

## 論文 ラッシングベルトを用いた損傷極脆性柱の応急補強法

中田 幸造<sup>\*1</sup>・山川 哲雄<sup>\*2</sup>・上松 茂<sup>\*3</sup>・新里 一博<sup>\*4</sup>

要旨：本研究の目的は、地震被災地の緊急的な状況下において、損傷RC柱への簡便で迅速な応急補強法を確立することである。そのため、容易に入手可能で、重機不要の乾式工法、どんなサイズの柱にも適合可能な簡便な応急補強法として、連続繊維ベルトとラチェットバックルで構成された荷締め具を使用し、緊張力を導入する工法を適用した損傷RC柱の水平加力実験により、この工法の有効性を検討した。その結果、せん断補強材としては緊張力のほかに補強材の膜剛性が重要であり、アラミドベルト、鋼板およびラチェットバックルで構成される応急補強法の有効性が確認された。

キーワード：ラッシングベルト、応急補強、プレストレス、外部横拘束、せん断補強

## 1. 序

震前対策として耐震補強がいくら普及したとしても、大地震によるRC造建築物の被害が皆無ということはありません。余震も必ずあり、被災建築物が崩壊しないためには鉛直荷重を安全に支持する必要がある。特に、鉛直荷重を支え、かつ水平力に抵抗する柱は極めて重要な耐震要素である。居住者は言うまでもなく、周辺や通りがかりの人々の安全・安心を確保するためには、震前対策としての耐震補強は極めて重要だが、地震被災直後の応急補強や復旧技術の備えも、それに次いで重要な社会的課題と考える。

このような観点から、山川らは緊張アラミド繊維ベルトや緊張PC鋼棒を用いて、地震被災直後のせん断損傷RC柱への応急補強・復旧法の研究開発を推進してきた<sup>1),2)</sup>。これらの研究ではせん断損傷RC柱の4面に薄い鋼板を当て、4隅に配置したコーナーピースを介して緊張した外部横補強材で横補強すれば、軸支持能力と水平耐力を容易に回復し得ることを明らかにした。

損傷RC柱への応急補強法の確立には、地震被災地の緊急的な状況下で容易に入手可能、重機不要の乾式工法、どんなサイズの柱にも適合可

能な簡便で迅速な技術が求められる。そのため、著者らはせん断損傷RC柱の応急補強法として、市場供用品の荷締め具（ラッシングベルト）を使用し緊張力を導入する工法を文献3)で提案した。本研究の目的は、文献3)での課題である1)バックルの強度不足、2)緊張力導入不足、に対して強度の大きなラチェットバックルを用いた荷締め具を使用し、加力実験を行い、その有効性を検討することである。

## 2. 実験計画

Table 1に試験体及び実験変数を示す。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1.0）である。試験体は主筋比 $p_g=1.36\%$ 、帯筋比 $p_w=0.08\%$ の極脆性柱である。試験体は3体計画した。使用材料の機械的性質をTable 2に示す。荷締め具を構成するのはラチェット機構を有するラチェットバックル（Photo 1）と、連続繊維ベルトである。ラチェット機構を有するため、ベルトへの緊張力は比較的容易に導入できる。バックルは強度の異なる2種類を使用した（Photo 1参照）。本研究で使用した連続繊維ベルトの材質はポリエステルとア

\*1 琉球大学 工学部環境建設工学科助手 工修（正会員）

\*2 琉球大学 工学部環境建設工学科教授 工博（正会員）

\*3 琉球大学大学院 理工学研究科環境建設工学専攻（正会員）

\*4 琉球大学大学院 理工学研究科環境建設工学専攻

ラミド1である。ポリエステル繊維はヤング係数が小さいが破断伸びが大きく、アラミド1は文献1)の材質と同様である。応力ひずみ関係の模式図を Fig. 1 に示す。ポリエステルベルトの幅は25mm, アラミドベルトの幅は17mmであり, 離形フィルムを貼付したコーナーアングルを介して柱試験体へ補

