

論文 正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒で横補強した合成 RC 柱の耐震性能に関する研究

金田 一男*1・中田 幸造*2・山川 哲雄*3・並里 弥生*4

要旨:本論文は,正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒で横補強した合成 RC 柱の一定軸力下の正負繰り返し実験を行い,その耐震性能を実験的および理論的に検討したものを示す。その結果,(1)正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒による本補強法は,せん断スパン比が 1.0 で,5.51%の高い主筋比であっても優れた履歴性状を確保できる。(2)鋼管と帯筋で二重に横補強した方法は,高い耐震性能を確保できるが,使用鋼材が多い。一方,帯筋の代わりに緊張 PC 鋼棒を用いる本補強法は,使用鋼材を減らせると同時に補強効率を高めることができる。理論的検討では,中田らが提案した構成則を用いて求めた N-M 曲線が合成 RC 柱の曲げ耐荷力を精度良く評価できる。

キーワード:プレストレス,合成 RC 柱,正方形鋼管,緊張 PC 鋼棒,コンファインドコンクリート

1. はじめに

構造部材に要求される性能には,(1)耐力が大きいこと,(2)剛性が大きいこと,(3)靱性に優れること,(4)エネルギー吸収能に優れること,などが考えられる。通常の RC 柱においては,曲げ破壊を先行させるために曲げ強度はせん断強度より小さく設定されるため,断面の引張鉄筋比は小さく抑えられる。さらに,脆性破壊の一種である付着割裂破壊を防止することが求められる。このような視点から,RC 柱の断面寸法が同じであれば,その耐震性能の向上には限度がある。

そこで,山川らは角形鋼管横補強法に着目した。通常の角形鋼管横補強では,主筋量が大きい場合や鋼管板厚が小さい場合に付着劣化が生じやすい。この理由は,鋼管の面外曲げ剛性が小さく,十分な横拘束圧が確保できないからである。そのため,山川らは鋼管と帯筋で二重に横補強する方法を提案した¹⁾。文献 1) では,RC 短柱を正方形鋼管と帯筋の併用により二重に横補強すれば,多量の主筋を配筋しても,正方形鋼管のみで横補強した RC 短柱よりもその弾塑性挙動が改善され,しかも冒頭の 4 条件を満足するような構造部材とできるかどうかを主な研究目的として,3 体の曲げせん断実験を行いその結果を報告している。

前述のように,高い横拘束効果を得るためには角形鋼管の面外曲げ剛性を大きくする方法や面外たわみを抑える方法が重要ポイントである。そのために,山川は文献 2) において,正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒を併用する方法を新たに提案した。この方法のポイントは,帯筋(外周筋や中子筋)の代わりに,柱断面に PC 鋼棒を貫通させ,PC 鋼棒に緊張力を導入するというものである。その

結果,軸力比 0.33,せん断スパン比 1.0,主筋比 5.51%という合成 RC 短柱でさえも優れた耐震性能が確保できることを報告している。その後,本補強原理はせん断柱の耐震補強,壁やブレースの合成接合法^{3),4)}へと結実した。

本研究は,山川らにより提案された正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒による補強法の継続研究である。この補強法は次の特徴を有する。(1)PC 鋼棒を緊張すれば,従来の受動的横拘束効果に加えて能動的な横拘束効果を期待できる。(2)PC 鋼棒が横補強材として断面を貫通するため,帯筋(特に中子筋)を配筋する必要がなく,鋼材量の低減が可能である。(3)PC 鋼棒の緊張力による能動的な横拘束効果,およびコアコンクリートが横膨張する際の PC 鋼棒の受動的横拘束効果も期待できるため,主筋の付着抵抗に有利である。(4)上記(3)により,主筋比を大きく出来るため,耐力の増大が可能である。

本研究の目的は,角形鋼管(板厚 3.2mm)と PC 鋼棒(13φ)で横補強された合成 RC 柱の弾塑性挙動を把握することにある。そのため,(1)基準試験体として鋼管と帯筋で二重に横補強した合成 RC 柱の履歴性状の把握,(2)横補強量を低減するため,帯筋の代わりに 12 本の PC 鋼棒(緊張と無緊張)を配置することで,(1)と同等以上の耐震性能が得られるかどうかの検証,(3)PC 鋼棒の本数を半分として補強量をさらに低減した場合の耐震性能の把握,を主な検討項目として水平加力実験および理論的検討を行った。理論的検討において,緊張 PC 鋼棒による平均側圧を中田ら⁵⁾によって提案された能動的側圧で評価する方法と,従来に用いられた静水圧に置き換えて評価する方法²⁾を対比した。ここではその結果を報告する。

