

論文 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

前田 興輝^{*1}・山川 哲雄^{*2}・新城 良大^{*3}・中田 幸造^{*4}

要旨：アラミド繊維ベルトに緊張力を導入して横補強した RC 柱のせん断強度を明らかにするために、曲げ破壊へ移行しがたい粗な間隔で補強を施してせん断破壊実験を行った。この結果、粗な補強であるにも関わらず、せん断強度時にアラミド繊維ベルトのひずみは0.7%に達していないことがわかった。実験より得られたせん断強度時のアラミド繊維ベルトのひずみを AIJ 靱性指針式、修正荒川式に導入することにより、せん断強度を良好に評価することができた。

キーワード：せん断破壊実験，アラミド繊維ベルト，プレストレス

1. 序

山川らにより提案された緊張アラミド繊維ベルト（以下ベルト）を外部横補強材として用いた耐震補強法は、これまでの実験的研究で優れたせん断補強効果が確認されている¹⁾。しかし、そのせん断性状については未だ未解明な点が残っている。これまでの実験の多くは、ベルトにより十分に補強された場合の実験であり、曲げ破壊へ移行させる実験であった。つまり、緊張外部横補強材としてのベルトの能動、受動的横拘束、およびせん断補強効果と、せん断耐力との関係がまだ十分に究明されていない。そこで、本研究ではベルトを粗に補強した上でせん断破壊先行となるように RC 柱試験体を計画し、せん断耐力の確認およびその評価法について検討した。現在山川らは緊張 PC 鋼棒を外部横補強材に用いた RC 柱のせん断実験も行っているが、これと比較するために弾性材として緊張アラミド繊維ベルトを外部横補強材に用いた RC 柱のせん断実験を計画した。

2. 実験概要

本実験で用いた鋼材及びベルトの力学的特性を Table 1 に、試験体一覧を Table 2 に示す。全

試験体の断面寸法は 250 × 250mm の正方形断面である。シリーズ 1 はせん断スパン比 1.5 (h=750mm) で、曲げ強度増大のために主筋を 12-D19($p_g=5.51%$) を使用し、更に割裂防止のために文献 2) で提案されている付着補強筋 (D6-@52.5) を配筋した。シリーズ 2 もせん断スパン比 1.5 (h=750mm) で、主筋は 12-D10 ($p_g=1.36%$) で、高強度鉄筋 ($\sigma_y=825\text{MPa}$) を使用している。シリーズ 3 はせん断スパン比 1.0 (h=500mm) で、主筋の配筋はシリーズ 2 と同様であるが、高強度鉄筋は使用していない。また、シリーズ 2, 3 はシリーズ 1 のような付着補強筋は一切配筋されていない。帯筋は全試験体共通で、3.7φ-@105($p_w=0.08%$) である。なお

Table 1 Mechanical properties of materials

		a (mm ²)	σ_y (MPa)	ϵ_y (%)	E (GPa)
Aramid fiber belt		10.4	1389 ^{*1}	1.52	91.2
Rebar	D10 (1)	71	371	0.20	186.0
	D10 (2)	71	825	0.47	175.0
	D19	287	526	0.28	190.8
Hook (D6)		32	393	0.22	176.1
Hoop	3.7φ (1)	11	559	0.29	205.0
	3.7φ (2)	11	643	0.32	199.2

Note: ^{*1} : fracture strength, σ_y =yield strength, a=cross section area, E=Young's modulus

*1 琉球大学 工学部環境建設工学科 (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 工学部環境建設工学科助手 工修 (正会員)

Table 2 Shear failure column specimens

Series	Specimen	M/(VD)	σ_B (MPa) [N (kN)]	Interval of Aramid (mm)	Initial-tention strain (μ)	Elevation (mm)	Cross section (mm)
1	ER05M-P0	1.5 h=750mm	21.3 [266.3]	130	-	-	
	ER05M-A130Nb				0	@130	
	ER05M-A130Mb				3500		
	ER05M-A130Hb				7000		
2	ER05M-A130N	1.5 h=750mm	25.2 [314.6]	130	0	@130	
	ER05M-A130M				3500		
	ER05M-A130H				7000		
	ER05M-A260M			260	@260		
3	ER04S-A150N	1.0 h=500mm	27.5 [343.8]	150	0	@150	
	ER04S-A150M				3500		
	ER04S-A150H				7000		

