0)とする考えに基づくもので、同じ $p_s \sigma_{sy}$ (計画値は30および70kg/cm²)下において、横補強筋の拘束作用がその降伏強度(σ_{sy})およびコンクリート圧縮強度(F_0)によってどのように異なるかを調べるものである。 σ_{sy} および F_0 の水準としては、それぞれ4000,8000,13000kg/cm²級および300,600,900kg/cm²級の3水準を採用した。各要因の水準を組み合わせた各種コンファインドコンクリートに対する試験体数は2体とし、各プレーンコンクリートに対するものは原則として6体とした。

表1 試験体概要

試験体名			P _s σ _{sy} (kg/cm ²)			S/D		F ₀
計画 F ₀	P _s σ _{sy}	σ _{sy}		φ (mm)	σ _{sy} (kg/cm ²)		S (cm)	(kg/cm ²)
F300	30	40	33.5	4.6	4540	0.2	3	382
		80	31.0	3.3	8170			
		130	31.9	2.6	13500			
F600	70	40	73.8	7.2	4080			505
F900		80	72.2	5.0	8290			914
130		71.5	4.0	12800				

注) P_s : 横補強筋比 ($\pi \phi^2 / 2SD \times 10^{-2}$) σ_{sy} : 横補強筋降伏強度
 ϕ : 横補強筋の直径 S : 横補強筋のピッチ D : 試験体の直径 (15 cm)
 F_0 : 15 $\phi \times 30$ cmのプレーン試験体の平均圧縮強度

試験体は直径が15cm、高さが30cmの円柱体でかぶりコンクリートはない。用いたコンクリートの調合を表2に示すが、セメント、粗および細骨材として早強セメント、最大粒径20mmの碎石および5mmの碎砂と海砂の混合砂を用いたもので、その混練には2軸ミキサーを使用した。使用した横補強筋は両端部に80mmのコア内部への直線状の折込み部分を有する円形スパイラル筋で、その力学性質を表3に示す。

載荷は500ton圧縮試験機で図1に示すような方法で行った。

載荷速度は手動調節し、また、

球座は載荷重の偏心を取り除いた後に固定した。

試験体の軸ひずみは図1に示すように、280mm区間を測定検長として、ストローク50mmのダイヤルゲージ式変位変換器を用いて測定した。試験体のほぼ中央部における円形横補強筋の対向する2箇所において、横補強筋局部のひずみ状態を測定するため、各位置でのコアコンクリート側（内側）と反対側の対称位置に検長2mmの箔ゲージをそれぞれ貼付した。

3. 実験結果および考察

3.1 応力度—ひずみ度特性

図2は、平均拘束応力指標($p_s \sigma_{sy}$)が同じ場合、試験体の軸応力度(σ_c)—軸ひずみ度(ϵ_c)関係および軸ひずみ度—横方向ひずみ度(ϵ_s)関係がどのように変化するかを $p_s \sigma_{sy}=70\text{kg/cm}^2$ の場合を例にとって示したものである。なお同図には、同一種他の試験体もほぼ同様の性状であったので、代表的な試験体についての結果を示している。同図中の数字は載荷ステップ番号で、ステップ4が圧縮強度点を示し、また、 ϵ_s は横補強筋に貼付した4枚のひずみゲージの測定値の平均値である。同図によれば、同じ $p_s \sigma_{sy}$ を有するコンファインドコンクリートであっても、 σ_{sy} および F_0 の相違によってプレーンコンクリートからの圧縮強度増分、圧縮強度時ひずみ度増分、応力下降勾配の改善度などが異なる。

表2 コンクリートの調合

シリーズ名	W/C	W	C	CF	S	G	SP
F300	60	180	300	—	782	1077	—
F600	42	175	417	—	745	1028	6.26
F900	26	175	600	70	572	970	20.1

注)

(単位は kg/m^3)

