

論文 緊張材で能動横拘束された損傷 RC 柱のせん断強度に関する実験的研究

中田 幸造*1・山川 哲雄*2・喜屋武 徹*3・金田 一男*4

要旨: 本研究の目的は、能動横拘束された損傷 RC 柱のせん断力の伝達機構（トラス・アーチ機構）を検証することであり、本研究では主筋の付着の有無と損傷レベルを実験変数としたせん断破壊実験を実施した。その結果、主筋の付着がある柱試験体の最大水平耐力には、残留ひび割れ幅の影響よりも繰り返し数の影響が表れたこと、主筋の付着がない柱試験体ではトラス機構が発生しないため、主筋の付着がある柱試験体より最大水平耐力が小さくなることを明らかにした。また、トラス・アーチの応力伝達機構を構築し、せん断損傷実験結果を概ね評価できることを示したうえで、このモデルを能動横拘束損傷 RC 柱へ適用した。

キーワード: プレストレス, 横拘束, せん断破壊, 応急補強, トラス・アーチ機構

1. はじめに

本研究の最終目標は、初期緊張ひずみを導入したアラミド繊維ベルトで RC 柱をあらかじめ締め付けることによって得られる能動横拘束を、地震被災 RC 柱の「ひび割れ閉合」に応用し、簡便・迅速・安価な機動的応急補強法を確立することである。能動横拘束を地震被災 RC 柱のひび割れ閉合に活用することで、養生期間を必要とする従来の樹脂注入に比べて、本応急補強はひび割れ閉合直後から横拘束およびせん断補強効果を発揮できる。地震被災 RC 柱のひび割れ閉合を実現するには、受動横拘束より能動横拘束がはるかに効果的であり¹⁾、能動横拘束は、損傷により低下した RC 柱の軸支持能力を回復させ、かつ、アラミド繊維ベルトによるせん断補強によって能動横拘束損傷 RC 柱が曲げ破壊することを著者らは明らかにしている²⁾。一方で、能動横拘束損傷 RC 柱のせん断力の伝達がどのように行われているのか、また、せん断強度がどの程度回復するのかは明らかでない。

本研究の目的は、能動横拘束した損傷 RC 柱のせん断力の伝達機構を検証することである。本研究では、主筋の付着がある柱試験体と主筋の付着を除去した柱試験体を製作し、せん断破壊実験を実施することでトラス機構とアーチ機構を実験的に検証した。

2. 実験計画

損傷 RC 柱に補強を施し、水平加力実験を行う柱試験体の形状・寸法を Fig. 1 に、柱試験体の一覧を Table 1 に示す。柱試験体は、1 辺が 250mm の正方形断面で (1/2.4 の縮尺)、柱全高さは 900mm である。柱の試験区間は 500mm (せん断スパン比 1.0) とし、試験区間以外には帯

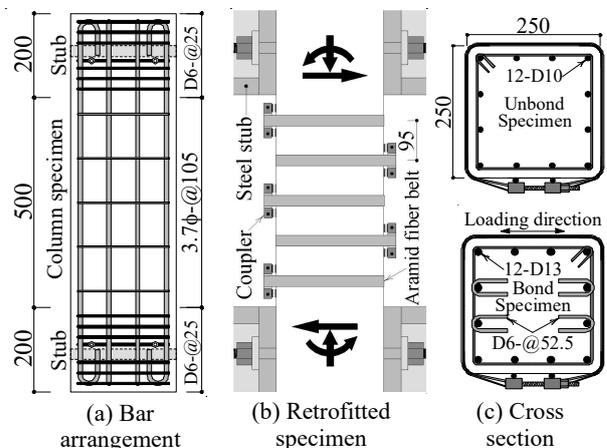


Fig. 1 Column specimens [unit: mm]

Table 1 Details of specimens

Specimen (ER19S-)	9Hs	9HD3s	9HD4s	9HD4U
Damage level ³⁾ (Max. crack width)	-	III (1.3 mm)	IV (2.4 mm)	IV (2.4 mm)
Bar arrangement	12-D13 ($p_g = 2.44\%$)		12-D10 ($p_g = 1.36\%$)	
σ_y (MPa)	398			912
Bond or unbond	Bond			Unbond
Common details	Cross section: 250 × 250mm, $M/(VD) = 1.0$, Hoop: 3.7φ-@105 ($p_w = 0.08\%$), $\epsilon_{pt} = 2400\mu$ (initial force = 8.1kN), $\sigma_B = 19.9\text{N/mm}^2$, $\sigma_r = 1.36\text{N/mm}^2$, $\eta = 0.2$.			

Notes: σ_y = yield strength of steel, $M/(VD)$ = shear span-to-depth ratio, ϵ_{pt} = initial tension strain of fiber belts, σ_B = compressive strength of concrete cylinder, σ_r = lateral confining pressure, η = axial force ratio ($=N/(bD\sigma_B)$), b, D = width and depth of column.