*1 (株) ホープ設計 技術管理部設計部構造部長 工修 (正会員)

*2 琉球大学 工学部環境建設工学科助教 博士 (工学) (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)

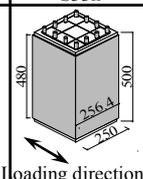
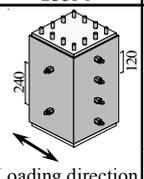
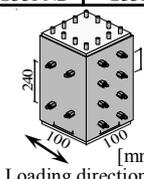
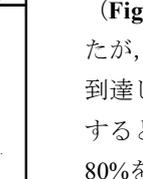
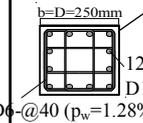
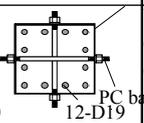
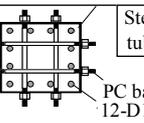
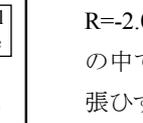
*4 琉球大学 工学部環境建設工学科学部生

2. 実験計画

計4体の試験体を計画し、その詳細を **Table 1** に示す。試験体は1辺が250mmの正方形断面で柱高さ500mm、せん断スパン比 $M/(VD)=1.0$ である。本補強法の優れた横補強効果を検証するため、断面の主筋比を通常のRC柱より大きく設定した ($12-D19$, $p_g=5.51\%$)。全試験体で使用した正方形鋼管は $480 \times 256.4 \times 3.2\text{mm}$ であり、鋼管に直接軸力を作用させないように、柱頭柱脚に10mmのクリアランスを設けた。

試験体 H09S-S33h は (以後、H09S-は省略する)、正方形鋼管と囲の字の D6 帯筋 ($p_w=1.28\%$) で二重に横補強された試験体である。試験体 S33P1 は、正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒 (13ϕ) で横補強し、加力方向に4本、加力方向と直交方向に2本の PC 鋼棒を配置した。それぞれの方向の補強比は 0.44% と 0.22% である。PC 鋼棒の目標導入緊張ひずみは 3400μ であり、実験直前に測定した緊張ひずみは、平均で 3200μ (降伏応力度の 52%) であった (**Table 1**)。試験体 S33PN2 は、正方形鋼管と PC 鋼棒で横補強された試験体である。PC 鋼棒は加力方向に8本、加力方向と直交方向に4本配置しており、配置数は S33P1 の2倍である。それぞれの方向の補強比は 0.88% と 0.44% である。S33PN2 の PC 鋼棒には緊張ひずみを導入していない。ただし、初期の緩みを除去するため、平均で 200μ のみ締め付けた。試験体 S33P2 は、S33PN2

Table 1 Details of specimens

Specimen	H09S-			
	S33h	S33P1	S33PN2	S33P2
$M/(VD)=1.0$				
Cross section				
$c\sigma_B$ (MPa)	49.6			
PC bar	-	13φ		
Initial strain	-	3200μ	0	2600μ
Common details	Cross section=250*250mm, $N/(bD_c \sigma_B)=0.33$, Rebar: 12-D19 ($p_g=5.51\%$), Steel tube: $480 \times 256.4 \times 3.2\text{mm}$			

Notes: $M/(VD)$ =shear span to depth ratio.
 $c\sigma_B$ =cylinder strength of concrete.

Table 2 Mechanical properties of materials

Reinforcement		a	σ_y	E
		(mm ²)	(MPa)	(GPa)
Steel Plate	t=3.2mm	-	289	209
Rebar	D19	287	435	224
Hoop	D6	32	468	191
PC bar	13φ	132.7	1228	200

Notes: a = cross sectional area, σ_y = yield strength of steel,
 E = Young's modulus of elasticity.

と同数の PC 鋼棒を配置し、PC 鋼棒に緊張ひずみを導入した試験体である。PC 鋼棒の目標緊張ひずみは 3400μ であったが、導入中に PC 鋼棒が回転し、ゲージ断線の恐れがあったため、導入緊張ひずみを抑えた。よって、S33P1 との導入値が異なって、実験直前の緊張ひずみ平均値は 2600μ (降伏応力度の 42%) となった。なお、使用した PC 鋼棒は、全てアンボンド処理を施し、軸部中央に貼付した1枚のひずみゲージによりひずみを管理した。使用した鋼材の機械的性質を **Table 2** に示す。実験は、建研式加力装置に準じた装置を用い、2台のサーボアクチュエータ (合計 $2,000\text{kN}$) によって、加力梁がテストベッドに対して常に平行を保つよう制御した。水平加力は、一定軸力 (軸力比 0.33) 下で部材角 0.125% , 0.25% を各1回, 0.5% , 0.75% を各2回, $1.0\% \sim 3.0\%$ を 0.5% の増分で各2回, その後、 4.0% と 5.0% を1回ずつ繰返した。

