

論文 アラミド正形成形管を用いたハイブリッドRC柱の耐震性能と設計

仲 鵬*1・山川 哲雄*2・佐藤 元*3・山内 智博*4

要旨：本研究は一定軸圧縮力下（軸力比0.35）の正負繰り返し水平加力実験を行い、横補強材兼型枠材として提案した正方形アラミド繊維成形管の横補強効果がハイブリッドRC柱の弾塑性挙動に及ぼす影響を検討した。その結果、正方形アラミド繊維成形管または鋼管と帯筋で二重に横補強することが、ハイブリッドRC柱の耐震性能を改善することに有効であることが分かった。

キーワード：アラミド繊維、正形成形管、ハイブリッドRC柱、耐震性能、横補強、帯筋

1. 序

著者らは、炭素繊維やアラミド繊維シートをエポキシ樹脂で重ね合わせて試作した正形成形管を鋼管にかわり、打込み型枠兼横補強材としてRC柱に利用する方法を提案した^{1,2,3,4)}。しかし、成形管のみでは断面が正方形ゆえに横拘束効果が不足し、曲げ降伏以前に付着劣化が生じ、十分な耐震性能を期待できない。そこで、この横拘束効果を補う意味で帯筋を配筋し、正形成形管や鋼管と二重に横補強すれば、大きな横拘束効果が生じ、カーボンコンクリートの剥離・剥落を防止できるので、耐震性能の改善が期待できる。このことを検証するために、過去の加力実験結果と対比させるべく二重に横補強した柱試験体をH00Mシリーズとして新たに3体製作し、一定軸圧縮力下の正負繰り返し水平加力実験を行った。3体のうち、2体がアラミド繊維成形管と帯筋、残りの1体が鋼管と帯筋のハイブリッドRC柱試験体である。

本研究の目的は、成形管や鋼管と帯筋を適切に組み合わせて二重に横補強すれば、望ましい耐震性能が確保できることを過去の実験結果^{2,3,4)}と対比させることによって、明らかにすることにある。

2. 柱試験体と加力実験

柱試験体は250 mm正方形断面、高さが750 mm、せん断スパン比 $M/(VD)$ が1.5である。試験体一覧及び使用材料の特性をTable 1に示す。柱試験体は主筋の配筋によって2グループに分類される。D19の太径で、かつSD345の異形鉄筋を8本配筋 ($P_g = 3.67\%$) したD19シリーズでは、付着破壊から曲げ破壊に改善できるかどうかについて検討する。また、D13シリーズではAFRP成形管の有無による横補強効果に関して検討する。

正形成形管は断面隅角部の応力集中を緩和するために、25 mmの曲率半径をもうけ、エポキシ樹脂で成形することによって試作した。

原理的に建研式加力装置に相当する装置を用い、一定軸圧縮応力（軸力比0.35）下の正負繰り返し水平加力実験を行った。部材角 R を0.5%ずつ、同一振幅で3サイクルずつ正負繰り返しの変形制御で3%まで行った後、部材角4%と5%を目標に1回ずつ正負繰り返した。

3. 実験結果

Table 2に実験結果の一覧を示す。各試験体のひび割れ状況をFig. 1に示す。補強試験体は加力実験終了後、AFRP管や鋼管を剥いでひび割れを観察した。したがって、Fig. 1のひび割れ図は各試験体

*1 琉球大学助手（元琉球大学大学院生） 工学部環境建設工学科 博士（工学）（正会員）

*2 琉球大学教授 工学部環境建設工学科 工博（正会員）

*3 横浜ゴム（株） MB事業開発部 主幹（正会員）

*4 沖縄県宜野湾市役所（元琉球大学学生）

Table 1 Details of columns

Series	Specimen	Rebar	σ_y (MPa)	Steel hoop	σ_{yh} (MPa)	Tube	t (mm)	p_f (%)	σ_r (MPa)	σ_B (MPa)
D19	H99M-A44t	8-D19 (3.67%)	380	3-D6-@30 (1.28%)	466	4-ply AFRP	0.772	0.62	2059	26.8
	H00M-A66t			6-ply AFRP	1.158	0.93	37.9			
	H98M-S33h			2-D6-@40 (0.64%)	388	Steel	3.2	2.56	286	37.3
	H00M-S33t			3-D6-@40 (0.96%)						37.9
D13	H99M-A0	12-D13 (2.44%)	359	4-D6-@40 (1.28%)	466	--	--	--	--	36.8
	H00M-A11h			1-ply AFRP	0.193	0.15	2059	37.9		

