連続繊維シートによる RC 部材の付着割裂強度増大効果

第2報 部材実験による付着強度式の検証

BOND SPLITTING STRENGTH OF RC MEMBERS CONFINED WITH FRP SHEETS

—Part 2 Verification of bond strength equation by anti-symmetric loading tests of RC beams—

松野一成*, 角 徹**

Kazunari MATSUNO and Tetsuzo KAKU

Anti-symmetric loading tests of reinforced concrete beams confined with FRP sheets were carried out to verify the bond strength equation that was proposed in the preceding paper. The FRP sheets used were carbon and aramid types, and the main test variable was the amount of FRP sheets ($p_{wr}=0, 0.08, 0.16, 0.24, 0.32\%$).

The observed shear forces at bond splitting failure of the beam specimens were compared with the calculated ones which were drawn from the combination of the bond strength equation and “truss and arch theory”. The bond behavior of the member with 2-layered longitudinal bars was also discussed. Based on the beam tests, it was shown that the proposed equation could evaluate the contribution of the FRP sheet on the bond strength of RC members.

keywords: FRP Sheets, Bond Splitting Strength, 2-Layer Longitudinal Bars, Anti-Symmetric Loading

連続繊維シート, 付着割裂強度, 2段配筋, 逆対称載荷

1. はじめに

本論文は, 第1報付着強度式の提案¹⁾に引き続き, 連続繊維シートによるRC部材の付着割裂強度増大効果を検討するもので, 連続繊維シートによる付着強度算定の提案式の検証を, 逆対称載荷を受けるRCはりの実験結果を用いて行うことを主要な目的としている. 提案式はあくまでも付着割裂破壊時の付着応力度を対象としているため, 付着割裂強度からせん断力を算定し, 部材実験で得られた最大せん断力($Q_{u,exp}$)と比較することにより検証を行うものである.

本実験に用いる試験体には付着割裂破壊に先行しての曲げ破壊を防止し, 十分な曲げ強度を確保するために2段配筋を採用した. 2段配筋の場合, 外側の主筋にのみあばら筋を配することが一般的であるが, 本実験ではより確実に外側主筋位置で付着割裂破壊を生じさせるために, 内側主筋に十分なせん断補強を施した. したがって, 外側主筋と内側主筋の2重にトラスが構成されるとした上で, 付着割裂破壊時のせん断耐力(以下, 付着せん断耐力と称す.)を算出し, 提案式の検証を行った.

2. 逆対称載荷を受ける RC はりの付着試験

2.1 試験体

試験体の一覧表を表1に, 試験体の配筋を図1に, 断面詳細図を

連続繊維シートの貼付要領と併せて図2に示す. なお, 表1中のCは炭素繊維シート, Aはアラミド繊維シートを示す. これは実験結果の表6についても同様である.

表1 試験体一覧表

シリーズ	試験体番号	断面形状(mm)	主筋		横補強筋		連続繊維シート	
			本数・径		本数・径	補強比	種類	補強比(%)
1	B1	200 × 300	外側	4-D19	外側	2-D10 0.2%	—	0
	B2						C	0.08
	B3						C	0.16
	B4						A	0.16
2	B5		内側	2-D19	内側	2-φ9.6 0.8%	C	0.32
	B6						A	0.32
	B7						C	0.32
	B8						—	0

図1 試験体図

* 呉工業高等専門学校建築学科 助手・博士(工学)

** 豊橋技術科学大学建設工学系 教授・工博

Research Assoc., Dept. of Architecture and Structural Engineering, Kure National College of Technology, Dr. Eng.
Prof., Dept. of Architecture and Civil Engineering, Toyohashi Univ. of Tech., Dr. Eng.

図3 せん断耐力の増大率

の計算値の増大率も同図中に示す($\tau_{bu,exp}/\tau_{bu,exp.0}$)。ここで、付着応力度(τ)から付着せん断耐力(Q)に変換する前に、付着応力度(τ)の比率と付着せん断耐力(Q)の比率のみを比較する。

これらを見るとシート補強比に応じて最大せん断耐力が上昇しており、シート補強が部材のせん断耐力の増加に貢献していることが確認できる。しかし、その増大率はシート補強比と直線的な関係にあるとはいえず、シート補強による付着割裂破壊時のせん断力の上昇効果に限界があることが、キャンティレバー型試験体の付着強度の上昇効果⁹⁾と同様に、部材実験においてもいえる。また、実験値はせん断力(Q)であり、計算値は付着応力度(τ)であるという違いはあるが、増大率の上昇傾向には相関があるといえる。