3. 実験結果

Fig. 1 (a)~(d)にせん断力 V -部材角 R の関係を、**Fig. 1 (e)~(h)**に柱の軸縮み量 ϵ_v -部材角 R の関係を示す。**Fig. 1** の V - R 関係には、シリンダー強度による曲げ強度略算値⁶⁾も併せて示した。試験体 S33h (**Fig. 1 (a), (e)**) は、 $R=2.0\%$ で最大耐力 754kN に達した。最大耐力時に外側主筋が引張降伏したが中主筋が降伏しておらず、これが曲げ強度略算値に到達しなかった理由と考えられる。最大耐力後、柱の軸ひずみが圧縮側に進行し始め、それに伴い水平耐力も低下したが、 $R=3.0\%$ まで最大耐力の 80% を維持した。試験体 S33P1

(**Fig. 1 (b), (f)**) は、 $R=2.0\%$ で最大耐力 754kN に達したが、試験体 S33h と同じ理由で曲げ強度略算値までは到達していない。また、最大耐力後に圧縮ひずみが進行すると共に耐力も低下したが、 $R=3.0\%$ まで最大耐力の 80% を維持した。試験体 S33PN2 (**Fig. 1 (c), (g)**) は、 $R=2.0\%$ で最大耐力 736kN に達したが、これは4試験体の中で最も小さい最大耐力となった。また、PC 鋼棒に緊張ひずみを導入していないため、**Fig. 1 (g)** から分かるように、加力と共に圧縮軸ひずみが進行した。しかし、**Fig. 1 (c)** に示すように、耐力低下が S33h, S33P1 より緩やかである。これは、S33P1 に比べて PC 鋼棒本数が2倍であり、圧縮ひずみの進行と共に大きな受動的横拘束圧が作用したからだと考えられる。試験体 S33P2 (**Fig. 1 (d), (h)**) は、一番大きな能動側圧を導入した試験体である。 $R=2.0\%$ で最大耐力 800kN に達し (断面の平均せん断応力度 12.8MPa)、 $R=4.0\%$ まで最大耐力の 80% を維持した。

Fig. 2 は実験終了後に鋼管を除去して描いた最終ひび割れ状況を示す。同図から分かるように、いずれの試験体においても細かい斜めひび割れが散見されているが、せん断破壊に至る大きな斜めひび割れは確認されな