Note: M/(VD)=shear span ratio, σ_B =cylinder strength of concrete, [N]=axial force

, p_g , p_w は主筋比, 帯筋比である。

補強に用いたベルトは幅17mmの基準幅のベルトである。なお、ベルトはベルト状に加工されたアラミドシートの端部を100mmラップさせエポキシ樹脂を用いて接着し、リング状に試作した。緊張力はリング状のベルトをコーナアンクルを介して柱に周回させ、輪になったベルトの両端をカプラーで連結し、ナットで締め付けることにより導入した (Fig. 1 参照)。なお、緊張ひずみはベルトの外表面の継手部分及びその対面にひずみゲージを貼付し制御した。

実験内容は、各シリーズ緊張力を変数 (0μ , 3500μ , 7000μ) とした試験体3体に加え、更にシリーズ1は、ベルトで外部横補強を施していない基準試験体を加えた計4体である。また、シリーズ2はベルトの補強間隔を260mmに変えたものを加え、計4体とした。シリーズ3はシリーズ1, 2とベルトの補強間隔が異なり、

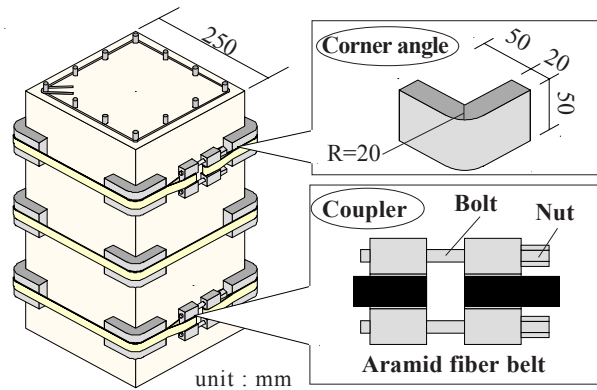


Fig. 1 Details of retrofit by aramid fiber belt

150mm間隔である。載荷方法は、長期軸力比に相当する一定軸圧縮力比0.2のもとで、正負繰り返し水平加力を行った。加力方法は部材角 $R=0.125\%$, 0.25% を各1回、その後 0.5% から 0.5% の増分でシリーズ1は2回ずつ、シリーズ2, 3は3回ずつ繰り返した。