**Table 1 Details of retrofitted specimens**

Specimen	ER06S-P0	ER06S-PF65	ER06S-PF65S	ER06S-PF65S/AF65S
M/(VD)=1.0				
$f_c$ (MPa)	33.7			
Reinforcing material	-	Polyester	Polyester	Aramid 1
Initial strain (Initial force)	-	2.0- 2.7% (5.2kN- 7.0kN)	2.0- 2.7% (5.2kN- 7.0kN)	0.35- 0.62% (3.6kN- 6.4kN)
Retrofitted by plate	-	-	Steel plate (460×240×3.2mm)	Steel plate (460×240×3.2mm)
Common details	Rebar: 12-D10 ( $p_g=1.36\%$ ), Hoop: 3.7(-@105 ( $p_w=0.08\%$ )), Column section: 250×250mm, Axial force ratio: $N/(bD f_c)=0.2$ .			

強間隔65mmで巻きつけた。1本のベルトの片側を輪にすれば(縫製または樹脂成形), バックルへの固定は容易であり, 他方(調整側)をバックルに通してレバーを回転させればベルトに張力が導入される。緊張ひずみは, ベルトに製作した樹脂硬化部にゲージを貼付して管理した。

試験体 ER06S-P0(以後 ER06S は省略する)は RC柱のコンクリート強度を把握するために, 無補強で中心圧縮実験のみを行った試験体である。

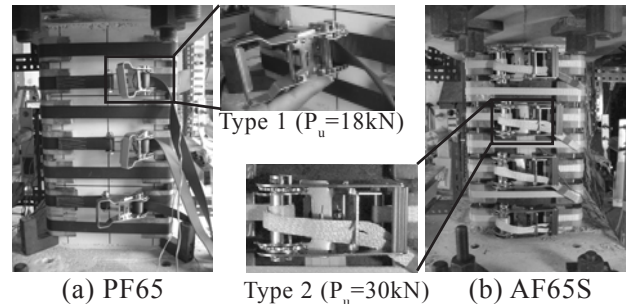
試験体 PF65 は Type 1 のバックル(引張耐力 18kN: 充分強いベルトで構成されるラッシングベルトを引張った時にバックルが破壊する時の耐力)とポリエステルベルトで構成される荷締め具を間隔 65mm で配置し, ベルトに緊張ひずみを約 2% 導入した。PF65 では荷締め具のせん断補強効果を把握するため, 無損傷の RC 柱へ補強(耐震補強)を行っている。

試験体 PF65S/AF65S は, ポリエステルベルトのせん断補強効果を確認するための耐震補強実験(PF65S)と, その後に応急補強実験(AF65S)を行った。PF65S では Type 1 のバックルとポリエステルベルトによる荷締め具を間隔 65mm で配置してベルトへの緊張力(緊張ひずみ約 2%, PF65 と同じ)で柱四隅のコーナーアングルを介して鋼板( $t=3.2\text{mm}$ , Table 1)を圧着した。PF65S の実験終了後, Type 2 のバックル(引張耐力 30kN)とアラミドベルトによる荷締め具を間隔 65mm で配置し, ベルトへの緊張力(緊張ひずみ 0.5% 前後)で鋼板( $t=3.2\text{mm}$ )を圧着し, 応急

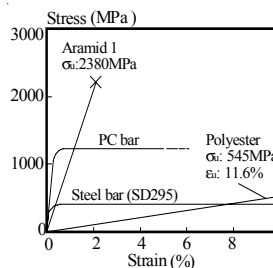
**Table 2 Mechanical properties of materials**

Reinforcement		A	E	$\sigma_y, \epsilon_u^*$	$P_u$
		mm <sup>2</sup>	GPa	MPa, %	kN
Rebar	D10	71	202	349	35.3
Hoop	3.7 $\phi$	11	208	650	7.0
Steel plate	t=3.2mm	-	205	291	-
Polyester	t=2.2mm	55	4.7	11.6*	30.0
Aramid 1	t=0.572mm	9.7	107	2.22*	23.1