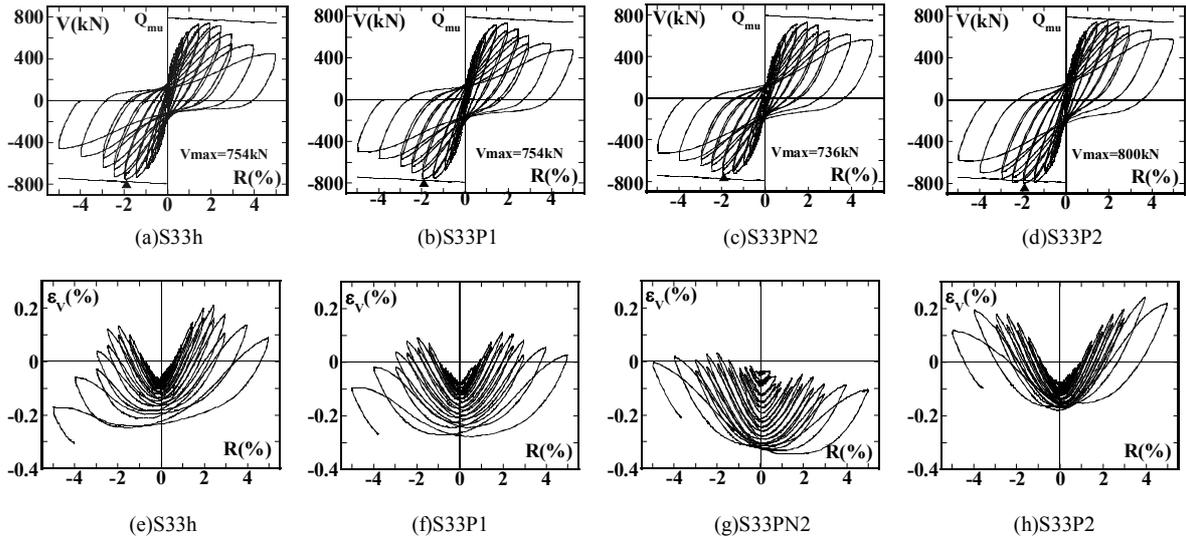


Fig. 1 V-R and ε_v -R relationships

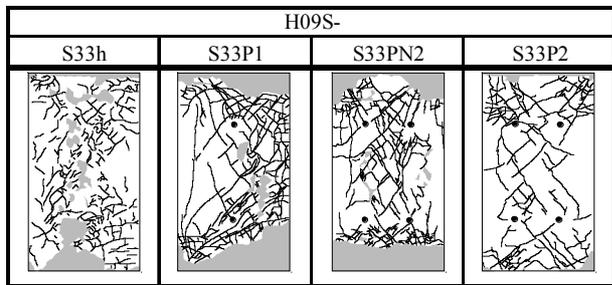


Fig. 2 Observed cracking patterns of the experiment (depth side)

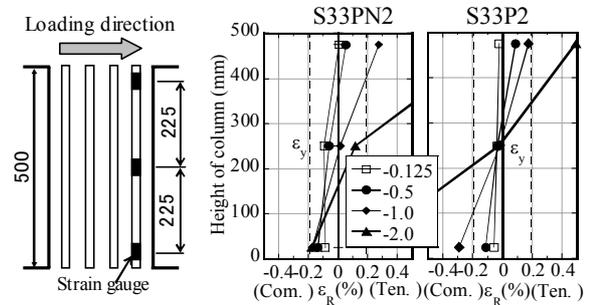


Fig. 3 Strain distribution of longitudinal reinforcement along the height of column

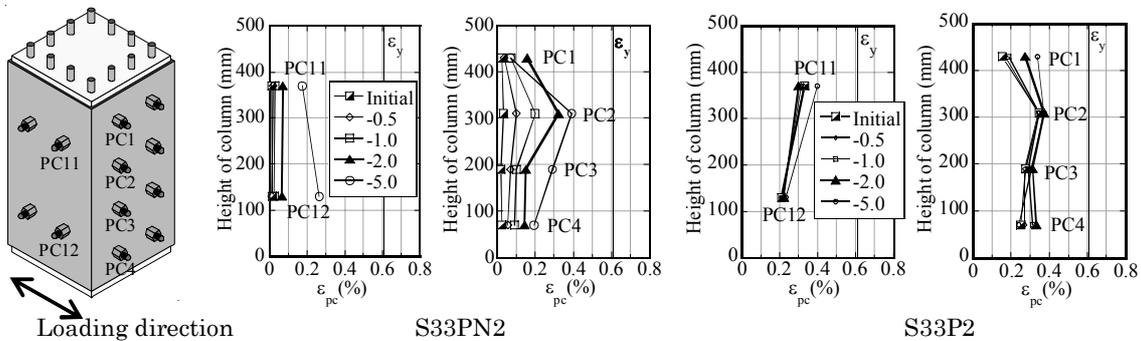


Fig. 4 Strain distribution of PC bars along the height of column

った。更に、各試験体の主筋高さ方向におけるひずみ分布を調べたが、試験体 S33h, S33P1 および S33PN2 に関しては外側主筋しか降伏しておらず、これは Fig. 1 (a)~(c)に示す実験値が曲げ強度略算値に到達していなかった理由と考えられる。一方、Fig. 1 (d)に示す試験体 S33P2 の実験値は曲げ強度略算値に到達したのは、その最大耐力時に柱の外側および中主筋が降伏したためと考えられる。柱主筋のひずみ分布例を S33PN2, S33P2 について Fig. 3 に示す。

Fig. 4 に S33PN2, S33P2 の PC 鋼棒のひずみ分布を示す。加力方向の PC 鋼棒のひずみ増分は加力方向と直交

方向の PC 鋼棒のひずみ増分より大きく、PC 鋼棒はせん断補強効果を発揮している。S33P2 において、加力方向と直交方向の PC 鋼棒ひずみ増分が S33PN2 に比べて小さいのは、S33P2 では大きな能動側圧が作用しているため、Fig. 1 (h) に示す柱軸ひずみの圧縮側への進行が抑制され、その結果、S33PN2 より PC 鋼棒ひずみ増分は小さくなったといえる。また、加力方向では、PC 鋼棒の緊張力が最初からせん断補強効果を発揮するため、S33PN2 に比べてひずみ増分は小さくなったと考えられる。Fig. 5 に V-R 曲線の正側のスケルトンカーブを示す。PC 鋼棒の補強量が多く、能動側圧の大きい S33P2 が耐力、靱性