3. 実験結果

実験より得られたスケルトンカーブを Fig. 2

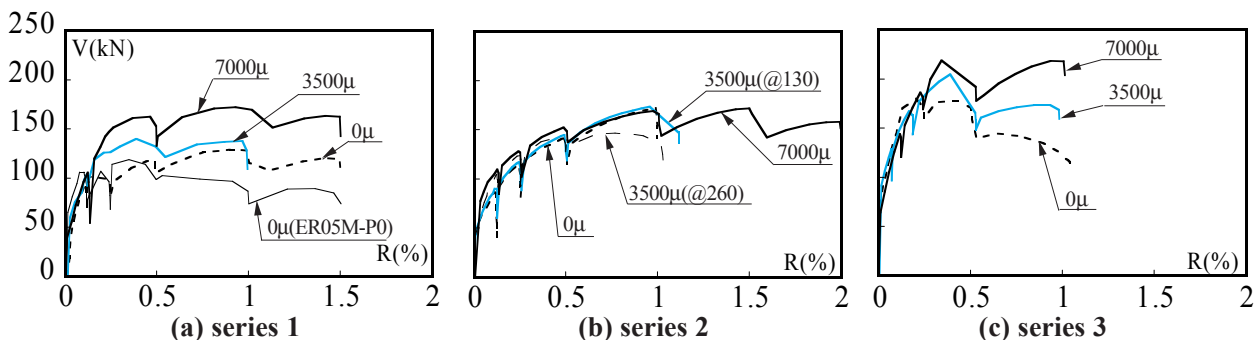


Fig. 2 Skeleton curve by experimental results

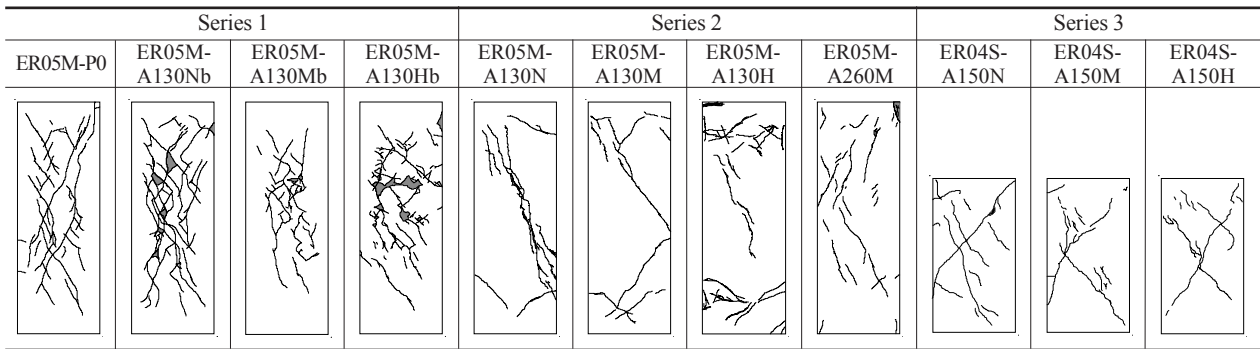


Fig. 3 Observed cracking patterns after cyclic loading test

に、せん断破壊実験終了後の試験体のひび割れ状況を Fig. 3 に、せん断力 V と部材角 R の関係である V - R 曲線を Fig. 4 に、シリーズ別にそれぞれ示す。本論文では、せん断破壊した試験体の最大耐力をせん断強度と定義しているため、その関係上、シリーズ 2 の ER05M-A130H、及びシリーズ 3 の ER04S-A150N、ER04S-A150M は負側で耐力低下をしたため、スケルトンカーブについては負側の結果を示している。また、Fig. 4 のグラフ中の数値はせん断余裕度を示す。グラフを見ると、シリーズ 3 の試験体について最大耐力点で曲線が鋭角に低下しており、比較的耐力低下が明確である。従ってシリーズ 3 はせん断破壊と断定した。シリーズ 2 については、 3500μ ($@130$) は耐力低下が明瞭であり、

0μ ($@130$) と 3500μ ($@260$) についても、部材角 -1% 付近で耐力低下が確認されており、ひび割れ状況もあわせてせん断破壊と判断した。シリーズ 2 の 7000μ は、若干せん断ひび割れが生じているものの、明確な耐力が見られなかった (Figs. 3, 4)。したがって、シリーズ 2 の 7000μ は付着破壊であると思われる。シリーズ 1 については全ての試験体において明瞭な耐力低下が見られなかった。ひび割れ状況から見ても、柱幅面に付着補強筋があるためにせん断ひび割れが柱の両側に抜けにくいようである。さらに、主筋の断面積が D19 と大きいためせん断ひび割れの拡大が抑制され、全体的にせん断ひび割れが分散している。シリーズ 1 の基準試験体の V - R 曲線を見ると、無補強にも関わらず急激