筋 (D6) を密に配筋した。本研究では、主筋の付着がある柱試験体に加えて、主筋の付着を除去した柱試験体も製作した。主筋の付着を除去することでトラス機構の発生を抑制し、能動横拘束 RC 柱のアーチ機構を検証する。主筋の付着を除去した柱試験体 (ER19S-9HD4U, 以後、ER19S-は省略) には高強度主筋を使用した (12-D10, 主

*1 琉球大学 工学部工学科准教授 博士 (工学) (正会員)

*2 琉球大学 名誉教授 工博 (正会員)

*3 琉球大学大学院 理工学研究科博士前期課程

*4 有明工業高等専門学校 創造工学科教授 博士 (工学) (正会員)

Table 2 Mechanical properties of materials

Reinforcement		a (mm ²)	σ_y, σ_u^* (MPa)	E (GPa)
Bar	D13	127	398	197
	D10	71	912	177
Hoop	3.7φ	11	268	192
Hoop	D6	32	479	180
Aramid fiber belt	$t = 0.572\text{mm}$	28.6	2060*	118

Notes: a = cross section area, σ_u = ultimate strength of fiber reinf., E = Young's modulus of elasticity.

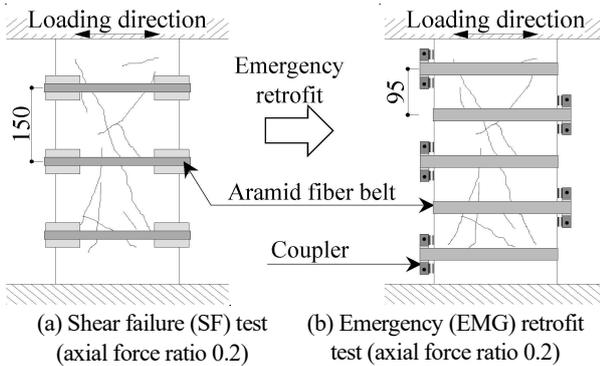


Fig. 2 Procedure of loading test [unit: mm]

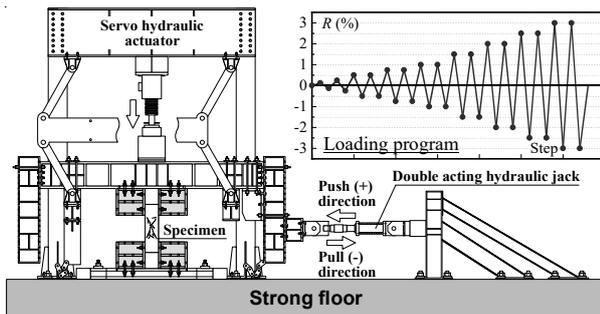


Fig. 3 Test setup

筋比 1.36%, 降伏強度 912 N/mm²). 主筋の付着を完全に除去するため、主筋の表面はビニールチューブで被覆した。主筋の付着がある柱試験体には、D13 を 12 本使用した (12-D13, 主筋比 2.44%)。試験区間には 3.7φ の帯筋を 105mm 間隔 ($p_w = 0.08\%$) で配筋し、せん断破壊先行の柱とした (主筋の付着がある柱試験体のせん断余裕度は 0.64)。Table 1 の柱試験体は、能動横拘束後も全てせん断破壊が先行する。主筋の付着がある柱試験体の加力方向の中主筋には付着割裂防止筋を配筋した (D6-@52.5)。鋼材の機械的性質を Table 2 に示す。Fig. 2 は加力実験の流れである。以下にその手順を示す。(Step 1) RC 柱が地震でせん断損傷したことを想定するため、RC 柱試験体を軸力比 0.2 の下でせん断損傷させた (Fig. 2 (a))。せん断損傷実験では、損傷レベルを制御するため、アラミド繊維ベルト (2ply, 以後、ベルトと呼称) を 150mm 間隔 (3 段) で配置して水平加力を行い、目標の損傷レベル³⁾に到達した時点で加力を終了した。(Step 2) せん断損傷導入後、残留水平変位はゼロに戻し、軸力を除荷して補強作業を実施した (Fig. 2 (b))。補強において、柱試験体

の隅角部は半径 20mm で面取りし、隅角部およびカプラーの位置には厚さ 0.8mm のテフロンシートを設置した。ベルトは 50mm の幅を半分に折り曲げて幅 25mm とし、1 本のベルトの両端を 100mm ラップさせ、エポキシ樹脂で接着し、リング状に製作した。ベルトの両端は鋼製のカプラーにて連結し、カプラーとベルトの間には摩擦低減のため離形フィルムを設置している。(Step 3) ベルト設置後、ベルトに緊張ひずみ (2400μ, 破断ひずみの約 14%) を導入し、損傷 RC 柱に能動横拘束を適用した。ベルトへの緊張ひずみは、ベルトの継ぎ目と継ぎ目の反対側にエポキシ樹脂で硬化部を製作し、ゲージを貼付することで管理した。損傷 RC 柱に設置したベルトに対しては、何度か均等に締付けを行った。ベルトでの補強後、軸力比 0.2 の下で再び水平加力を行った。上記の流れで加力実験を行ったのは、9HD3s, 9HD4s, 9HD4U であり、9Hs では無損傷 RC 柱にベルトで能動横拘束を施し、せん断破壊実験を実施した。