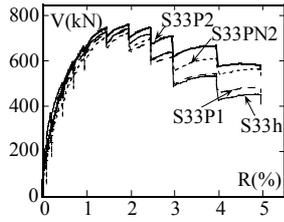


Fig. 5 Skeleton curves

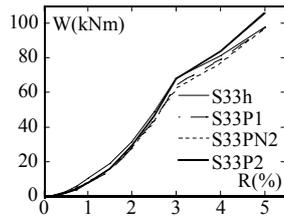


Fig. 6 Accumulated absorbed energy

Table 3 Volumetric ratio of reinforcement

Specimen	Volumetric ratio (%)				W_{R5}/ρ_{total} (kNm/%)
	ρ_h	ρ_{st}	ρ_{PC}	ρ_{total}	
S33h	2.56	5.12	-	7.68	12.7
S33P1	-	5.12	0.85	5.97	16.3
S33PN2	-	5.12	1.27	6.39	15.2
S33P2	-	5.12	1.27	6.39	16.6

Notes: ρ_h =volumetric ratio of hoop, ρ_{st} =volumetric ratio of steel tube, ρ_{PC} =volumetric ratio of PC bar, $\rho_{total}=\rho_h+\rho_{st}+\rho_{PC}$, W_{R5} =accumulated absorbed energy at R=5.0%.

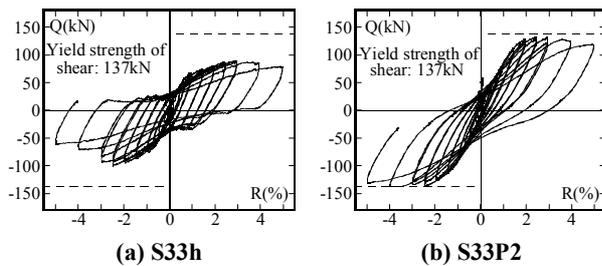


Fig. 7 Observed shear force of steel tubes

ともに優れており、次いで S33PN2 となり、S33P1 と S33h はほぼ同じ結果となる。しかし、Fig. 6 に示す全試験体のエネルギー吸収量に大差は見られない。

Table 3 に示す体積比でみた鋼材使用量では、鋼管と帯筋で二重に横補強した S33h の体積比 ρ_{total} が一番大きく、体積比が一番小さいのは、S33P1 である。Table 3 には、R=5.0% 時の累積吸収エネルギーを使用鋼材の体積比で除した値 W_{R5}/ρ_{total} を示しており、これを見ても鋼管と PC 鋼棒による補強法は、補強効率に優れているといえる。また、S33P1 の W_{R5}/ρ_{total} は 16.3kNm/% であり、S33PN2 の 15.2kNm/% より大きいことから、PC 鋼棒を減らしても緊張力を導入すれば、補強効率を上げることができる。Fig. 7 は、鋼管に貼付した 3 軸ゲージから求めた鋼管の負担せん断力(ウェブ面 1 枚)を S33h と S33P2 について示している。計算では完全弾塑性を仮定した。示しているのは、断面中央から 25mm 離れた場所の 3 軸ゲージによる値である。Fig. 7 には引張試験結果による降伏強度を $\sqrt{3}$ で除して求めたせん断降伏強度に鋼管の断面積を乗じたせん断降伏荷重も示した。Fig. 7 より、S33h は最大耐力時 (R=-2.0%) にせん断降伏荷重に到達

していないが、S33P2 (R=-2.0%) はほぼ到達しており、S33P2 は、Fig. 2 における斜めひび割れに対してせん断補強効果をより発揮しやすいと考えられる。これは、鋼管とコンクリート表面のズレが PC 鋼棒により抑制されるためであると考えられる。

4. 理論解析

4.1 応力-ひずみ関係

コンファインドコンクリートの応力-ひずみ関係は、従来から多数の研究結果が発表されている。その中では、Mander ら⁷⁾や崎野・孫⁸⁾の研究結果がよく知られている。Mander らによって提案されたコンファインドコンクリート強度の計算式は、強度上昇率 K が定めればコンクリートの応力-ひずみ曲線が一義に定まる特徴があり、能動的な側圧の影響を考慮しやすいため、本論文においては Mander ら⁷⁾により提案された式(1)、(2)を適用する。

$$\sigma_c = \frac{c \sigma_{cB} I^x}{r - 1 + x^r} \quad (1)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c0} \left[1 + 5 \left(\frac{c \sigma_{cB}}{\sigma_p} - 1 \right) \right] \quad (2)$$