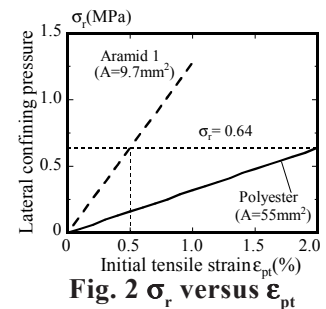
Notes: A=cross sectional area, E=Young's modulus of elasticity,  $\sigma_y$ =yield strength of steel,  $\epsilon_u$ = ultimate strain of fiber reinf.,  $P_u$ = ultimate tensile load of reinf. .



**Photo 1 Ratchet buckle and column specimen retrofitted by lashing belts**



**Fig. 1 Stress-strain relationships of materials**



**Fig. 2  $\sigma_r$  versus  $\epsilon_{pt}$**

補強を行ったのが AF65S である。アラミド 1 はポリエステル繊維よりヤング係数が大きく (Table 2), バックル損傷の恐れがあったので, 強度の大きな Type 2 を使用した (Photo 1)。Fig. 2 は式 (1) で計算した平均側圧とベルトに導入する初期緊張ひずみとの関係である。

$$\sigma_r = 0.5 \cdot \rho \cdot E \cdot \varepsilon_{pt} \quad (1)$$

ここで、 $\rho$ ：ベルトの体積比（ポリエステル：1.35%，アラミド：0.24%）， $E$ ：ベルトのヤング係数（Table 2）， $\varepsilon_{pt}$ ：ベルトに導入する初期緊張ひずみ。Fig. 2より，ポリエステルベルトは断面積が大きい，ヤング係数が小さいため，同じ緊張ひずみではアラミドベルトに比べて平均側圧はかなり小さい。本実験ではポリエステルベルトに約2%，アラミドベルトに0.5%前後の緊張ひずみを導入したが（Table 1），Fig. 2のように平均側圧ではほぼ同じ値である。軸剛性EAはポリエステルベルトが259kN，アラミドベルトが1038kNである。なお，緊張ひずみが約2%，0.5%前後とばらついたのは，ラチェットバックルの逆転防止突起により，緊張ひずみの微調整が困難だったことによる。加力は建研式加力装置により軸力比0.2の一定軸力下で，部材角0.125%，0.25%を1サイクル，0.5%以降を0.5%の増分で2サイクルずつ繰り返す加力サイクルとした。

### 3. 実験結果

#### 3.1 柱試験体のコンクリート強度

Fig. 3は中心圧縮実験のみを行ったP0の応力ひずみ関係とシリンダー強度の関係であり，後述するコア強度と中心圧縮強度との関係（Table 3）も示している。P0の縦軸は，全軸力から主筋の負担軸力を除いたコンクリート負担分を柱全断面積で除して応力度を算出し，シリンダー強度で基準化した。なお，シリンダーの実験値は代表してP0の結果のみ示した。Fig. 3より，P0の圧縮強度はシリンダー強度の61%と小さい。この原因を調べるため，Fig. 4に示す断面が250×250mm，高さ750mmの無筋コンクリート試験体からコア（100φ×200mm）を抜き，コア強度とシリンダー強度，Fig. 4に示す試験体（250×250×750mm）の中心圧縮強度（AC06M-A，B，C）との関係を調べた。中心圧縮実験方法は文献9）と同様である。Fig. 4に示す試験体の打設は横打ち，別バッチのコンクリートであり，採取したコアは3体の試験体から各2本の計6本であ

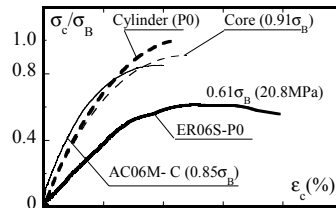


Fig. 3  $\sigma$ - $\varepsilon$  curve

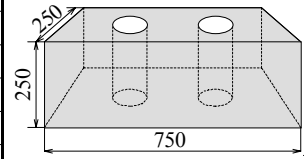


Fig. 4 Collection of core cylinder (unit: mm)