加力は建研式加力装置 (Fig. 3) により一定軸力を载荷し、柱の中央高さに設置した水平方向の油圧ジャッキを用いて部材角 $R=0.125\%$, 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 回繰り返した。実験変数は、損傷レベル, 主筋の付着の有無である。能動側圧 σ_r は以下の式で求めた。

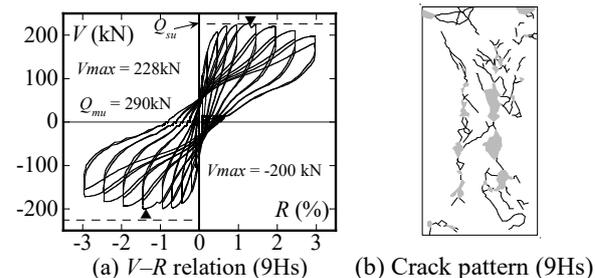
$$\sigma_r = 2 Aa / (b \cdot AS) \cdot AE \cdot \varepsilon_{pt} \quad (1)$$

ここで、 b : 柱幅, Aa , AS , AE , ε_{pt} : ベルトの断面積 (2 層 $\times 28.6\text{mm}^2$), 補強間隔, ヤング係数, 初期緊張ひずみ度。

3. 実験結果

3.1 無損傷 RC 柱 (9Hs) のせん断破壊実験結果

Fig. 4 に 9Hs 柱試験体の水平荷重 V -部材角 R 関係と最終ひび割れ状況 (ウェブ面) を示す。Fig. 4 (a) にはシリンダー強度 (σ_B) による多段配筋柱の曲げ強度略算値 Q_{mu}^4 を示し、修正荒川 mean 式によるせん断強度計算値 Q_{su}^5 は破線で示した。Fig. 5 (a) は、降伏強度で除した柱高さ方向における主筋の応力度分布, Fig. 5 (b) はベルトのひずみ度分布である。Fig. 4 (a) より、 $R=1.5\%$ の正側 1 回目に斜めひび割れが生じて最大水平耐力 228kN



Notes: Q_{mu} = Flexural strength by AIJ eq.⁴⁾, Q_{su} = Shear strength by Arakawa mean eq.⁵⁾, \blacktriangledown = peak point.

Fig. 4 V-R relations and crack pattern after test

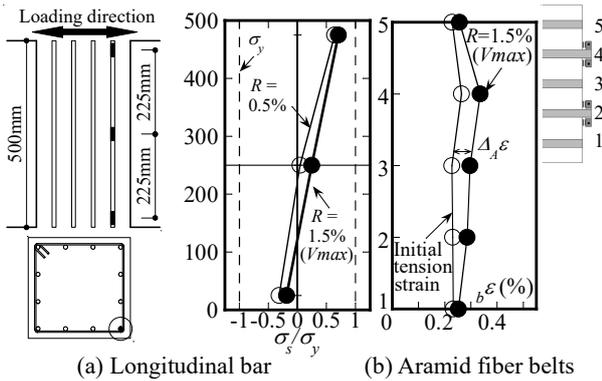


Fig. 5 Stress and strain distribution of bar and fiber belt

を記録した。主筋もほぼ降伏していないことがわかる (Fig. 5 (a))。最大水平耐力は Q_{su} と概ね一致し、また、曲げ強度計算値よりも小さいことから、9Hs はせん断破壊したと考えられる。ベルトひずみ度の初期緊張ひずみ度から増分 $\Delta\epsilon$ は最大で約 710μ であった (Fig. 5 (b))。

3.2 せん断損傷実験結果

代表して柱試験体 9HD3s, 9HD4s の水平荷重 V -部材角 R 関係を Fig. 6 に、最終ひび割れ状況 (ウェブ面)、最大残留ひび割れ幅、損傷レベル³⁾ を Table 3 に示す。Fig. 6 には Q_{mu} ⁴⁾ と Q_{su} ⁵⁾ も示した。損傷レベルの判定³⁾ は、Fig. 6 に示す V - R 関係と、Table 3 のひび割れ状況、最大残留ひび割れ幅から判断できると考えられるが、本研究では外観での判断を優先し、損傷レベル III, IV と判定した。なお、全ての柱試験体で主筋の座屈は観察されていない。

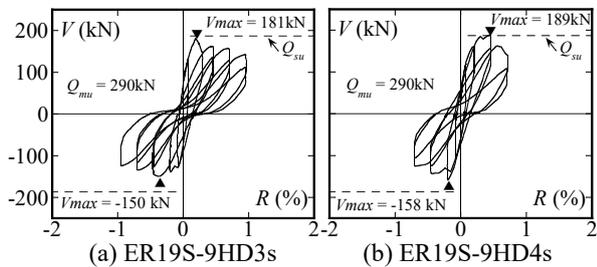


Fig. 6 V-R relations (shear failure test)

Table 3 Crack patterns after shear failure test

	9HD3s	9HD4s	9HD4U
ER series (ER 19S-)			
	III (1.3 mm)	IV (2.4 mm)	IV (2.4 mm)

Notes: III-IV = damage level³⁾, () = residual crack width after shear failure test (depth side).