2.4.2 せん断力-部材変形角関係

図4にせん断力-部材変形角関係をシートの種類ごとに示す。B1とB8はどちらも連続繊維シート無補強であり、同一の曲線を描くため、B1試験体の曲線のみ表示している。この曲線を見ると、主筋が曲げ降伏しており、脆性破壊ではないように思えるが、主筋の定着状態がスタブ内において良好で、付着の損失による急激な抜け出しが生じなかったため、最大せん断力後の挙動が図のようになっただけであり、主筋のひずみ計測の結果から、主筋が曲げ降伏していないことは確認されている。B7試験体は試験区間以外での破壊を呈したため、図示していない。

初期剛性は全試験体ともに同一の挙動を示しており、連続繊維シートによる影響はほとんどみられない。これに対し最大せん断力においては、40~90%の耐力上昇がみられる。炭素とアラミドを比較すると、上昇効果は炭素のほうが上回っている。これとは逆に最大耐力後の挙動を比較すると、炭素繊維シートで補強された試験体は極めて脆的な挙動がみられるのに対し、アラミドで補強された試験体は靱性能が向上する結果がみられる。これがアラミド繊維シートの特性といえる。シートの破断は、炭素が一気に破断するのに対し、アラミドの場合は徐々に破断が進行していくという状況であった。また、前節でも述べたが、シート補強量の増加が、最大せん断力を無限に増大させるものではないということが、このせん断力-部材変形角関係からもいえる。

3. 付着せん断耐力

付着割裂強度 τ_{bu} がわかっているものとして、その時の部材のせん断力

(a) 炭素繊維シート

(b) アラミド繊維シート

図4 せん断力-部材変形角関係

断力を求めるにあたっては、トラス・アーチ作用に基づく方法が一般的である³⁾。すなわちこれを付着せん断耐力 Q_{bu} とする。

本実験で用いた試験体は2段配筋であるが、この場合にもトラス・アーチ作用を応用し、付着せん断耐力の算定を試みる。

付着せん断耐力の算定に必要な付着割裂強度 τ_{bu} の値には、以下に示す第1報で提案した付着割裂強度算定式を使用する。

$$\tau_{bu} = \tau_{co} + \tau_{st} + \tau_{wf} \quad (1)$$

$$\tau_{co} = (0.117 \cdot bi + 0.163) \cdot \sqrt{\sigma_b} \quad (2)$$

$$\tau_{st} = \left(9.51 \cdot \frac{p_{st} \cdot b}{N \cdot d_b} \right) \cdot \sqrt{\sigma_b} \quad (3)$$

$$\tau_{wf} = \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{E_{wf}}{E_0} + 0.5 \right) \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{p_{wf}}{0.0035} - 1 \right)^2 \right\} \cdot \sqrt{\sigma_b} \quad (4)$$

但し、 $bi = bsi/b/(N \cdot d_b) - 1.0$ 、 p_{st} : 横補強筋比、 b : 部材幅、 N : 主筋本数、 d_b : 主筋径、 p_{wf} : シート補強比、 E_{wf} : 連続繊維シートの弾性係数(N/mm^2)、 $E_0 = 2.30 \times 10^5 N/mm^2$ とする。この値は実験に使用した炭素繊維シートの弾性係数である。なお、この式の適応範囲は $p_{wf} = 0.35\%$ までであるとともに、下端筋にのみ対応している。

3.1 トラス作用による付着せん断耐力

以下にまず1段配筋の場合を整理する。周知のようにトラス作用

NII-Electronic Library Service

$$Q_a = \tan \theta \cdot (1 - \beta_b) \cdot v_0 \cdot \sigma_B \cdot b \cdot D / 2 \quad (14)$$

$$\tan \theta = \sqrt{\left(\frac{L}{D}\right)^2 + 1} - \frac{L}{D} \quad (15)$$

$$\beta_b = \frac{2}{\sin 2\phi} \cdot \frac{\sum (\tau_{bu} \cdot \phi)}{b \cdot v_0 \cdot \sigma_B} \quad (16)$$

但し、 τ_{bu} : (1)式による付着割裂強度(N/mm²)、内側は(5)式により算出、 ϕ :鉄筋の周長(mm)、 j_e :鉄筋間距離(mm)、 v_0 :コンクリート有効強度係数(=0.7- $\sigma_B/200$)、 σ_B :コンクリート強度(N/mm²)、 b :部材幅(mm)、 D :部材せい(mm)。

なお、アーチ作用による付着せん断耐力算定式中の β_b の算出は、文献(3)に示されている方法、 $\phi=45^\circ$ ($\cot \phi=1.0$)と考えることが一般的である。しかし、本報では(6)式の $\cot \phi$ の値からコンクリート圧縮束の角度 ϕ を算出し、(16)式に代入し、 β_b を算出する方法を用いることとする。これにより、より正確な付着せん断耐力の算定が行えると考えられる。なお、 $\cot \phi$ の値が1.0以下の値は1.0に、2.0以上の値は2.0とした範囲内に限定して使用した。