Table 3 Relationships of compressive strength of cylinder, core and axial compressive specimen

Specimen	$\sigma_p$	$\sigma_B$	$\sigma_B'$	$\sigma_B'/\sigma_B$	$\sigma_p/\sigma_B'$	$\sigma_p/\sigma_B$
	MPa	MPa	MPa			
AC06M- A	29.1	36.1	32.9	0.91	0.88	0.81
AC06M- B	31.2				0.95	0.86
AC06M- C	30.7				0.93	0.85
Average	30.3	36.1	32.9	<b>0.91</b>	<b>0.92</b>	<b>0.84</b>

Notes:  $\sigma_p$  = compressive strength of plain concrete,  $\sigma_B$  = average of cylinder strength,  $\sigma_B'$  = average of core strength.

る。Table 3（シリンダー強度，コア強度は平均値）より，コア強度はシリンダー強度の91%，中心圧縮試験体（AC06M-A，B，C）の圧縮強度はコア強度の92%となった。従って，文献4）が示す1辺が250mmの正方形断面に対する寸法効果係数0.89は，コア強度と中心圧縮強度の間には成立していた。しかし，シリンダー強度とコア強度の差が約10%あるため，中心圧縮強度はシリンダー強度の84%となる。Fig. 4の試験体は入念に打設（突き棒での締め固め，横打ち）されているにも関わらずシリンダーとコアに強度の乖離が見られるのは，養生の影響が考えられる。同様にP0の中心圧縮強度がシリンダー強度の61%，寸法効果係数は0.89であるので，P0のコア強度はシリンダー強度の69%と類推され，この原因は打設時におけるバイブレーションや打設条件，養生の影響が考えられる。しかし，上記の詳細な検討は今後の研究課題としたい。

#### 3.2 履歴性状

柱試験体の水平荷重Vと部材角Rの関係をFig. 5(a)～(c)に，柱材軸の縮み量を柱高さで除した柱平均軸ひずみ $\varepsilon_v$ と部材角Rの関係をFig. 6(a)～(c)に示す。V-R曲線中 $Q_{mul}$ はP- $\Delta$ 効果を考慮し，P0のコンクリート強度実験値20.8MPaを使用した多段配筋柱の曲げ強度略算値<sup>5)</sup>である。PF65（Fig. 5(a)）は， $R=1.0\%$ （1

回目正側)の加力途中で曲げ強度に到達すると同時にせん断ひび割れが発生したが、この時点まで特にひび割れは観察されなかった。曲げ強度に到達したため、一部主筋に降伏が見られる。せん断ひび割れが発生し、耐力は低下したものの、荷締め具のせん断補強効果により柱の崩壊は免れたため、 $R=1.0\%$ を2回繰り返して実験を終了した。PF65の破壊モードは曲げ降伏後のせん断引張破壊だと考えられる<sup>6)</sup>。PF65のせん断破壊を鑑み、同じ荷締め具と鋼板( $t=3.2\text{mm}$ )を使用したPF65S(Fig. 5(b))は、 $R=1.0\%$ (1回目正側)の加力途中で曲げ強度に到達すると同時に音が聞こえ耐力が低下した。実験終了後に観察されたせん断ひび割れは、この時点で発生したものと考えられる(Fig. 7)。実験は継続可能だったため、 $R=1.5\%$ を1回繰り返すまで加力を行い、耐震補強実験を終了した。PF65Sも曲げ降伏後のせん断引張破壊であると考えられる。実験終了後の損傷レベルは目視によりIVと判定した(残留ひび割れ幅は3mm)。この場合の損傷RC柱の軸支持能力は、コンクリートの軸支持能力が約 $0.1\sigma_B$ より<sup>7)</sup>、508kN(コンクリートが211kN、主筋が297kN)である。421kN(軸力比0.2)の軸力を載荷しており、安全のため応急補強は軸力をゼロに戻して行った。応急補強されたAF65S(Fig. 5(c))はヤング係数の大きなアラミド1に緊張ひずみを0.5%前後導入し、鋼板( $t=3.2\text{mm}$ )を圧着したため、水平耐力は曲げ強度 $Q_{mu2}$ に到達し(後述する修復コンクリート強度による計算値)、履歴ループは紡錘形を描き、本応急補強法の優れた性能を示している。