Note: σ_y = yield strength of longitudinal steel bar σ_{yh} = yield strength of transverse steel hoop, t = total thickness of aramid fiber sheet in AFRP tube / thickness of steel tube, p_f = fiber content in AFRP tube / section area ratio of steel tube, σ_r = standard tensile strength of aramid fiber sheet provided by manufacturer / yield strength of steel tube, σ_B = compressive strength of concrete cylinder. The values in parentheses show the area ratios of longitudinal reinforcement / transverse reinforcement.

の破壊状況でもある。せん断力 V - 部材角 R 履歴曲線を Fig. 2 に示す。同図に、最外縁主筋が降伏する時の曲げ強度計算値⁵⁾ V_{f-l} を P- δ 効果も考慮して点線で示す。

4層 AFRP 管柱 H99M-A44t では、外周帯筋の他に中子筋が配筋された。しかも、帯筋量は RC 規準⁵⁾ の限界帯筋量を少し上回った 1.28% である (Table 1 参照)。試験体は主筋が降伏する前に、部材角 R = 1.5% で最大耐力に到達した。その後は、部材角の増大にもかかわらず、水平耐力は加力実験終了時

(部材角 R = 5.0%) 約 85% に低下し、顕著な逆 S 字型ループ性状を示した。この柱は曲げ降伏せず、破壊モードは付着割裂破壊である。コンクリートの強度が 26.8 MPa であり、同シリーズ試験体に比べ、約 10 MPa 低いことから、主筋とコンクリート間の付着能力もやや劣っていると考えられる。結局、4層シート成形管と帯筋比 1.28% で二重に横拘束しても、付着劣化のため水平耐力が曲げ強度計算値に到達することができなかった。

上記の AFRP 管柱 H99M-A44t と対比させるべく、

Table 2 Summary of experimental results

Series	Specimen	V_{exp} (kN)	R_{Vexp} (%)	R_r (%)	R_y (%)	$\mu = R_r/R_y$	Failure mode	Mark
D19	H99M-A44t	274.2	1.46	> 5.00	1.10	> 4.55	B	▲
	H00M-A66t	376.8	2.43	> 5.00	1.08	> 4.61	F	△
	H98M-S33h	358.7	1.41	2.61	1.08	2.41	FB	◆
	H00M-S33t	399.3	1.97	> 5.00	1.08	> 4.61	F	◇
D13	H99M-A0	277.2	0.95	2.83	0.84	3.35	FB	●
	H00M-A11h	326.5	1.42	> 5.00	0.85	> 5.89	F	○

Note: V_{exp} = experimental peak shear force in push loading direction, R_{Vexp} = the drift angle corresponding to V_{exp} , R_f = the drift angle corresponding to the shear force being 80% of V_{exp} , R_y = the drift angle corresponding to the first yield of longitudinal steel, μ = ductility factor S = shear failure, B = bond failure, FB = bond failure after flexural yielding, F = flexural failure. The marks stand for specimens in Figures 7 and 8.