ここに、 $c \sigma_{cB}$: コンファインドコンクリート強度、 r : 式(3)で計算する。 ε_{cc} : $c \sigma_{cB}$ におけるひずみ、 $x = \varepsilon_{c0} / \varepsilon_{cc}$ である。 ε_{c0} : プレーンコンクリート強度時のひずみ、 σ_p : プレーンコンクリート強度、なお、 $\sigma_p = 0.8 c \sigma_B$ とする。 $c \sigma_B$: コンクリートシリンダー強度。

$$r = E_c / (E_c - E_{sec}) \quad (3)$$

ここに、 $E_{sec} = c \sigma_{cB} / \varepsilon_{cc}$ であり、 E_c がコンクリートのヤング係数であり、式(4)によって算出する。

$$E_c = 5000 \sqrt{\sigma_p} \quad (4)$$

4.2 コンファインドコンクリート強度

Fig. 8 に示すように、本研究対象である合成 RC 柱のコンクリート断面は、鋼管と帯筋で二重に横拘束されたコンクリートおよび鋼管と緊張 PC 鋼棒で横拘束されたコンクリートの 2 種類で構成している。

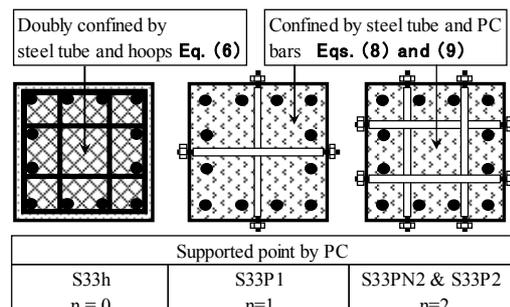


Fig. 8 Confinements of hybrid RC column sections

本論文では、鋼管のみで横拘束されたコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_{cb1}$ を式(5)で表す。なお、式(5)中に緊張 PC 鋼棒による鋼管の拘束効果を $(n+1)^2$ の項によって考慮した。ここに、 n は加力方向と直交方向の緊張 PC 鋼棒の列数であり、鋼管の面外たわみを生じさせない支点として考える。Fig. 8 から分かるように、試験体 S33h, S33P1, S33PN2, S33P2 において、 $n=0, 1, 2, 2$ である。鋼管と帯筋で二重に横拘束されたコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_{cb2}$ を式(6)で表す。また、鋼管と緊張 PC 鋼棒で横拘束されたコンクリートの圧縮強度を式(8)または式(9)で表す。

式(5)は松村ら⁹⁾によって提案された計算式を緊張 PC 鋼棒による拘束効果を考慮して修正したものである。また、式(5)の右辺にはプレーンコンクリート強度を採用している。式(6)は式(5)に Mander ら⁷⁾の帯筋による強度上昇量を単純累加したものである。式(8)は式(5)に中田ら⁵⁾によって提案された緊張 PC 鋼棒の能動的な側圧を考慮した強度上昇量を単純累加したものである。式(8)の計算結果と対比するために、式(9)は緊張 PC 鋼棒の平均側圧を Richart ら¹⁰⁾の静水圧によるコンクリート強度の増大効果を式(5)に単純累加したものである²⁾。

$$c\sigma_{cb1} = \sigma_p \left(1 + 48.8(n+1)^2 \left(\frac{t}{B} \right)^2 \frac{\sigma_y}{\sigma_p} \right) \quad (5)$$

$$c\sigma_{cb2} = c\sigma_{cb1} + \sigma_p \left(-5.17 \left(\frac{f'_i}{\sigma_p} \right)^2 + 5.88 \left(\frac{f'_i}{\sigma_p} \right) \right) \quad (6)$$

ここに、有効横拘束圧 $f'_i = k_e \rho_h \sigma_{hy} / 2$ 、また、 k_e は Mander ら⁷⁾によって提案されたコンクリートの拘束効果係数であり、式(7)で求められる。

$$k_e = \left(1 - \sum_{i=1}^n \frac{(w'_i)^2}{6d_c^2} \right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c} \right)^2 / (1 - \rho_{cc}) \quad (7)$$

$$c\sigma_{cb3} = c\sigma_{cb1} + \sigma_p \left(3.5 \left(\frac{p\sigma_c}{\sigma_p} \right) - 10.9 \left(\frac{p\sigma_c}{\sigma_p} \right)^2 \right) \quad (8)$$

$$c\sigma_{cb4} = c\sigma_{cb1} + 4.1_p \sigma_c \quad (9)$$

ここに、 t : 鋼管板厚、 B : 正方形鋼管の外形、 σ_y : 鋼管の降伏強度、 ρ_h : 帯筋の体積比、 σ_{hy} : 帯筋の降伏強度、 w'_i : 有効支持長さ、 d_c : 帯筋芯々距離、 s' : 帯筋の高さ方向内法間隔、 ρ_{cc} : 柱主筋比、 $p\sigma_c$: 緊張 PC 鋼棒による平均側圧であり、式(10)で与えられる。

$$p\sigma_c = p \cdot n_p \cdot A \cdot \sigma_{pt} / (b \cdot s) \quad (10)$$

ここに、 p : 加力方向と直交方向に配置されている PC 鋼棒の数、 A : 断面積、 σ_{pt} : PC 鋼棒の緊張応力度、 b : RC 柱断面の幅(250mm)、 s : 高さ方向の PC 鋼棒の最大間隔(240mm, Table 1)。