### 3.3 ベルトのひずみ

柱試験体のベルトひずみをFig.8(a)~(c)に示す。PF65とPF65Sは初期緊張ひずみからのベルトひずみ増分であり、せん断破壊時の部材角(共に正側 $R=0.57\%$ )を黒のプロットで示した。(a),(b)より、せん断破壊まではベルトのひずみ増分はほとんどない。一方で(c)AF65Sは $R=1\%$ までベルトひずみ増分はほとんどないが、それ以降は部材角と共にベルトひずみが増大し、

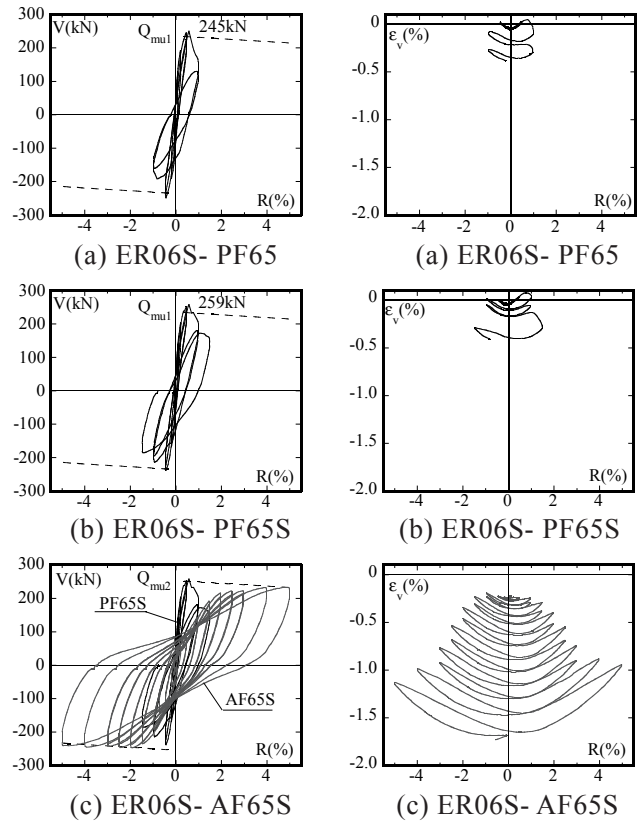


Fig. 5 V-R relationships Fig. 6  $\epsilon_v$ -R relationships

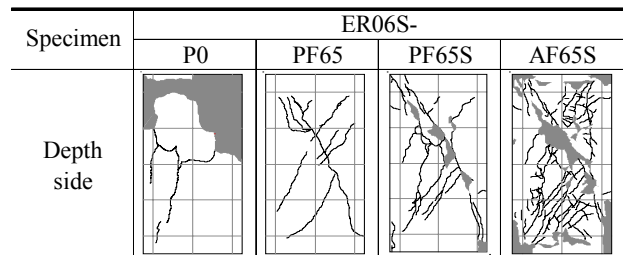


Fig. 7 Observed cracking patterns after the test

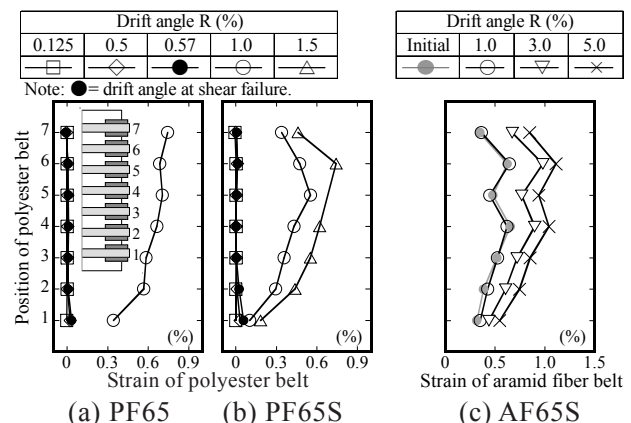


Fig. 8 Measured belt strain at drift angle

十分にせん断補強効果を発揮している。

### 3.4 鋼板のひずみ

Fig. 9(a),(b)は、鋼板に貼付した3軸ゲージから式(2)を用いてせん断ひずみを算出し、鋼板(Web面1枚)の負担せん断力を求めた結

果である（鋼板断面中央のひずみゲージの結果なので、平均せん断応力度の1.5倍の値である）。

$$\gamma_{xy} = 2\varepsilon_B - (\varepsilon_A + \varepsilon_C) \quad (2)$$