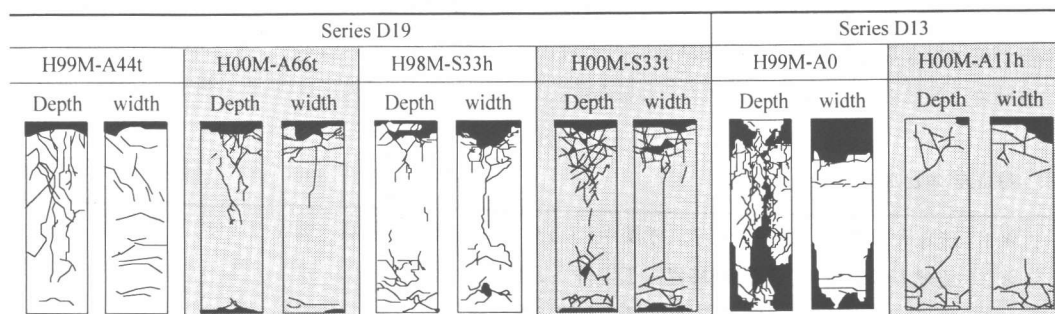


Fig. 1 Observed final cracking patterns of cover concrete

これと同じ帯筋比 1.28% の 6 層 AFRP 成形管柱 H00M-A66t では、靱性に富んだ曲げ破壊が見られた。主筋が降伏した後、部材角 $R=2.5\%$ で最大水平耐力に達した。柱の塑性ヒンジ領域内に、コンクリートの圧縮破壊が観察されたが、付着割裂ひび割れが見られなかった。実験終了時 ($R=5.0\%$) 水平耐力が最大値の 95% を維持した。実験上 AFRP 管と帯筋の二重横拘束の有効性が示された。ただし、柱試験体 H99M-A44t に比較して、柱 H00M-A66t はコンクリート強度が約 10 MPa 高い上に、AFRP 管の繊維シートが 2 層増加している。したがって、横拘束効果が増大しているため、耐震性能が大きく

改善されたと推定される。

鋼管と中子筋なし帯筋で二重に横補強した柱 H98M-S33h では、部材角 $R=1.0\%$ のピーク手前で主筋が降伏し、部材角 $R=1.5\%$ で水平耐力が最大値に達した。その後の繰り返し加力によって、履歴曲線は逆 S 字型のループ性状を示し、付着劣化が顕著に進んでいることが分かる。それは、帯筋に中子筋がなく、帯筋量も 0.64% と少ないので、横拘束力が不足し、主筋周囲の付着性能が劣化したからである。したがって、この柱の破壊モードを主筋降伏後の付着割裂破壊であると推定した。

上記の鋼管柱 H98M-S33h に中子筋を追加した鋼管柱 H00M-S33t では、水平耐力が部材角 $R=2.0\%$ で最大値に達し、実験終了時に最大値の 93% を維持した。同一部材角での繰り返し加力による水平耐力低下も小さく、曲げ降伏後の靱性が十分確保された (Fig. 2 参照)。鋼管柱 H98M-S33h と H00M-S33t の差異は、帯筋における中子筋の有無のみであるが、中子筋が耐震性能の向上、とりわけ付着強度の改善にはたす役割は極めて大きいものがある。

上記までの D19 シリーズ柱試験体と異なり、主筋径を D19 から D13 に小さくした D13 シリーズ柱試験体では、主筋量が 3.67% から 2.44% に減少したにもかかわらず、帯筋量が AIJ 規準の上限値を少し越えた 1.28% の中子筋付き帯筋を配筋した。帯筋のみによって横補強された RC 柱試験体 H99M-A0 は、部材角 $R=0.3\%$ で柱頭、柱脚に曲げひび割れが観察された。部材角 $R=1.0\%$ で主筋が引張降伏し、水平耐力が最大値に達した。部材角 $R=1.5\%$ での繰り返し加力から各部材角ピーク時の水平耐力が緩やかに低下した。それは、中子筋付き帯筋が多量に配筋され、コアコンクリートが破壊しなかったからである。その後、柱端部に若干のせん断ひび割れが生じ、中段主筋に沿う付着割裂ひび割れが形成された。部材角 $R=2.0\%$ を越えてから柱頭、柱脚は曲げ圧壊の傾向が多少見られるとともに、それ以外の部分には付着ひび割れが目立ってきた。部材角 $R=3.0\%$ の処女載荷時に付着ひび割れで損傷を受けたかぶりコンクリートが、表面の 1/4-1/5 程度剥落するとともに柱の水平耐力の劣化が顕著に