3.3 能動横拘束損傷 RC 柱の水平加力実験結果

Fig. 7 は、能動横拘束した損傷 RC 柱の水平荷重 V -部材角 R 関係 (灰色はせん断損傷実験の結果) である。Fig. 7 には Q_{mu} ⁴⁾ と Q_{su} ⁵⁾ を示した。Fig. 8 は、降伏強度で除した柱高さ方向における隅主筋の応力度、Fig. 9 は柱高さ

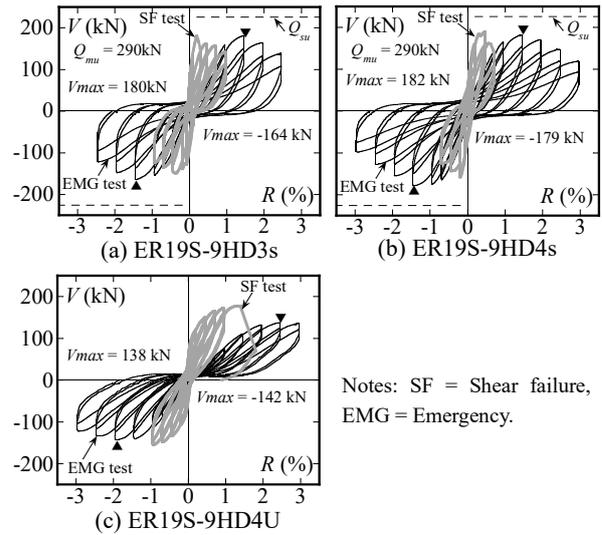


Fig. 7 V-R relations (EMG test)

Notes: SF = Shear failure, EMG = Emergency.

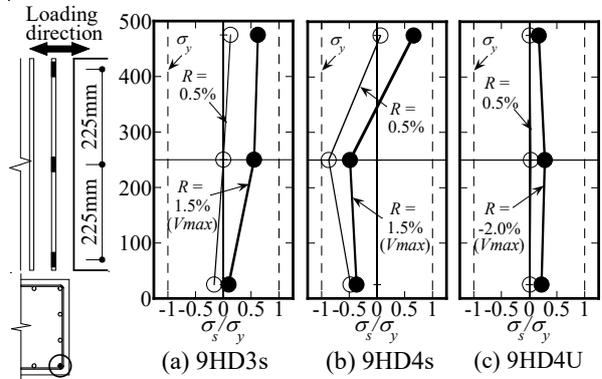


Fig. 8 Stress distribution of longitudinal bars along the column height

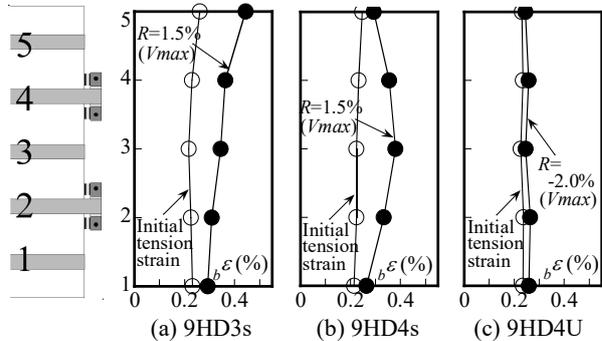
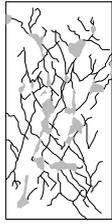


Fig. 9 Distribution of fiber belts strain

方向におけるベルトのひずみ度分布である。Table 4 には実験終了後の最終ひび割れ状況を示す。

Fig. 7 (a) の 9HD3s は $R = 0.75\%$ で新たな斜めひび割れが観察された。 $R = 1.5\%$ で最大水平耐力を記録した後、斜めひび割れの増加などにより耐力は低下したが、1本のベルトひずみ度が 6000μ を超える大きなひずみ度を示したため、 $R = \pm 2.5\%$ を 2 回繰返して実験を終了した。ベルトのひずみ度が大きくなったのは、ベルトとカップラーの間の離形フィルムの設置にズレがあったためだと考えられる。ベルトのひずみ度増分は最大で 1500μ 程度であった (Fig. 9 (a))。Fig. 7 (b) の 9HD4s では、9HD3s 同様、斜めひび割れの増加、せん断損傷実験時の斜めひび

Table 4 Observed cracking patterns after EMG test

	9HD3s	9HD4s	9HD4U
ER series (ER19S-)			