W/C: 水セメント比 (%) C: 早強セメント G: 粗骨材

CF: シリカフェーム S: 細骨材 SP: 高流動化剤

表3 横補強筋の力学的性質

直径 (ϕ mm)	降伏強度 (kg/cm^2)	引張強度 (kg/cm^2)	一様伸び ひずみ(%)	弾性係数 $\times 10^6 \text{ kg/cm}^2$
2.6	13500	14400	4.4	2.08
3.3	8170	8970	10.3	1.97
4.0	12800	13500	4.2	2.12
4.6	4540*	5610	15.1	2.08
5.0	8290	9060	8.6	1.89
7.2	4080	6490	15.7	2.06

*0.2%オフセットによる値

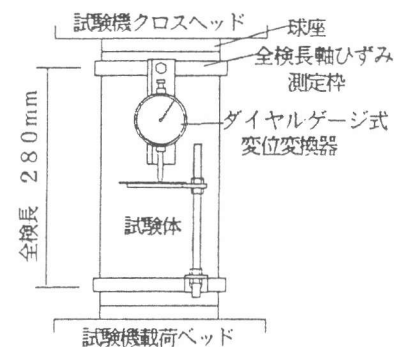


図1 載荷および測定方法

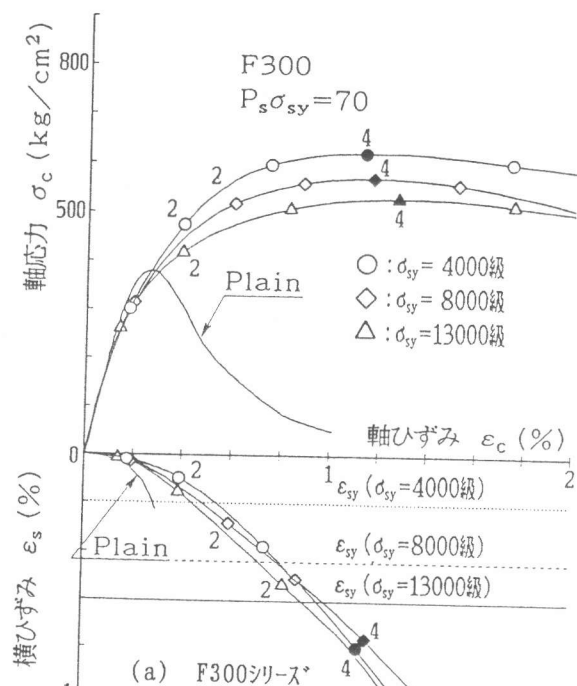


図2 軸応力—軸ひずみ—横ひずみ関係

る。すなわち、(1)同じコンクリートの場合、横補強筋の σ_{sy} の大なる方が圧縮強度の増分は小さい。また、 σ_{sy} が同じ時の強度増分はF300,F600シリーズではほぼ同程度であるが、F900シリーズでは小さい。(2)圧縮強度時ひずみ度の増分はコンクリート強度が高いほど低くかった。(3) $\epsilon_c-\epsilon_s$ 関係では、いずれのコンクリートシリーズにおいても、 σ_{sy} が大なる場合程、言い換えれば $p_s\sigma_{sy}$ および S が同じ値なので横補強筋断面積が小なるケース程、同じ ϵ_c に対して大なる ϵ_s を示す傾向が見られた。 ϵ_s は、F300,F600シリーズの場合 ϵ_c の増大に対し比較的なめらかに増加したが、F900シリーズの場合には、圧縮強度点までの直線性の強い $\sigma_c-\epsilon_c$ 関係ならびに極めて脆性的な破壊性状に対応して、圧縮強度点以降に急増する傾向を示した。圧縮強度点における ϵ_s は、F300シリーズではいずれの σ_{sy} の場合においてもそれぞれの降伏ひずみ ϵ_{sy} を大きく越えたが、F600シリーズでは $\sigma_{sy}=13000\text{kg/cm}^2$ 級になると ϵ_{sy} と同程度のものとなった。F900シリーズでは $\sigma_{sy}=13000$ 、 8000kg/cm^2 級では ϵ_{sy} を越えず、 4000kg/cm^2 級のもののみがかろうじて ϵ_{sy} を越えた。(4)横補強筋の破断時の ϵ_c は、一様伸びひずみ度が高強度鉄筋の場合ほど小さかったので、 σ_{sy} が大なる場合ほど小となる傾向が見られた。