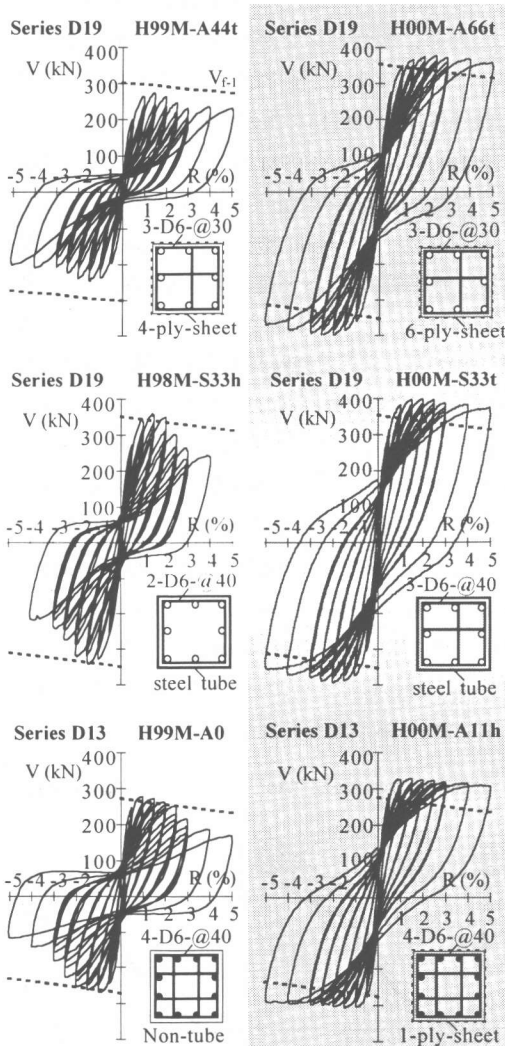


Fig. 2 Shear force - drift angle hysteresis loops

なってきた。この柱の破壊モードは、曲げ降伏後の付着割裂破壊であると推定される。

カバーコンクリートの剥離・剥落を防止するため、上記のRC柱をそのまま1層シート成形管で横補強した試験体H00M-A11hでは、部材角 $R=3.0\%$ で水平耐力がピークに達し、加力終了時($R=5.0\%$)にも最大耐力の94%の耐力を維持した。塑性ヒンジ領域内に曲げひび割れが目立ち、付着割裂ひび割れが観察されなかった。それは、多量な中子筋付き帯筋でコアコンクリートが十分横拘束された上に、アラミド成形管でカバーコンクリートの剥離・剥落が抑制されたために、付着劣化が防止され、期待通りの曲げ挙動が発揮できたものと推定される。このことは、成形管がアラミド繊維シート1層で試作されたとはいえ、帯筋がコアコンクリートを十分横拘束していれば、高い耐震性能を期待できることを示唆している。この柱の破壊モードは、曲げ破壊であると推定される。

各柱試験体のせん断力-部材角包絡線の実験結果を比較して、Fig. 3に示す。D19シリーズでは、試験体H00M-A66tはH99M-A44tに、試験体H00M-S33tはH98M-S33hに比べ、それぞれ強度およびび靱性が著しく向上したことがわかる。また、D13シリーズにおいて、試験体H00M-A11hはH99M-A0より成形管の存在によって靱性が改善されている。その外に、試験体H00M-A11hの曲げ強度計算値より実験値が比較的大きくなった原因は、試験体打設時にフレッシュコンクリートの側圧によって成形管が横方向にはらみだした。これは、繊維シートが1層のため型枠材としては面外曲げ剛性が極端に小さかったからである。その結果、成形管断面が完全

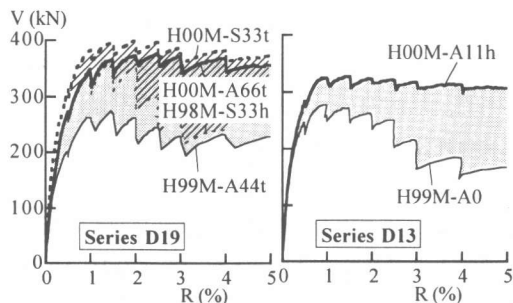


Fig. 3 Shear force - drift angle skeleton curves

な正方形ではなくって、若干丸くなったことに加えて、フレッシュコンクリートの側圧による反作用としてプレストレスが成形管に生じたことなどにより、横拘束効果もある程度上昇したと考えられる。