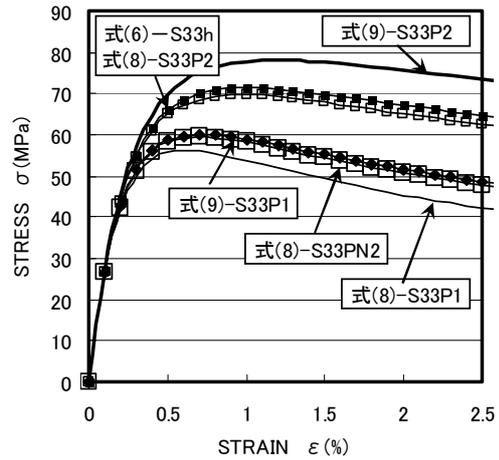


Fig.9 Numerically calculated stress-strain curves

式(5)~(9)に示す $c\sigma_{cb1}$, $c\sigma_{cb2}$, $c\sigma_{cb3}$, $c\sigma_{cb4}$ をそれぞれ式(1), 式(2)中の $c\sigma_{cb}$ に代入し計算した応力-ひずみ関係を Fig.9 に示す。同図から分かるように、プレストレスを導入した試験体 S33P1, S33P2 に関しては、式(9)で算出された応力度が式(8)で算出されたものより約 1 割程度大きくなっている。従って、コンファインドコンクリートの応力-ひずみ関係に関しては、式(9)が式(8)より緊張 PC 鋼棒の横拘束効果を大きく評価する傾向がある。また、鋼管と帯筋で二重に横拘束した試験体 S33h の応力度は S33P2 の式(9)での計算値に次ぐ 2 番目大きい結果となっており、鋼材使用量が大きい結果が反映されている。

上記コンファインドコンクリートの応力-ひずみ関係を用いてファイバーモデル解析を実施した。一例として、Fig. 10 には解析で得られた $N-M$ 相関曲線と実験結果との比較を示す。同図から分かるように、緊張 PC 鋼棒を使用していない試験体 S33h の計算値と実験結果がほぼ一致している。緊張 PC 鋼棒を使用した試験体 S33P1, S33P2 において、緊張 PC 鋼棒の平均側圧を能動的に評価する式(8)の $N-M$ 相関曲線は、緊張 PC 鋼棒の平均側圧を静水圧に置き換えて表現した式(9)の $N-M$ 相関曲線より僅かながら実験値に近づいている。従って、中田ら⁵⁾が提案した緊張 PC 鋼棒の能動的側圧の構成則は、平均側圧を静水圧に置き換えて評価する手法より、合成 RC 柱の曲げ耐力に対する評価精度を改善できる。

しかし、試験体 S33P1, S33PN2, S33P2 の解析結果は実験値より約 1 割程度大きくなっている。これは、鋼管で横拘束されたコンクリートの圧縮強度を式(5)で表しており、その中に緊張 PC 鋼棒による鋼管の拘束効果を $(n+1)^2$ の項で考慮している。この項は緊張 PC 鋼棒を支点として鋼管に塑性ヒンジが生じた時の側圧として導いたものである。しかし、実験結果では鋼管が完全に降伏しておらず、鋼管による横補強効果を過大に評価しているものと考えられる。