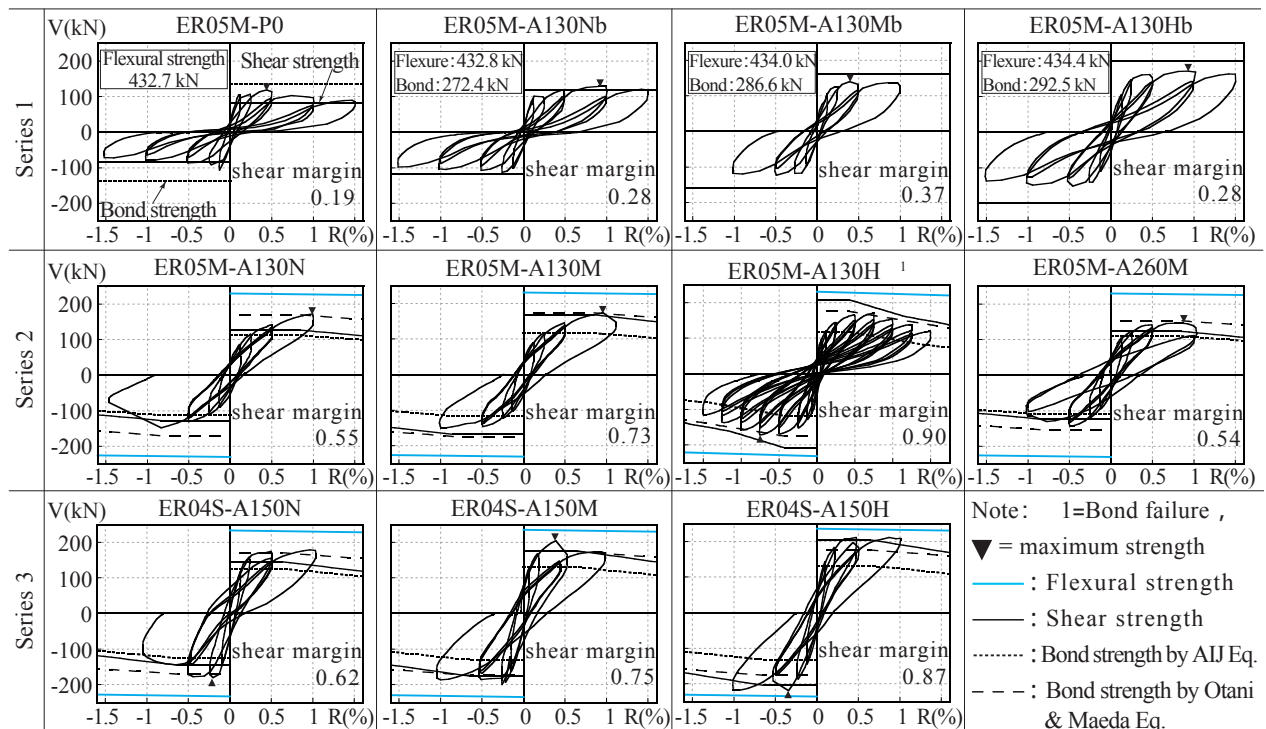


Fig. 4 Measured V - R relationship

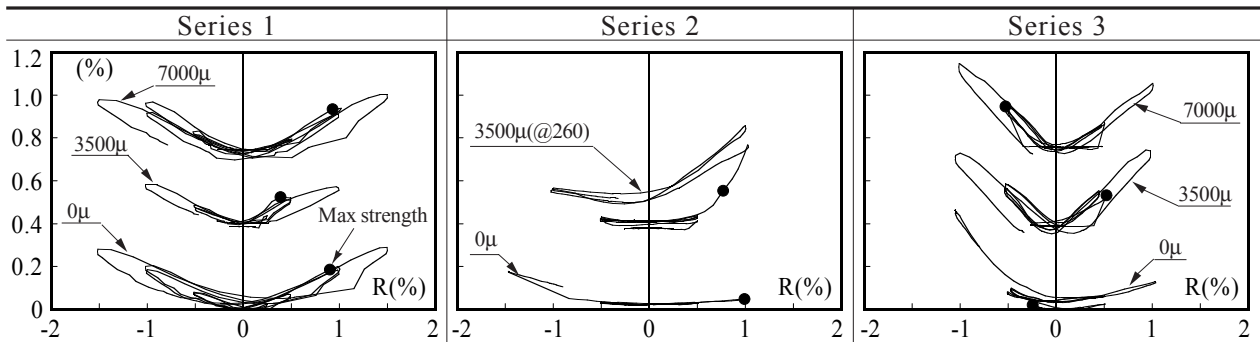


Fig. 5 Measured strain of aramid fiber belt

な耐力低下が起こっていないことがわかる。なお、グラフに表示されている計算値は、全て AIJ 靱性指針式³⁾を用いている(シリーズ2, 3のみ小谷・前田式による付着強度も示している)。付着補強筋は付着強度の上昇のみ考慮し、文献2)により提案されている式により付着強度を算出した。グラフより、計算上せん断破壊先行であり、ひび割れ図を見てもせん断破壊を生じているものと思われる。無補強であるにも関わらず急激な耐力低下が起こっていない理由としては、主筋の断面積が大きいこと、せん断破壊後のだぼ効果による影響が大きいものと思われる。従って、この試験体の破壊形式はせん断破壊と判断した。またシリーズ1のその他の試験体については耐力低下が明確ではないが、Figs. 3, 4, 及び実験時の観察によりせん断破壊と判断した。

シリーズ1, 3の試験体において、初期緊張ひずみを導入すればするほどせん断耐力が大きくなった。アラミド繊維による耐震補強において、柱がせん断破壊時に繊維が破断しないことはよく知られており、文献4)によると有効ひずみを0.7%として計算することが薦められている。通常のアラミド繊維シート巻き補強ではプレストレスは導入されないため、せん断強度時にアラミド繊維の受動的ひずみ増分が0.7%ということになる。せん断破壊したと思われる試験体について、ベルトのひずみと部材角の関係をFig. 5に示す。グラフより、せん断破壊時にベルトの受動的ひずみ増分は0.7%に達していないことがわかる。これは、本補強法ではベルトが柱表面に直接接していないため、コンク