各柱試験体の累積吸収エネルギー量と部材角関係の実験結果を比較して、Fig. 4に示す。D19シリーズでは、曲げ降伏先行した試験体としない試験体が同時に存在するため、塑性ヒンジができる前の部材角 $R=1.0\%$ までは、ほぼ同じ値であるが、それ以降横拘束量が多くなるにつれ、柱の累積吸収エネルギー能力が増加していることがわかる。

一方、D13シリーズでは、両試験体とも曲げ降伏したため、塑性ヒンジができた後の部材角 $R=2.0\%$ まではほぼ同じ値を示すが、それ以降は成形管試験体H00M-A11hの方が上回っている。それは試験体H00M-A11hがH99M-A0と異なり、成形管により付着割裂破壊を防止したからである。

ひずみゲージを柱頭(塑性ヒンジ領域)と中央部にある成形管のDepth表面の中央部に貼付して、横方向のフープテンションひずみを測定した。成形管の横膨張ひずみと部材角関係の実験結果を比較して、Fig. 5に示す。柱頭部横膨張ひずみにはせん断性状に加えて降伏ヒンジ曲げ性状も影響するが、中央部横膨張ひずみにはせん断性状の影響のみのため、柱頭部ひずみは中央部ひずみより大きいことが分かる。成形管中央部における試験体H00M-A66tの実験終了時横膨張ひずみレベルは0.20%であり、試験体H00M-A11hは0.02%である。しかし、実験終了時の成形管柱頭部の横膨張ひずみは試験体H00M-A11hが最も大きく0.5%を越えているが、

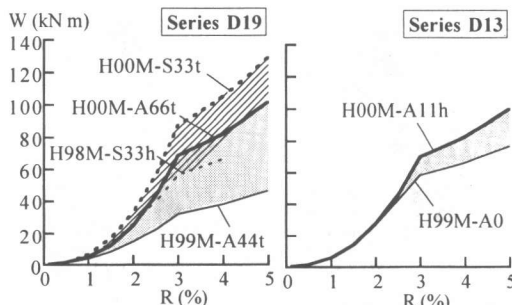


Fig. 4 Accumulated absorbed energy capacity

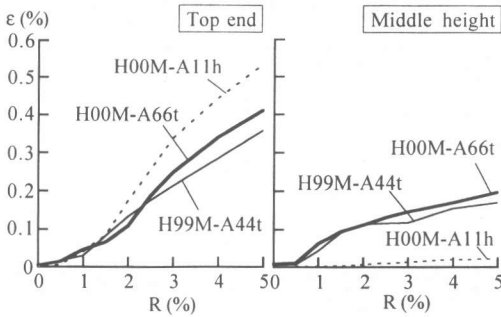


Fig. 5 Lateral dilatation strains of AFRP tube

0.7%には至っていない。他の試験体も0.3-0.4%程度である。曲げ降伏ヒンジが形成された試験体ほど成形管柱頭部の横膨張ひずみは大きいと言える。特に、試験体H00M-A11に注目すると、多量に配筋された中子付き帯筋がせん断力を効果的に負担する一方、成形管が曲げ降伏ヒンジが形成された柱頭、柱脚部におけるカバーコンクリートの剥離・剥落を防止し、ハイブリッドRC柱の靱性向上に寄与していると考えられる。

4. 解析的検討

AFRP管が付着強度に寄与する分は、AIJ靱性保証型指針⁶⁾における付着破壊時のせん断強度を算定する式を用い、鋼の弾性係数に対するアラミド繊維の弾性係数の比で低減して ($p_{wf} E_f/E_s$)、帯筋量に累加した。