3.2 横補強筋の作用M-N関係

3.1項によれば試験体の圧縮強度時において、横補強筋の平均ひずみ度が F_0 および σ_{sy} の相違によって、その降伏ひずみ度に達するあるいは達しない場合のあることが示された。図3は、コンクリートに対する拘束力ならびに拘束状況に直接関係する、横補強筋断面に作用する軸力(N)と曲げモーメント(M)をM-N平面に示したものの[4]である。なお、M,Nは横補強筋に貼付した箔ひずみゲージの測定値から計算した。また、M-N関係上の数字は図2の $\sigma_c-\epsilon_c$ 関係上に示した载荷ステップ番号と対応する。同図によればF300,F600シリーズでは、 σ_{sy} が大なるケースで若干接近の程度は劣るが、横補強筋に作用する(M,N)状態は試験体の圧縮強度点においてほぼ全塑性M-N(pM-N)関係

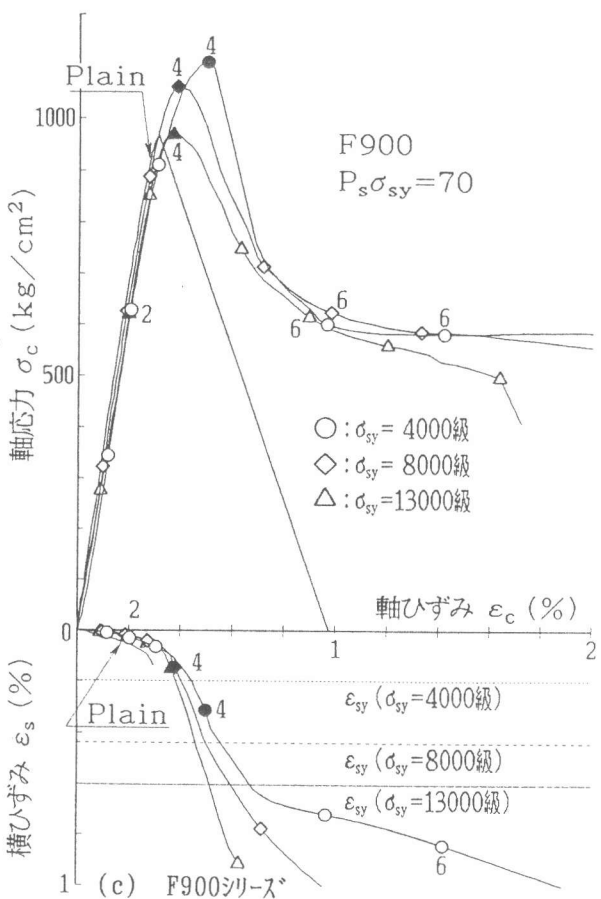
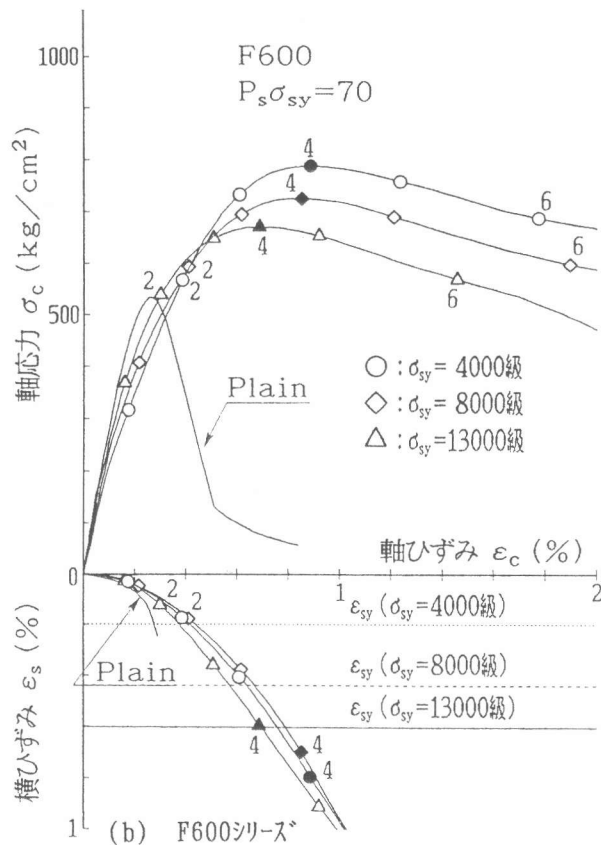