割れの幅などが観察された。R = 1.5%時に最大水平耐力を記録した。Fig. 8 (b) より、9HD4sの主筋の応力度勾配は (a) 9HD3sよりやや大きいと判断される。ベルトのひずみ度増分は最大で1600 μ 程度であった (Fig. 9 (b))。Fig. 7 (a), (b) より、残留ひび割れ幅の小さい (a) 9HD3sの最大水平耐力が、残留ひび割れ幅の大きい (b) 9HD4sより小さいのは、せん断損傷実験時の繰り返し数が多かったためと考えられる (Fig. 6 (a), (b))。また、Fig. 4 (a) と Fig. 7 (a), (b) の比較から、本実験の場合、せん断損傷によってせん断強度が40kN程度低下したことがわかる。Fig. 7 (c) より、主筋の付着を除去した9HD4Uでは主に柱頭・柱脚にひび割れが集中した。新たな斜めひび割れも生じている。Fig. 7 (c) において、V-R関係の原点がやや上方にあるのは、せん断損傷実験時に生じた斜めひび割れが残留しているため、部材角をゼロに戻すのに水平力が必要であったことを示している。また、主筋の付着を除去した Fig. 7 (c) 9HD4Uの最大水平耐力が (a) 9HD3s, (b) 9HD4sより小さいのは、トラス機構のせん断力負担が発生していないためである (Fig. 9 (c))。

4. 実験結果の検証

4.1 トラス機構とアーチ機構

柱試験体のトラス機構は、主筋の付着力、ベルトの引張力、拘束コンクリートの斜め圧縮力で構成されると考える (Fig. 10) ⁶⁾。cot ϕ は、柱試験体主筋の柱頭と中央に添付したひずみゲージ測定値から主筋の引張力の差 (主筋の付着力) ΔT を求め、この ΔT とベルトの引張力から算出する。せん断強度時のベルトの引張力は、柱頭～中央 (Fig. 10の h_g 間)の総和である。Fig. 10の力の三角形からcot ϕ は次式で算出できる。

$$\cot\phi = \Delta T_{AS} / (2h_g A_A A_{\sigma se}) \quad (2)$$

$$A_{\sigma se} = A E_A \epsilon_T \quad (3)$$

$$A \epsilon_T = \epsilon_{pt} + \Delta A \epsilon \quad (4)$$

ここで、 $\Delta T = \Sigma(\Delta T_c + \Delta T_i + \Delta T_m)$ 、 $A_{\sigma se}$ 、 $A E_A$ 、 $\Delta A \epsilon$: せん断強度時のベルトの存在応力度、ひずみ度、ひずみ度増分実験値。トラス機構のせん断力 V_t は次式で求まる。