ハイブリッドRC柱のせん断強度を算定するために、AIJ靱性保証型指針式⁶⁾を採用する。ただし、せん断強度に及ぼすヒンジ領域の回転角は菅野が提案した降伏部材角 R_y ⁵⁾を起点にして考慮した。また、アラミド繊維がせん断強度に寄与する影響については、日本建築防災協会の耐震改修設計指針⁷⁾によって、有効引張ひずみ0.7%時の応力、または規格引張強度の2/3のいずれか小さい方を用い、帯筋の横補強効果に累加して算定する。鋼管の場合は、そのまま帯筋と見なして算定する。柱の曲げ強度は最外縁の主筋の降伏のみを考慮した慣用の略算解⁵⁾ V_{f-l} で計算した。

計算結果と実験結果を比較して、Fig. 6に示す。D19シリーズでは、試験体H98M-A44tは曲げ強度

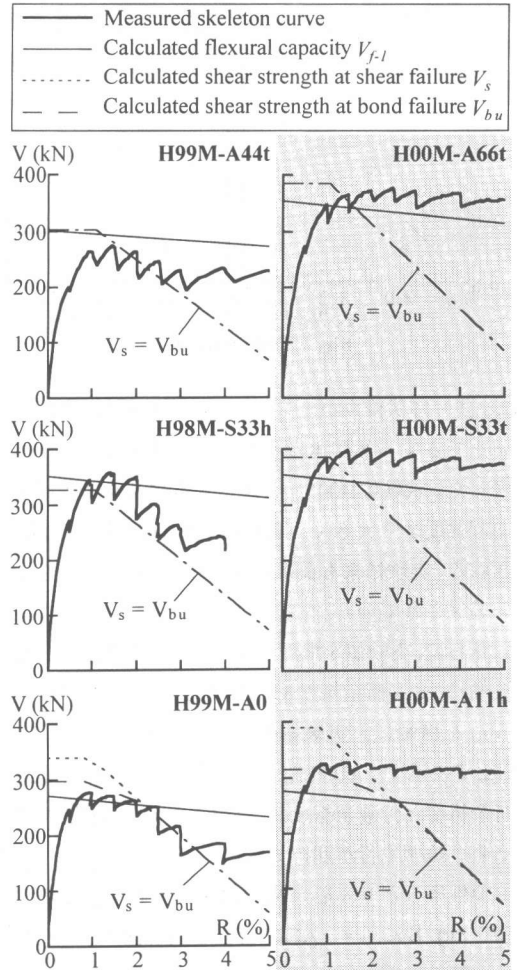
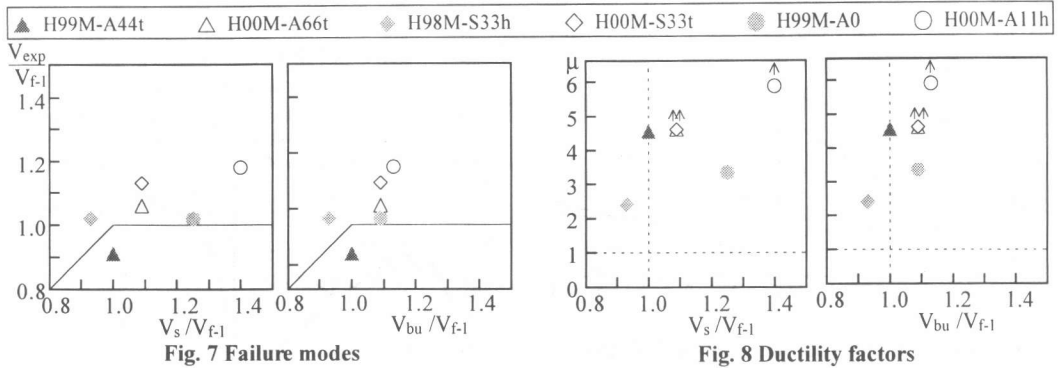