図2 (続き) 軸応力-軸ひずみ-横ひずみ関係

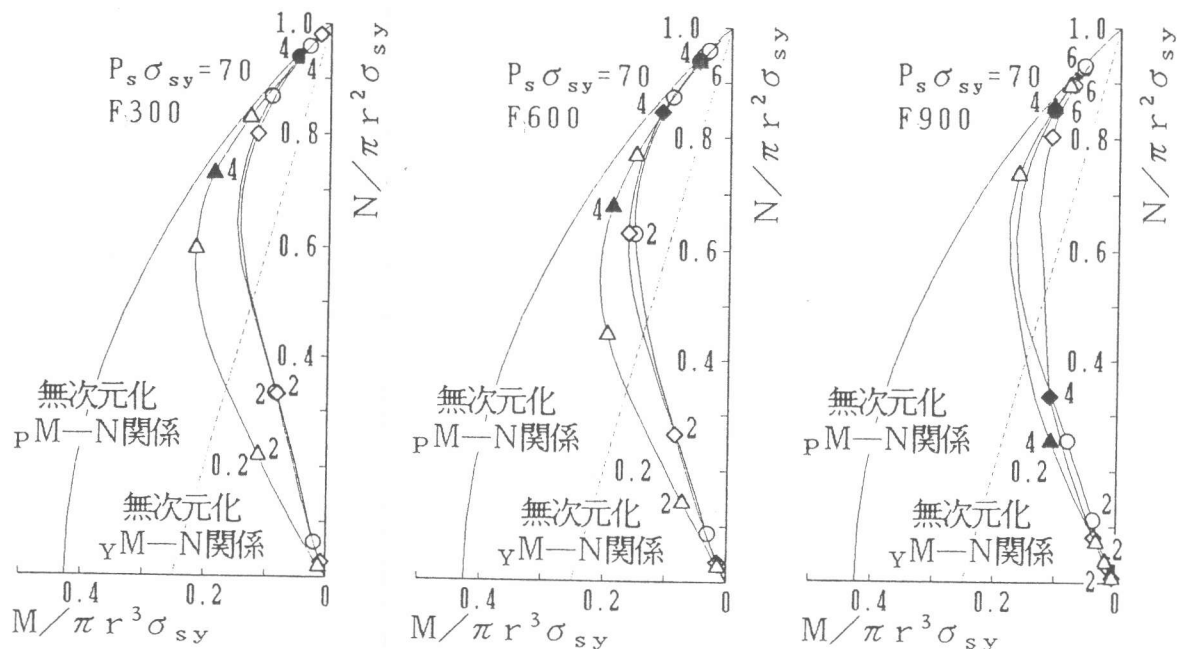


図3 横補強筋に作用する曲げモーメントー軸力関係

に到達している。これに対しF900シリーズでは、3.1項の $\epsilon_c - \epsilon_s$ 関係に示されたように圧縮強度点までにはごく小さな ϵ_s しか生じないため、降伏ひずみの小さい $\sigma_{sy} = 4000 \text{ kg/cm}^2$ 級の場合には横補強筋の(M,N)状態はほぼpM-N関係に到達するものの、降伏ひずみ度の大きい $\sigma_{sy} = 8000, 13000 \text{ kg/cm}^2$ 級の横補強筋の場合には降伏M-N(yM-N)関係にも達しず、圧縮強度点以降の応力下降域において急速にpM-N関係に接近する。