(a) PF65Sでは、鋼板の負担せん断力は非常に小さいが、(b) AF65Sでは、PF65Sに比べて負担せん断力は大きい。鋼板にもせん断補強効果を期待するには、より大きなベルトの膜剛性（曲げ剛性がなく、はらみ出した柱表面を直接拘束可能という状況から材軸の概念も当てはまり難いので、膜剛性を使用した）が必要である。ただし、(b)における大変形時のせん断ひずみは、カバーコンクリートのはらみ出しによる鋼板の面外曲げの影響を含んでいると考えられる。

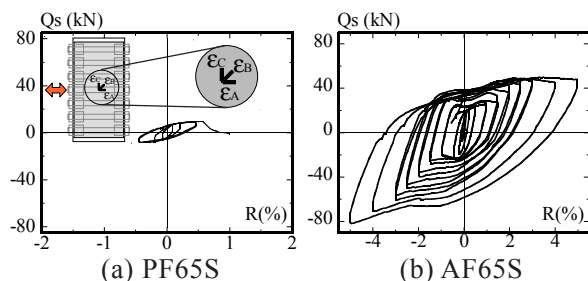
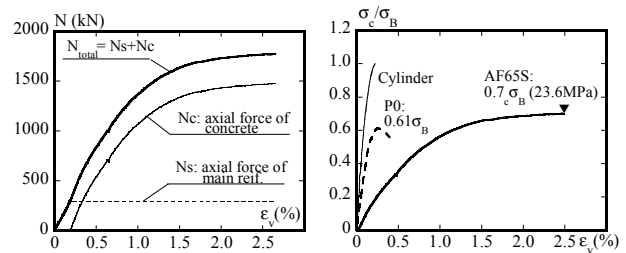


Fig. 9 Calculated shear force of steel plate

### 3.5 応急補強による修復軸耐力

Fig. 10 (a)はAF65Sの修復軸力 - 軸ひずみ関係である。なお、AF65Sの水平加力実験後、残留水平変位はゼロに戻した。(a)より、载荷の初期はほぼ主筋のみで軸力を負担していることがわかる。アラミドベルトのデータをも、载荷初期にはベルトひずみの増分がほとんどなく、コンクリートの膨張が少ないことを示していた。(b)はAF65S、P0とシリンダーの応力ひずみ関係を示している。AF65Sの縦軸は(a)の $N_c$ を全断面積で除した応力度をシリンダー強度で基準化した値である。比較のため、AF65Sの始点は原点に移動した。修復軸耐力実験では下から4段目のベルトが破断しピークとなった。(b)より、応急補強により修復されたコンクリート強度はシリンダー強度の70% (23.6MPa)であり、P0 ( $0.61\sigma_B = 20.8\text{MPa}$ )と比べて損傷前以上に回復している (P0の1.13倍)。ただし、強度時のひずみはシリンダー強度時の約10倍である。