リートのはらみ出し等の影響を受け難いためと考えられる。

また、Fig. 5より耐力低下後もベルトのひずみが増加していることがわかる。主筋の断面積が大きく、だぼ効果によりせん断ひび割れ幅が拡大し難いシリーズ1について、せん断耐力後のひずみ増分が他のシリーズに比べて少ないことから、せん断耐力後のベルトのひずみは主にせん断ひび割れ拡大を抑制するために使われるものと考えられる。アラミド繊維は破断ひずみが高いため、せん断耐力後も大変形まで耐えうる。今回の実験で、ベルトが破断することはなかった。このことから、柱がせん断破壊した後もベルトはひび割れ拡大を抑制し、脆性的な破壊を抑制していることがわかる。

4. せん断強度に関する検討

Fig. 6にせん断強度(最大耐力)時のベルトのひずみと初期緊張ひずみとの関係を示す。なお、Fig. 6の縦軸は初期緊張ひずみを差し引い

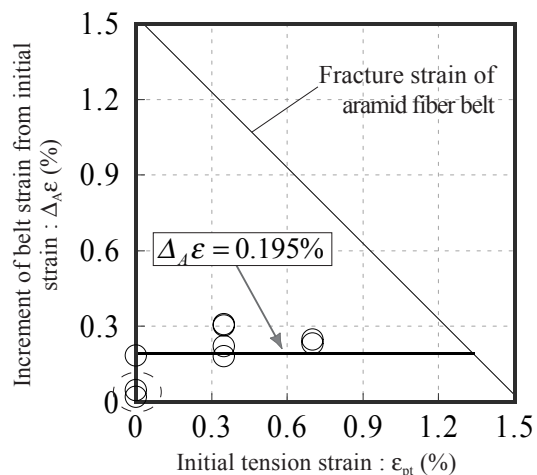


Fig. 6 Increment of belt strain at peak point

た値，即ち受動的ひずみ増分となっている。グラフを見ると，破線で囲んだ2体の試験体以外は，ベルトに導入した緊張ひずみに関係なく受動的ひずみ増分にはあまり差が見られないことが分かる。破線で囲んだ2体（ER05M-A130N，ER04S-A150N）について，ひずみ増分が小さいのは，せん断強度時（最大耐力点）ではせん断ひび割れ幅が小さいからだと思われる（Fig. 5参照）。そこで，せん断強度に寄与するベルトの受動的ひずみ増分 $\Delta_A \varepsilon$ を一定とし，平均値として $\Delta_A \varepsilon = 0.195\%$ を得た。ここで，計算を簡略化するために， 0.195% を 0.2% とした。

$$\Delta_A \varepsilon = 0.2 \times 10^{-2} \quad (1)$$

せん断強度時に存在するベルトのひずみ ${}_A \varepsilon_T$ は式(1)に初期緊張ひずみ ε_{pt} を加えた次式で表される。

$${}_A \varepsilon_T = 0.2 \times 10^{-2} + \varepsilon_{pt} \leq {}_A \varepsilon_u \quad (2)$$

ここで， ${}_A \varepsilon_u$ はベルトの破断ひずみである。よって，せん断強度時のベルトの存在応力度 ${}_A \sigma_e$ は式(3)で与えられる。