Fig. 6 Comparison between experimental and calculated results

がせん断強度、付着強度と計算上では同じレベルであり、実験では付着破壊をした。試験体H98M-A66tは曲げ強度が最も低くて、曲げ破壊を示唆しており、実験でも曲げ破壊が生じた。試験体H98M-S33hは曲げ強度がせん断強度と付着強度を上回り、付着破壊かせん断破壊を示唆しているが、実験結果では曲げ降伏が先行している。試験体H00M-S33tは曲げ強度が低いので、曲げ破壊を示し、実験結果でも曲げ破壊であった。一方、D13シリーズでは、試験体H99M-A0は計算上、曲げ破壊先行が確保されている。しかし、多量の帯筋のみで横補強した通常のRC柱であり、成形管や鋼管で帯筋とともに二重に横補強したハイブリッドRC柱でもないの



で、曲げ降伏後カバーコンクリートの剥離・剥落を防止できず、部材角の増大とともに付着劣化が進展した。試験体H00M-A11hはともにせん断強度が曲げ強度より大きく、曲げ破壊先行が計算上予測される。実験結果も曲げ破壊となり、かつ靱性も十分確保されている。

さらに、実験値を曲げ強度で除した値 V_{exp}/V_{F-1} を縦軸に、せん断余裕度 V_s/V_{F-1} または付着余裕度 V_{bu}/V_{F-1} を横軸に、実験結果と計算結果を比較して、Fig. 7 に示す。AIJ靱性保証型指針式に基づくせん断余裕度と付着余裕度が共に1.0を超えれば、柱には曲げ破壊先行が期待できる。

塑性率 μ とせん断余裕度および付着余裕度の関係を Fig. 8 に示す。AFRP管柱と鋼管柱は、せん断余裕度と付着余裕度がともに1.1以上であり、塑性率も4.5以上であることが分かる。

5. 結論

横補強材兼打込み型枠材として、正方形アラミド繊維成形管を用いたハイブリッドRC柱に関しては、本実験の範囲内で以下の知見を得た。

- 1) AFRP成形管または鋼管と、帯筋を併用することによって、横補強効果がいっそう期待できる。その際に、主筋量が多い場合には帯筋を多量に配筋し、その上で結論2)を満足するように成形管の繊維シート層数や鋼管の板厚を設計すれば十分な耐震性能を確保できそうである。
- 2) AIJ靱性保証型指針式に基づくせん断余裕度と付着余裕度が共に1.0を超えれば、柱は曲げ破壊先行と大きな靱性が期待できる。ただし、カバーコン

クリートの剥離・剥落を防止することが必要である。その意味で成形管は効果的である。

- 3) 帯筋における中子筋の横補強効果は極めて大きいことが、本加力実験から分かった。

謝辞：本研究は平成11年度文部省科学研究費（基盤研究(C)11650592 研究代表者・山川哲雄）の助成を受けた。本加力実験は、琉球大学地域共同研究センター内の大型構造実験施設で行い、加力実験の実施とデータ整理に当たっては大城組（株）の米須健君（元琉球大学大学院生）の協力を得ました。関係者各位に厚くお礼を申し上げます。

参考文献：

- 1) 渡嘉敷貴之, 山川哲雄, 仲鵬: 打込み型枠兼横補強材としてCFRP管を用いた合成柱の耐震性能, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.3, pp. 1243-1248, 1998.7.
- 2) 渡嘉敷貴之, 山川哲雄, 張愛暉, 佐藤元: アラミド繊維正方形成形管を利用した合成RC柱の耐震性能, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.1, pp. 319-324, 1999.7.
- 3) 米須健, 山川哲雄, 仲鵬, 佐藤元: 打込み型枠兼横補強材としてアラミド正方形成形管を利用した合成RC柱の耐震加力実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, No.3, pp. 277-282, 2000.7.
- 4) 山川哲雄, 仲鵬: アラミド繊維正方形成形管を用いたハイブリッドRC柱の耐震性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 536, pp. 115-120, 2000.10.
- 5) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説-許容応力度設計法-1999, pp.154-155, 52-57, 日本建築学会, 1999.11.
- 6) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 日本建築学会, pp.142-162, 175-192, 1999.8.
- 7) 日本建築防災協会: 連続繊維補強材を用いた既存鉄筋コンクリート造及び鉄骨鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計・施工指針, 日本建築防災協会, pp. 43-45, 1999.9.