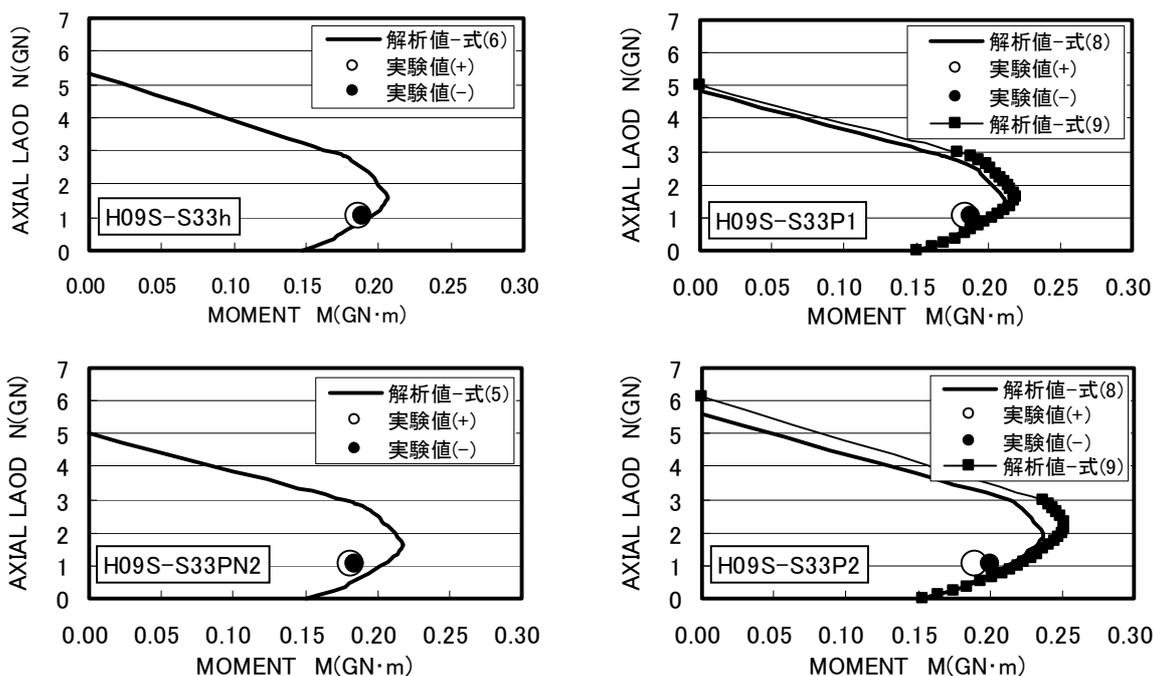


Fig.10 Comparison between the N - M interactions and experimental results

5. 結論

- (1) 正方形鋼管と緊張 PC 鋼棒による本補強法は、せん断スパン比が 1.0 で、5.51%の高い主筋比であっても優れた履歴性状を確保できる。
- (2) 試験体 S33P2 では、断面の平均せん断応力度が、4 体中最大の 12.8MPa となった。
- (3) 鋼管と帯筋による二重横補強は、高い耐震性能を確保できるが、帯筋の代わりに緊張 PC 鋼棒を用いる本補強法は、さらに補強効率を高めることができる。
- (4) 中田らによって提案された緊張 PC 鋼棒の能動的な評価方法は、静水圧に置き換えて評価する方法より計算値と実験結果が比較的一致している。
- (5) 緊張 PC 鋼棒を使用した試験体 S33P1, S33PN2, S33P2 については、計算結果が実験結果より大きくなっており、これは鋼管による横拘束効果を過大に評価していることに起因するものと考えられる。

参考文献

- 1) 山川哲雄, 山田義智, 崎野健治: 鋼管と帯筋で二重に横補強した RC 短柱の弾塑性性状に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 13, No. 2, pp. 957-962, 1991
- 2) T. Yamakawa: Seismic Performance of Hybrid RC Short Columns Highly Confined in Square Steel Tube and Prestressing, 23rd Conference on Our World in Concrete & Structures, Singapore, pp.205-212, 1998.8
- 3) Md. N. Rahman and T. Yamakawa: Investigation of a

Hybrid Technique for Seismic Retrofitting of Bare Frames, Journal of Advanced Concrete Technology (JCI), Vol. 5, No. 2, pp. 209-222, 2007.6

- 4) T. Yamakawa, P. Javadi, M. Kobayashi: Cyclic Loading Tests on Retrofitted RC Frames -A New Hybrid Connection for Installation of a Steel Braced Frame inside a RC Frame-, 日本建築学会構造系論文集, 第 642 号, pp. 1487-1494, 2009.8
- 5) 中田幸造, 日高桃子, 古川照, 山川哲雄, 崎野健治: 緊張力を導入した PC 鋼棒により外部横拘束された鉄筋コンクリート柱の応力ひずみ関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 600 号, pp.147~153, 2006.2
- 6) 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, 1990
- 7) J.B.Mander, M.J.N.Priestley and R.Park: Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete, ASCE Journal of Structural Eng., Vol.114, No.8, pp.1804~1826, 1988.8
- 8) 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, 日本建築学会構造系論文集, 第 461 号, pp.95~104, 1994.7
- 9) 松村弘道, 伊藤茂樹: 角型鋼管に充填されたコンクリートの圧縮強度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C(熊本), pp.1627~1628, 1989.10
- 10) Richart, F. E. et al.: A Study of the Failure of Concrete under Combined Compressive Stresses, Univ. of Illinois Eng. Experimental Station, Bulletin No. 185, 1928