$$V_t = b \cdot j_t \cot\phi \cdot A_p A_{\sigma se} \quad (5)$$

ここで、 j_t : 外側主筋間距離、 A_p : ベルトの補強比 (= $2 A_a / (b \cdot A_s)$)。

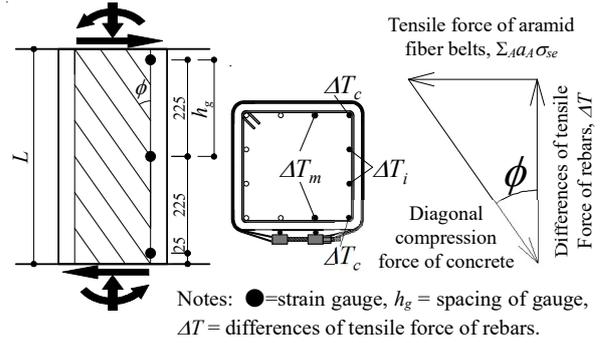


Fig. 10 Force equilibrium of truss mechanism

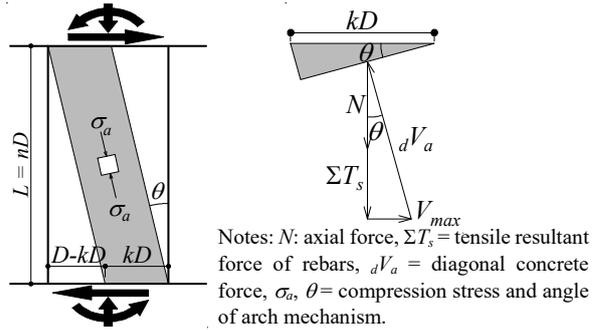


Fig. 11 Force equilibrium of arch mechanism

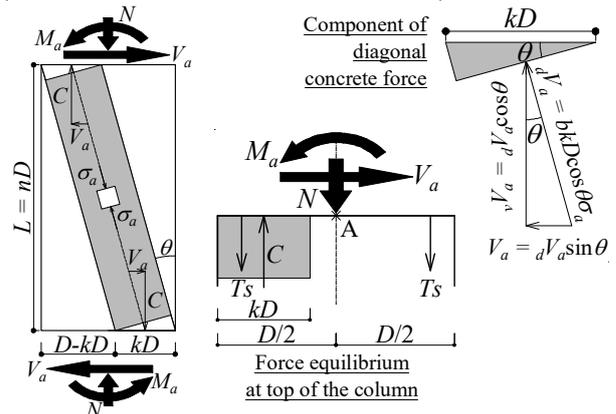


Fig. 12 Details of arch mechanism

Fig. 11は主筋の付着がない柱試験体のアーチ機構の釣合いである²⁾。水平成分は最大水平耐力実験値 (V_{max})、鉛直成分は最大水平耐力時の全主筋の引張力 (ΣT_s) と作用軸力 (N) の和である。主筋の引張力 ΣT_s は柱の変形により材軸より傾くが、その傾きは小さいため、本節の検証では ΣT_s の傾きは修正していない。配筋した12本の主筋のうち、ひずみゲージを添付した10本の主筋ではひずみ度測定値から各主筋の引張力を求め、ひずみゲージを添付しなかった残りの2本の主筋 (中主筋) については、隣接する中主筋の引張力を代用した。主筋の付着がない柱試験体のアーチ機構の角度実験値は次式で求める。

$$\tan\theta = V_{max} / (N + \Sigma T_s) \quad (6)$$

アーチ機構のせいの比 k 実験値は、Fig. 11から得られ

た式 (7) に角度 θ 実験値を代入することで求められる。

$$k = 1 - n \tan \theta \quad (7)$$

ここで、 $n = L/D$ 。Fig. 12 はアーチ機構の詳細である。材軸方向の釣合いは式 (8) であり、また、コンクリートの圧縮合力 C は、コンクリートの斜め圧縮力の鉛直成分のため、式 (9) が成立する。材軸方向の釣合いから求めるアーチ機構のせいの比 k は、式 (10) となる。

$$\Sigma Y = 0: C = N + \Sigma T_s \quad (8)$$

$$N + \Sigma T_s = bkD \cos^2 \theta \cdot \sigma_a \quad (9)$$

$$k = (N + \Sigma T_s) / (bkD \cos^2 \theta \cdot \sigma_a) \quad (10)$$

ここで、 σ_a : アーチ機構の斜め圧縮応力度。Fig. 12 より、せん断力 V_a に釣り合うためには材端に抵抗モーメント M_a を必要とする ($M_a = 0.5C \cdot D(1-k)$)。コンクリートの圧縮合力 C は、式 (8) と式 (9) で表されるため、 M_a は式 (11) のように変形できる。

$$M_a = 0.5bkD^2 \sigma_a \cos^2 \theta (1-k) \quad (11)$$

式 (11) におけるアーチ機構の角度は、Fig. 12 より、式 (12) で求められる。

$$\cos^2 \theta = 1 / \left\{ 1 + \left(\frac{1}{n} \right)^2 (1-k)^2 \right\} \quad (12)$$

式 (12) を式 (11) に代入し、 $dM_a/dk = 0$ を計算すると、 M_a が最大値を取るときの k は次式のようになる。

$$k = 1 + n^2 - n\sqrt{1+n^2} \quad (13)$$

アーチ機構のせん断力 V_a は式 (13) を用いれば次式により計算できる。

$$V_a = bkD \sin \theta \cos \theta \sigma_a \quad (14)$$

$$\sin \theta = \frac{1}{n} (1-k) / \sqrt{1 + \left(\frac{1}{n} \right)^2 (1-k)^2} \quad (15)$$

$$\cos \theta = 1 / \sqrt{1 + \left(\frac{1}{n} \right)^2 (1-k)^2} \quad (16)$$

4.2 せん断損傷実験結果の検証

前節で示したトラス・アーチ機構を、主筋の付着がある柱試験体 (9HD3s, 9HD4s) と主筋の付着がない柱試験体 (9HD4U) のせん断損傷実験 (Fig. 2 (a)) 結果により検証する。Table 5 は、式 (2) ~ 式 (5) で計算した 9HD3s, 9HD4s 柱試験体のトラス機構の検証結果である。式 (3) の A_{ET} は、せん断強度時のベルトのひずみ度実験値を用いた。トラス機構の斜め圧縮応力度 σ_t は次式で求めた。

$$\sigma_t = C_{\text{exp}} / (b j_t \cot \phi \sin \phi) \quad (17)$$

ここで、 C_{exp} : トラス機構の斜め圧縮力実験値 (Fig. 10)。Table 5 より、せん断損傷実験時はベルトを疎に巻いているため (@150mm)、トラス機構の負担せん断力 V_t は非常に小さいことが分かる。

Table 6 は、式 (6), (7), (14) ~ (16) を使用した 9HD4U のアーチ機構の検証結果である。Table 6 より、せん断損

Table 5 Test results of truss mechanism (SF test)

Specimen	$\cot \phi$	ϕ (degree)	V_t (kN)	σ_t (N/mm ²)	V_{max} (kN)	V_t/V_{max}
ER19S-						
9HD3s	2.0	26.6	6.7	2.52	181	0.04
9HD4s	2.0	26.6	11.2	1.74	189	0.06

Notes: ϕ = angle of truss mechanism, V_t = shear force of truss mechanism, σ_t = diagonal concrete stress of truss mechanism.