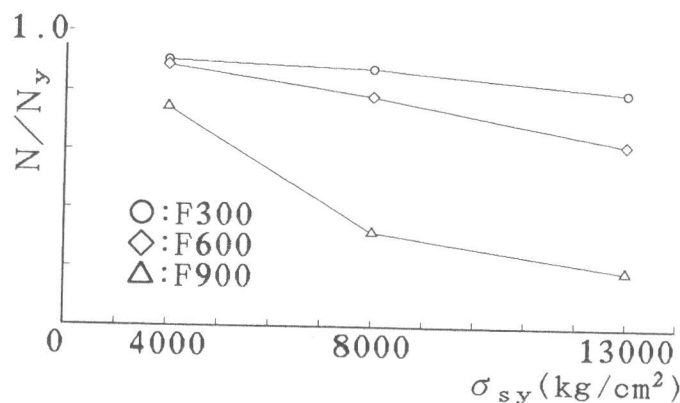


図4 圧縮強度時の軸力比 $N/N_y - \sigma_{sy}$ 関係

図4は、試験体の圧縮強度時における横補強筋の軸力(N)がその一軸降伏耐力(N_y)に対してどの程度の値になっているかを検討するため、 N/N_y を、横軸に σ_{sy} 、パラメータに F_0 をとって図示したものである。同図によれば、F300シリーズでは σ_{sy} にかかわらず N/N_y はほぼ1に近い値を示すが、F600シリーズでは σ_{sy} の増加に伴う緩やかな減少傾向を示す。F900シリーズでは $\sigma_{sy} = 8000 \text{ kg/cm}^2$ において急減し、 $\sigma_{sy} = 13000 \text{ kg/cm}^2$ 級では0.2程度の値となっている。

3.3 強度・変形特性の算定式の誘導

3.2項によれば、とくに高強度横補強筋および高強度コンクリートを用いたコンファインドコンクリートの場合、試験体の圧縮強度点では横補強筋が降伏に至らないケースのあることが示された。一方、試験体の圧縮強度点では断面の全塑性M-N関係に達する $\sigma_{sy} = 4000 \text{ kg/cm}^2$ 級の横補強筋、および F_0 が $300 \sim 700 \text{ kg/cm}^2$ 程度のコンクリートを用いたコンファインドコンクリートに関する研究から、筆者らは既に圧縮強度・変形特性推定式を誘導している[3,4]。それゆえ本報告では、その既往の提案式における σ_{sy} を、横補強筋の降伏強度およびコンクリート強度の大きさに従って低減する方法によって、高強度範囲にまで適用範囲の拡張を図る、次の(1)、(2)式

に示す形式の算定式を誘導する。ここで κ_F 、 κ_ε は、それぞれコンファインドコンクリートの圧縮強度、その時のひずみ度算定式における修正係数である。図5(a)は σ_{sy} を横軸にとって同じ F_0 と σ_{sy} を有する各種試験体の κ_F の平均値をプロットしたもので、各マークに付けられた細い縦線はデータのばらつき範囲を示す。同図によれば、ばらつきは大きいがいずれの F_0 の場合でも、 κ_F は σ_{sy} の増大に従って減少する傾向がみられ、F900シリーズが最も小さい値を示した。一方、既往の研究では $\sigma_{sy}=4000\text{kg/cm}^2$ で $F_0=300\sim 700\text{kg/cm}^2$ 程度場合 κ_F はほぼ1となることが示されている。それ故ここでは、 $F_0=700\text{kg/cm}^2$ かつ $\sigma_{sy}=4000\text{kg/cm}^2$ で $\kappa_F=1$ と仮定して、 κ_F は(3)式で与えられるとした。なお(3)式の第2項は $\sigma_{sy}<4000\text{kg/cm}^2$