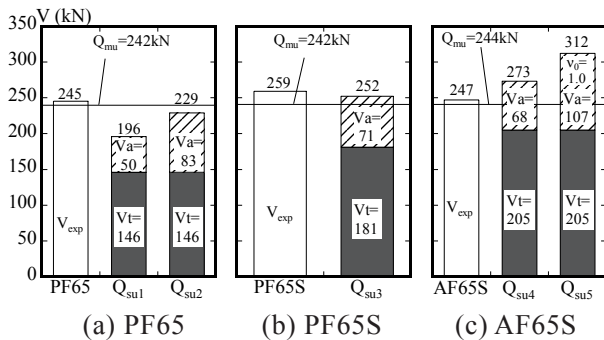
(a)  $N - \varepsilon_v$  relationships (b)  $\sigma_c/\sigma_B - \varepsilon_v$  relationships  
Fig. 10 Restored axial strength of specimen emergency retrofitted by aramid fiber belts and steel plates

### 4. せん断強度の検証

本章ではせん断強度を文献8)のトラス・アーチ機構に基づいたせん断強度式で推定し、実験結果の考察を試みる。計算仮定を次に示す。1) 実験結果より、せん断強度時のポリエステルベルトひずみ増分はゼロとする。2) PF65とPF65Sの能動的な側圧 (Fig. 2) によるコンクリート強度の上昇率は1.1とし<sup>9)</sup>、従って拘束コンクリート強度 $\sigma_{cB}$ は22.9MPaを使用する ( $=20.8 \times 1.1$ )。AF65Sでは修復コンクリート強度23.6MPaを使用する。3) 鋼板のせん断強度への寄与は初期緊張力による鋼板と柱表面の摩擦力として仮定した<sup>10)</sup>。摩擦係数は文献11)を参考に0.4を使用した。計算結果をFig. 11 (a) ~ (c)に示す。Fig. 11 (a)より、せん断強度計算値 $Q_{su1}$ は曲げ強度計算値 $Q_{mu}$ より低く、実験結果 $V_{exp}$ を説明できているとは言い難い。これはコンクリートの有効強度係数 $v_0$ の小さいことが考えられる<sup>12)</sup>。文献12)では $v_0$ を実験的に検討し、実験結果の下限を与える式(3)を提案している。

$$v_0 = 0.85 - \sigma_{cB} / 340 \quad (3)$$

本研究でも式(3)を採用すると、Fig. 11 (a)の $Q_{mu}$ に近い $Q_{su2}$ が得られ、実験結果を説明できると考えられる。故に、本章での $v_0$ は式(3)を用いて計算する。Fig. 11 (b)の $Q_{su3}$ はFig. 11 (a)の $Q_{su2}$ に鋼板の寄与を考慮した結果であり、PF65と同様に $Q_{su3}$ は $Q_{mu}$ 近傍にあり、計算結果は実験結果を説明できたと考えられる。なお、PF65Sの $V_{exp}$ がPF65より大きいのは、鋼板による横拘束効果の影響が考えられる。鋼板のせん断強度への寄与を考慮した $Q_{su4}$  (Fig. 11 (c))は



Notes:  $Q_{mu}$  = flexural strength<sup>5)</sup>,  $V_{exp}$  = experimental results,  $V_a$  = shear strength by arch mechanism,  $V_t$  = shear strength by truss mechanism,  $Q_{su1}$  = shear strength (belt only)( $v_0$  by AIJ),  $Q_{su2}$  = shear strength (belt only)( $v_0$  by Eq. (3)),  $Q_{su3}$  &  $Q_{su4}$  = shear strength (belt + steel plate)( $v_0$  by Eq. (3)),  $Q_{su5}$  = shear strength (belt + steel plate)( $v_0 = 1.0$ ).