Table 6 Test result of arch mechanism (SF test)

Specimen	$\tan \theta$	θ (degree)	k_{exp}	$u \sigma_a$ (N/mm ²)	V_a (kN)	V_{max} (kN)
ER19S-						
9HD4U	0.358	19.7	0.28	31.6	178	178

Notes: k_{exp} = test result of ratio of the compressive depth of arch mechanism to the depth of RC column, $u \sigma_a$ = diagonal concrete stress of unbonded specimens, V_a = shear force of arch mechanism.

Table 7 Test results of shear strength (SF test)

Specimen	V_t (kN)	σ_t (N/mm ²)	$b \sigma_a$ (N/mm ²)	V_a (kN)	$\frac{V_a}{V_{\text{max}}}$	$\frac{V_{\text{max}}}{V_t + V_a}$
ER19S-						
9HD3s	6.7	2.52	29.1	164	0.91	1.06
9HD4s	11.2	1.74	29.9	168	0.89	1.05

Notes: $b \sigma_a$ = diagonal concrete stress of arch mechanism of bonded specimens, $\tan \theta = 0.358$, $k_{\text{exp}} = 0.28$.

傷実験時のアーチ機構の角度実験値は 19.7 度、アーチ機構の k 実験値は 0.28 である。式 (7) から得られた k 実験値と、材軸方向の釣合いによる式 (10) を用いてアーチ機構の斜め圧縮応力度 σ_a を求めると、31.6N/mm² となる (σ_B の 1.6 倍)。高い圧縮応力度が発生することになり、これは引き続き今後の課題である。アーチ機構の角度実験値と k 実験値を用いて計算したアーチ機構の負担せん断力 V_a は実験の最大水平耐力に一致する。

Table 7 は、9HD4U から得られたアーチ機構の角度 θ , k を用いて、主筋の付着がある 9HD3s, 9HD4s のせん断強度 ($V_t + V_a$) を検証した結果である。9HD3s, 9HD4s のアーチ機構の斜め圧縮応力度 $b \sigma_a$ は次式で求めた。

$$b \sigma_a = u \sigma_a - \sigma_t \quad (18)$$

ここで、 $b \sigma_a$, $u \sigma_a$: 主筋の付着がある場合、ない場合のアーチ機構の斜め圧縮応力度。Table 6 の $u \sigma_a$ と同様に、Table 7 の $b \sigma_a$ が σ_B の約 1.5 倍となっている点は今後の検討課題である。9HD3s, 9HD4s のアーチ機構の負担せん断力 V_a の V_{max} に占める割合は 91%, 89% である。 $V_{\text{max}} / (V_t + V_a)$ は 1.06 と 1.05 であり、前節で考えたトラス・アーチ機構を用いれば、9HD3s, 9HD4s のせん断損傷実験結果を概ね評価できると考えられる。

4.3 能動横拘束された RC 柱の実験結果の検証

本節では、前節での検討方法を、能動横拘束された無損傷 RC 柱試験体 9Hs (Fig. 4)、および能動横拘束損傷 RC 柱試験体 9HD3s, 9HD4s, 9HD4U (Fig. 7) に適用する。Table 8 は、式 (2) ~ 式 (5) で計算した 9Hs, 9HD3s, 9HD4s のトラス機構の検証結果である。Table 8 より、9Hs の補強量 $A_{\text{PA}} \sigma_{\text{se}}$ (=1.62N/mm²) は、Table 5 に示す

Table 8 Test results of truss mechanism (EMG test)

Specimen	RCW (mm)	cot ϕ	ϕ (degree)	V_t (kN)	σ_t (N/mm ²)	V_{max} (kN)	$\frac{V_t}{V_{max}}$
ER19S-9Hs	-	1.23	39.2	100	3.9	228	0.44
9HD3s	1.3	0.70	55.1	78	3.1	180	0.43
9HD4s	2.35	1.91	27.7	176	6.0	182	0.97

Notes: RCW = residual crack width.

Table 9 Test result of arch mechanism (EMG test)

Specimen	RCW (mm)	tan θ	θ (degree)	k_{exp}	$u\sigma_a$ (N/mm ²)	V_a (kN)	V_{max} (kN)
ER19S-9HD4U	2.4	0.235	13.2	0.53	19.2	142	142

Table 10 Test results of shear strength (EMG test)

Specimen	V_t (kN)	σ_t		V_a (kN)	$\frac{V_a}{V_{max}}$	V_{su} (kN) = V_t+V_a	$\frac{V_{max}}{V_t+V_a}$
		σ_t (N/mm ²)	$b\sigma_a$ (N/mm ²)				
ER19S-9Hs	100	3.9	27.7	156	0.69	256	0.89
9HD3s	78	3.1	16.1	119	0.66	197	0.91
9HD4s	176	6.0	5.6	41	0.23	218	0.84