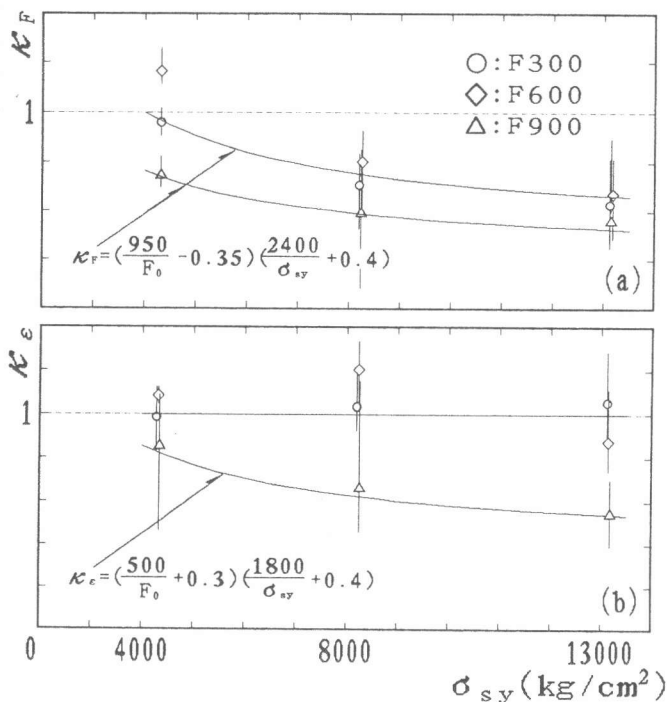


図5 κ_F 、 κ_ε と σ_{sy} の関係

$$\begin{aligned} \frac{F_{cf}}{F_0} &= 1 + 4.41\kappa_F \frac{P_s \sigma_{sy}}{F_0} \left(1 - 1.24 \frac{S}{D}\right) \quad \text{-----} \quad (1) \\ \frac{\varepsilon_{cf}}{\varepsilon_0} &= 1 + \left(\frac{100}{F_0}\right)^2 \kappa_\varepsilon P_s \sigma_{sy} \left(1 - 1.1 \frac{S}{D}\right) \quad \text{-----} \quad (2) \\ \kappa_F &= 1 \cdot \left(\frac{2400}{\sigma_{sy}} + 0.4\right) \quad (F_0 < 700) \quad \text{-----} \quad (3a) \\ \kappa_F &= \left(\frac{950}{F_0} - 0.35\right) \left(\frac{2400}{\sigma_{sy}} + 0.4\right) \quad (F_0 > 700) \quad \text{-----} \quad (3b) \\ \kappa_\varepsilon &= 1 \quad (F_0 < 700) \quad \text{-----} \quad (4a) \\ \kappa_\varepsilon &= \left(\frac{500}{F_0} + 0.3\right) \left(\frac{1800}{\sigma_{sy}} + 0.4\right) \quad (F_0 > 700) \quad \text{-----} \quad (4b) \end{aligned}$$

では1とする。次に図5(b)は、各種試験体の κ_ε の平均値を縦軸に、 σ_{sy} を横軸にとってプロットしたものである。同図によれば κ_ε は、F300、F600シリーズでは σ_{sy} にかかわらずほぼ1となり、F900シリーズでは1より小さく、 σ_{sy} の増加によって減少する傾向がみられた。したがって、 κ_ε 算定式を F_0 が 700kg/cm^2 の以下および以上のコンクリートに対してそれぞれ(4a)および(4b)式とした。また、(4b)式の第2項は $\sigma_{sy}<4000\text{kg/cm}^2$ では1とする。

図6は高強度材料を使用した円形コンファインドコンクリートに関する他者の実験結果[5-6]を用いて提案算定式の妥当性を検討したものである。同図によれば本算定式は、高強度材料を用いたコンファインドコンクリートの強度比(F_{cf}/F_0)、圧縮強度時ひずみ度比に関する実験結果を若干低めに推定する傾向がある。