$${}_A \sigma_e = {}_A E \cdot {}_A \varepsilon_T \leq {}_A \sigma_u \quad (3)$$

ここで， ${}_A \sigma_u$ はベルトの破断強度， ${}_A E$ はベルトのヤング係数である。

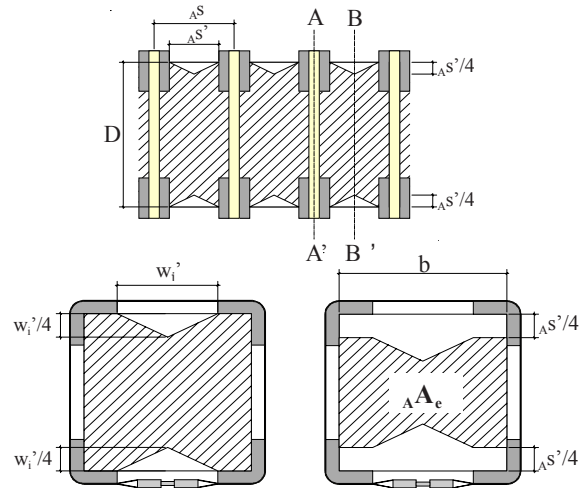
式(3)で与えられるせん断強度時のベルトの存在応力度を用いてせん断耐力の評価を試みる。まず，AIJ靱性指針式のせん断強度式誘導で用いられている応力伝達機構に基づき，ベルトにより補強された場合のせん断強度式を次のように提案し，せん断強度は式(4)～(6)のうち，最小値とする。

$$V_{u1} = \mu(p_{we} \cdot \sigma_{vy} \cdot b_e \cdot j_e + {}_A p \cdot {}_A \sigma_e \cdot b \cdot D) + [v_c \sigma_{cB} - 5(p_{we} \cdot \sigma_{vy} \cdot b_e \cdot j_e + {}_A p \cdot {}_A \sigma_e \cdot b \cdot D) / ({}_A \lambda \cdot b \cdot D)] b \cdot D \cdot \tan \theta / 2 \quad (4)$$

$$V_{u2} = \{ (p_{we} \cdot \sigma_{vy} \cdot b_e \cdot j_e + {}_A p \cdot {}_A \sigma_e \cdot b \cdot D) + {}_A \lambda \cdot b \cdot D \cdot v_c \cdot \sigma_{cB} \} / 3 \quad (5)$$

$$V_{u3} = {}_A \lambda \cdot b \cdot D \cdot v_c \cdot \sigma_{cB} / 2 \quad (6)$$

ここで， ${}_c \sigma_{cB}$ ：ベルトの拘束効果を考慮したコンファインドコンクリート強度（文献5）で提案されている式により算定）， ${}_A p$ ：ベルトによる補



A-A' section B-B' section
Fig. 7 Definition of λ for aramid fiber belt : ${}_A \lambda$

強筋比， ${}_A \lambda$ ：ベルトによるトラス機構の有効係数である。その他の記号については文献4)を参照されたい。

ベルトによるトラス機構の有効係数 ${}_A \lambda$ について，本補強法は柱四隅にコーナーアンクルがあるため，Fig. 7のような拘束領域を考えた。有効拘束領域 ${}_A A_e$ は次式で計算できる。

$${}_A A_e = b \cdot D \left(1 - \frac{{}_A s'}{2D} - \frac{(w_i')^2}{4bD} \right) \quad (7)$$

ここで， ${}_A s'$ ：コーナーアンクル間の隙間， w_i' ：ベルトの有効横支持長さである。よって，ベルトによるトラス機構の有効係数は次式となる。

$${}_A \lambda = 1 - \frac{{}_A s'}{2D} - \frac{(w_i')^2}{4bD} \quad (8)$$

なお，式(4)～(6)の導出において，コンクリートの斜め圧縮力は，帯筋とベルトの両方を考慮する場合，帯筋による斜め圧縮力負担分とベルトによる斜め圧縮負担分を明らかにしてトータルとして斜め圧縮力を考えなければならず，この負担分を明らかにすることは非常に困難である。従って，ここでは帯筋は無視し，ベルトのみで考慮した。故に，式(4)～(6)においてベルトの補強筋比 ${}_A p = 0$ としてもAIJ靱性指針式には戻らず，ベルトが無い場合はコンクリートの項の ${}_A \lambda \cdot b \cdot D$ を $\lambda \cdot b_e \cdot j_e$ に， ${}_c \sigma_{cB}$ を σ_B とそれぞれ置き換える必要がある。

式(4)～(6)で計算したせん断強度と補強量の関係を Fig. 8 に示す。なお、図中のプロットは実験値を示している。グラフより、補強間隔が狭くなるに従ってせん断強度計算値が高くなっていることがわかる。ただし、式(4)

の範囲においては、アーチ機構の $\tan\theta$ がせん断スパン比に左右されるため、@150mm (M/(VD)=1.0) のシリーズが最もせん断強度計算値が大きくなっている。なお、今回の試験体は全て式(4)の範囲で決まっているが、実験結果でもせん断スパン比が小さいシリーズ3のせん断耐力が大きくなっていることがわかる。