9HD3s, 9HD4s のせん断損傷実験時の $AP_A\sigma_{se}$ (約 0.1N/mm²) より多いため、これらのせん断損傷実験時に比べてトラス機構の負担せん断力は大きく、 V_{max} に占める割合は 44%である。9HD3s では角度 ϕ が 45 度を超えたため、 V_t は主筋の引張力の差 ΔT で求めた。9HD3s の V_t が 9Hs より小さいのは損傷により主筋の付着が劣化した可能性が考えられる。一方、残留ひび割れ幅の大きい 9HD4s では、9HD3s よりも V_t が大きい。残留ひび割れ幅が大きかった分、ひび割れ閉合の程度が 9HD3s より小さく、その結果、9HD3s よりトラス機構が卓越した可能性が考えられる。

Table 9 は式 (6), (7), (14) ~ (16) 用いた 9HD4U のアーチ機構の検証結果である。9HD4U の k 実験値は 0.53 となった。式 (7) による k 実験値と、材軸方向の釣合いによる式 (10) を用いてアーチ機構の斜め圧縮応力度 $u\sigma_a$ を求めると、19.2N/mm² である (σ_B の 0.97 倍)。アーチ機構の角度実験値と k 実験値によるアーチ機構の負担せん断力 V_a は、実験の最大水平耐力に一致する。

Table 10 は主筋の付着がある 9Hs, 9HD3s, 9HD4s のせん断強度の検証結果である。これらの柱試験体の $b\sigma_a$ を式 (18) で求めるため、無損傷 RC 柱 9Hs の $u\sigma_a$ は **Table 6** に示す 9HD4U の 31.6N/mm² を用いた。9HD3s, 9HD4s の $u\sigma_a$ は、**Table 9** に示す 9HD4U の 19.2N/mm² を用いた。なお、9HD4s はひび割れ閉合の程度が 9HD3s より小さかった可能性があるため、式 (18) の計算においては $u\sigma_a$ にコンクリート圧縮強度有効係数 $\nu (=0.7-\sigma_B/200)$, ここでは $\sigma_B = u\sigma_a$ を乗じた。**Table 10** より、9Hs と 9HD3s のアーチ機構の V_{max} に占める割合は 70%弱であり、一方、9HD4s では 23%である。 $V_{max}/(V_t + V_a)$ は 0.84~0.91 であり、概ね実験結果を説明できたと考えられる。また、9HD3s の $V_{su} (= V_t + V_a)$ は 9HD4s より小さく、この関係は実験結

果 (**Fig. 7**) と整合する。

5. まとめ

本研究では、能動横拘束した損傷 RC 柱のせん断力の伝達を検証するため、主筋の付着の有無と損傷レベルを実験変数としたせん断破壊実験を実施した。得られた結果を以下にまとめる。

(1) せん断破壊したと考えられる、主筋の付着がある能動横拘束損傷 RC 柱試験体において、残留ひび割れ幅の小さい柱試験体の最大水平耐力が、残留ひび割れ幅の大きい柱試験体より小さくなったのは、せん断損傷実験での繰り返し数が多かったためと考えられる。

(2) 主筋の付着を除去した柱試験体の最大水平耐力は主筋の付着がある柱試験体より小さかった。これはトラス機構のせん断力負担が発生していないためである。

(3) トラス・アーチのせん断伝達機構を構築した。このモデルの妥当性をせん断損傷実験結果で確認したうえで能動横拘束損傷 RC 柱へ適用したところ、実験結果を概ね説明することができた。

謝辞

本研究は、JSPS 科研費 (JP16K06579) の助成を受けた。アラミド繊維ベルトは (株) クラッシュドイツキから提供頂いた。実験では淵脇秀晃, 東舟道裕亮 技術職員, 研究室学部学生の尽力を頂いた。

参考文献

- 1) 中田幸造, 山川哲雄, 喜屋武徹, NOORI Mohammad Zahid : 緊張材で能動横拘束された損傷 RC 柱に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 41, No. 2, pp. 1201-1206, 2019
- 2) 中田幸造, 山川哲雄 : 緊張材で能動横拘束された損傷 RC 柱のせん断破壊実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 2, pp. 1261-1266, 2018
- 3) 日本建築防災協会 : 震災建築物の被災度区分判定基準および復旧技術指針, 2016
- 4) 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
- 5) 前田興輝, 山川哲雄, 新城良大, 中田幸造 : 緊張アラミド繊維ベルトで横補強した RC 柱の正負繰り返しせん断実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 28, No. 2, pp. 1147-1152, 2006
- 6) 中田幸造, 黒木正幸, 山川哲雄, 菊池健児 : PC 鋼棒で能動的横拘束を受ける RC 柱のせん断伝達機構, 日本建築学会構造系論文集, 第 82 巻, 第 737 号, pp. 1071-1080, 2017.7