**Fig. 11 Comparison of calculated shear strength and experimental results**

実験結果と同様、曲げ破壊を示唆している。前述のようにPF65SとAF65Sは柱への能動的な側圧はほぼ等しいが、破壊モードが異なった。実験ではせん断強度時のポリエステルベルトひずみ増分はほとんど無く (Fig. 8 (b)), 一方でアラミドベルトひずみ増分は0.2%である<sup>8)</sup>。ひずみ増分を考慮しないAF65Sのせん断強度計算値は251kNであり、PF65Sの $Q_{su3}$ とほぼ同じとなる。ひずみ増分が、AF65SとPF65Sのせん断強度計算値 ( $Q_{su3}$ ,  $Q_{su4}$ ) に差を生み、さらに水平力に対する抵抗はベルトの膜剛性に依存するので、この差が破壊モードの差になったと思われる。また、有効強度係数 $v_0$ は拘束コンクリート強度に作用するが、鋼板がない場合より圧着された状態の方が $v_0$ は高いと考えられる。加えて、AF65Sの場合、膜剛性がポリエステルに比べて高い分、鋼板圧着による受動的横拘束効果はPF65Sより大きいはずであり、そのため、Fig. 11 (c)には最大値 $v_0=1.0$ の場合も参考のために示した ( $Q_{su5}$ )。以上より、せん断強度にはベルトの初期緊張力だけではなく、膜剛性も影響すると言える。

## 5. 結論

- (1) ベルトへ容易に緊張力を導入するにはラチェットバックルが合理的である。
- (2) ポリエステルベルトはヤング係数が小さい

ため、断面積を大きくし、緊張力を導入してもせん断補強効果は得られ難い。

- (3) ラチェットバックルとアラミド1および薄い鋼板の組み合わせによる応急補強法は、緊張力の導入が比較的容易であり、応急補強後の履歴性状や軸圧縮性能を損傷前以上に回復させ得る簡便な工法である。

## 謝辞

本研究ではラッシングベルトを芦森工業株式会社から、アラミドベルトをファイベックス株式会社から提供して頂いた。ここに深く感謝致します。

## 参考文献

- 1) 藤川将吾ほか：緊張アラミド繊維ベルトで応急補強した損傷柱の弾塑性挙動，コンクリート工学年次論文集，Vol. 26，No. 2，pp.1579-1584，2004.
- 2) 宮城敏明ほか：緊張PC鋼棒を用いた極脆性柱のせん断破壊実験および応急補強実験，コンクリート工学年次論文集，Vol. 27，No. 2，pp. 223-228，2005.
- 3) 中田幸造ほか：損傷RC柱の応急補強に荷造り用ベルトの使用を想定したパイロット実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，Vol. C-2，pp. 381-382，2006.
- 4) 崎野健治ほか：コンクリート充填円形鋼管短柱の中心圧縮耐力，構造工学論文集，Vol. 48B，pp.231-236，2002.
- 5) 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.
- 6) 日本建築学会：鉄筋コンクリート終局強度設計に関する資料，1991.
- 7) 上松茂ほか：せん断損傷RC極短柱の残存軸耐力と応急補強実験，コンクリート工学年次論文集，Vol. 28，No.2，pp.1123-1128，2006.
- 8) 前田興輝ほか：緊張アラミド繊維ベルトで補強したRC柱の正負繰返しせん断実験，コンクリート工学年次論文集，Vol. 28，No.2，pp.1147-1152，2006.
- 9) 中田幸造ほか：緊張アラミド繊維ベルトで横補強した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. 28，No.2，pp.115-120，2006.
- 10) 下濱光太郎ほか：アングル材と緊張PC鋼棒を用いた極脆性柱の耐震加力実験，コンクリート工学年次論文集，Vol. 27，No.2，pp.295-300，2005.
- 11) 日本建築学会：鉄骨工事技術指針 工事現場施工編，pp.174-176，1996.2.
- 12) 瀧口克己，西村康志郎：せん断補強筋のないRC柱部材の斜め圧縮力伝達能力，日本建築学会構造系論文集，第534号，pp.113-119，2000.8.