Fig. 9 a) に実験値と式(4)～(6)で計算した値との比較を示す。また、同図b)に実験値と荒川 mean 式による計算値との比較を、同図c)に実験値と荒川 min 式による計算値の比較を示す。荒川式は、帯筋の項にベルトの項を累加した式を用いた(式(9)参照)。なお、AIJ 靱性指針式と同様にコンファインドコンクリート強度を用いて計算した。

$$Q_{su} = \left\{ \frac{\alpha \cdot K_u \cdot K_p (17.6 + c \sigma_{cB})}{M/Vd + 0.12} + 0.845 \sqrt{p_w \cdot \sigma_{wy} + A P \cdot A \sigma_e + 0.1 \sigma_0} \right\} b \cdot j \quad (9)$$

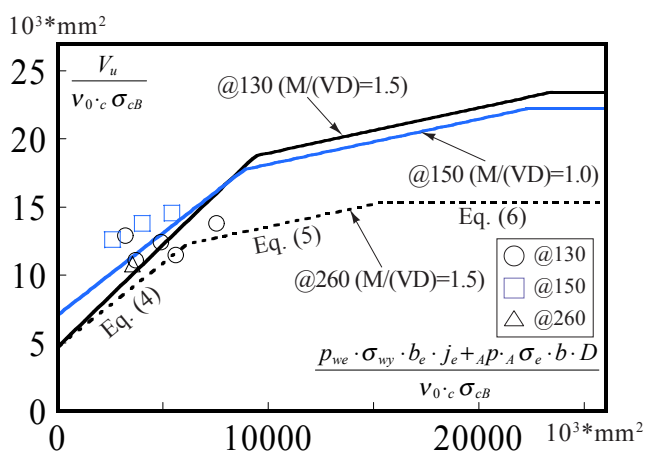


Fig. 8 Relations between shear strength and amount of transverse reinforcement

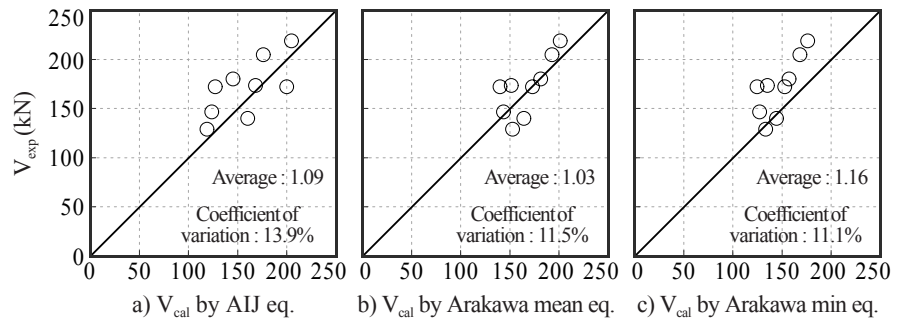


Fig. 9 Comparison of experimental and calculated strength

Fig. 9 より、AIJ 靱性指針式では平均値 1.09、変動係数 13.9%、荒川 mean 式では平均値 1.03、変動係数 11.5%と両式とも良好に評価できている。特に荒川 mean 式はばらつきも抑えられており精度が高い。荒川 min 式では平均値 1.16となっており、安全側に評価できている。

5. 結論

- 1) ベルトは柱がせん断破壊した後も、ひび割れ拡大、及び脆性的な破壊を抑制する。
- 2) 実験より得られたせん断強度時のベルトのひずみを AIJ 靱性指針式、及び荒川式に導入することにより、実験結果を良好に評価することができた。

参考文献

- 1) T. Yamakawa, K. N. Nesheli, H. Sato: Seismic or Emergency of RC Short Columns by Use of Prestressed Aramid Fiber Belts as External Hoop, 日本建築学会構造系論文集, No. 550, pp. 135-141, (2001-12).
- 2) 長友克寛, 佐藤裕一, 松原三郎, 高橋恵子: 非閉鎖型補強筋による付着割裂強度の改善効果に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 27, No. 2, pp. 1135-1140, 2005
- 3) 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, 1999
- 4) 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, 1999
- 5) 中田幸造, 山川哲雄, Md. Nafiur RAHMAN: 外部横補強材に緊張アラミド繊維ベルトを用いたコンクリート柱の中心圧縮実験, 日本建築学会九州支部研究報告, Vol. 45, pp. 393-396, 2006.
- 6) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 1999