4. まとめ

1) コンファインドコンクリートのプレーンコンクリートからの圧縮強度増分は、平均拘束応

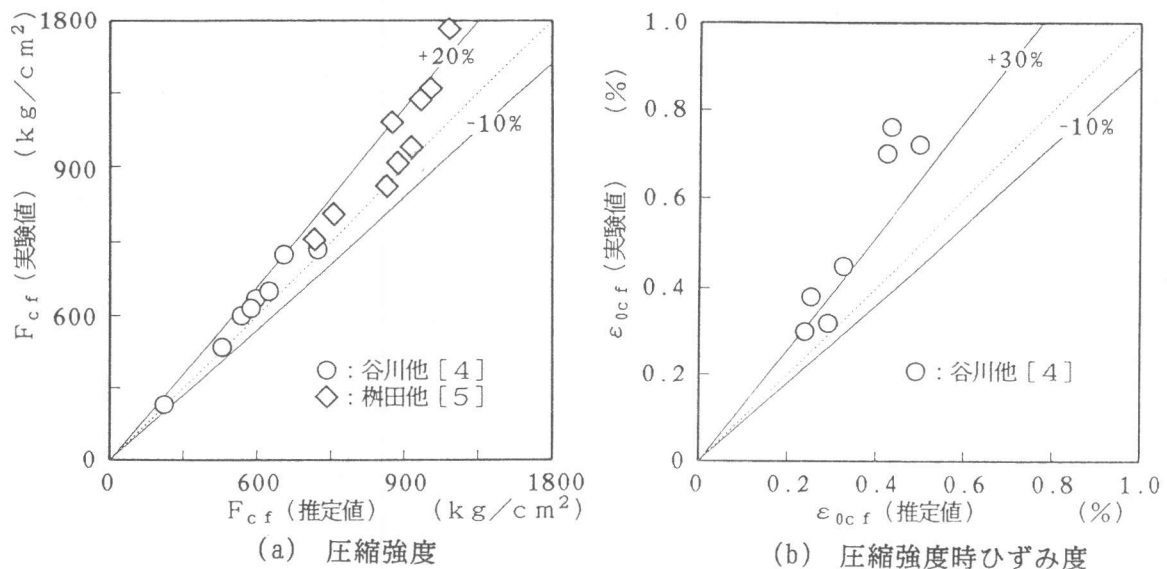


図6 本算定式の妥当性の検討

力指標($p s \sigma_{sy}$)およびピッチ(S)が同じ場合でも、横補強筋の降伏強度(σ_{sy})の増加によって低下し、その程度はF900シリーズにおいて大であった(図2参照)。

2) F300, F600シリーズの試験体の横補強筋平均ひずみ度(ε_s)は軸ひずみ度(ε_c)の増大に従って滑らかに増大したが、F900シリーズでの ε_s は試験体の圧縮強度点以降において、降伏ひずみ度以下の値から急激に増大した。F300, F600シリーズの試験体の圧縮強度点において横補強筋に作用している(曲げモーメント(M)、軸力(N))状態は、その断面の全塑性 M - N 関係にはほぼ到達した。しかし、F900シリーズの、とくに σ_{sy} が大なる場合には降伏 M - N 関係にも達しなかった(図2~4参照)。

3) 高強度材料を用いたコンファインドコンクリート試験体でみられた、圧縮強度点における横補強筋の未降伏状態などを考慮する強度・変形特性推定式を、既往の算定式を修正する形式で誘導した(図5、6参照)。

[謝辞] 本研究にあたって多大なご助力を得た、大阪大学建築工学科卒論生の岩井 潔、永岡 悟の両君に深甚なる謝意を表します。

[参考文献]

1. 岸本一蔵、中塚侑、鈴木計夫：RC柱部材の曲げ靱性確保のための横拘束補強筋量の算定式について、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.13, No.2, pp.327-332, 1991
2. 日本建築学会：建築耐震設計における保有耐力と変形性能、pp.507-525, 1990
3. 鈴木計夫、中塚侑、吉田晴彦：円形補強筋を用いたコンファインドコンクリートの強度および変形特性、材料、第376号、pp.33-39、1985.1
4. 鈴木計夫、中塚侑、菅田昌宏：角形横補強筋によるコンファインドコンクリートの拘束機構と強度・変形特性、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.11, No.2, pp.449-454, 1989
5. 谷川恭雄、畑中重光ほか：高強度コンクリートの圧縮靱性改善に関する基礎的研究、日本建築学会大会講演梗概集、pp.511-514, 1989
6. 梶田佳寛、安田正雪ほか：高強度コンクリートの横拘束時の力学特性、日本建築学会大会講演梗概集、pp.515-516, 1989