(13)式のようにせん断設計に基づきアーチ作用による付着せん断耐力を算定する場合は、トラス作用による耐力がせん断限界に達したときのアーチ作用のせん断耐力を計算することになる。つまり、トラス作用では付着割裂破壊時のせん断耐力を算定していることに對し、アーチ作用ではせん断破壊時のせん断耐力を算定するという不合理が生じる。そこで、以下のような低減率 α を定義し、その不合理を解消する。なお、 α は1.0を最大とし、次式の値が1.0を超える場合には $\alpha=1.0$ として用いる。

$$\alpha = \frac{\text{付着耐力時のトラス作用負担せん断力}}{\text{せん断耐力時のトラス作用負担せん断力}} = \frac{\sum (\tau_u \cdot \phi) \cdot j_t}{\sum (p_w \cdot \sigma_{wy}) \cdot b \cdot j_t \cdot \cot \phi} \quad (17)$$

この α をアーチ負担分に乘じ、付着せん断耐力を以下のように定義する。

$$Q_{bu} = Q_t + \alpha \cdot Q_a = Q_{tout} + Q_{tin} + \alpha \cdot Q_a \quad (18)$$

図8に付着せん断耐力の実験値と計算値の比較を示す。図中の黒塗りのデータはシート補強された試験体を、白抜きのものはシート無補強のものを示している。また、比較のために文献(5)～(10)から抽出した実験結果も用いている。(10)式は横補強筋の存在の有無に係

わらずトラス作用による付着せん断耐力を算定する式となっているが、トラス作用は横補強筋によって構成される作用であるため、横補強筋がない場合にトラス作用による付着せん断耐力を算定することには矛盾がある。そこで、図8の領域Aには横補強筋の有無に係わらず機械的に(10)式を用いて部材のせん断耐力を算定した結果を、領域Bには横補強筋がなければトラス作用が生じないものとして、つまり $Q_t=0$ としてせん断耐力を算定した結果を示した。ただし、シート補強されているものはシートがトラスを形成するものとしてトラス分を計算してある。

この図をみると、トラス作用の評価にもよるが、実験値と計算値がほぼ一致している。この結果から判断できるように、第1報で提案した付着割裂強度の算定式から、理論的に算出した付着せん断耐力の実験値との適合性はまずまずである。

また、表7に本実験に用いた試験体のトラス・アーチ作用それぞれの負担割合を示す。部材のせん断力の計算値のほとんどがトラス作用により負担され、アーチ作用は3%程度しか負担していないことがわかる。計算結果からは付着割裂破壊時のせん断力は、トラス作用のみが負担するとい切れるほどその負担割合は大きいものであった。

3.5 靱性保証型耐震設計指針による付着設計¹¹⁾との比較

靱性保証型耐震設計指針に示されている付着割裂破壊時のせん断力の算定式は以下の通りである。

$$Q_{bu} = \sum (\tau_{bu} \cdot \phi) \cdot j_e + \left\{ v \cdot \sigma_B - \frac{2.5 \cdot \sum (\tau_{bu} \cdot \phi)}{\lambda \cdot b_e} \right\} \frac{b \cdot D}{2} \cdot \tan \theta \quad (19)$$

図8 付着せん断耐力の実験値と計算値の比較

表7 トラス・アーチ作用負担比率

試験 体番 号	実験値 $Q_{u\text{ exp}}$ (kN)	計算値								$Q_{u\text{ exp}}$
		Q_{bu} (kN)	トラス作用によるせん断力					アーチ作用によるせん断力		Q_{bu}
			$Q_{t\text{ out}}$ (kN) ($Q_{t\text{ out}}/Q_{bu}$)	$Q_{t\text{ in}}$ (kN) ($Q_{t\text{ in}}/Q_{bu}$)	Q_t (kN) (Q_t/Q_{bu})	α	αQ_a (kN) ($\alpha Q_a/Q_{bu}$)			
B1	167	144.94	116.43 (0.80)	24.13 (0.17)	140.56 (0.97)	0.24	4.38 (0.03)	1.15		
B2	239	191.37	155.30 (0.81)	32.20 (0.17)	187.50 (0.98)	0.25	3.84 (0.02)	1.25		
B3	296	225.79	184.19 (0.82)	38.18 (0.17)	222.37 (0.99)	0.26	3.42 (0.01)	1.31		
B4	257	186.30	151.20 (0.81)	31.34 (0.17)	182.54 (0.98)	0.24	3.76 (0.02)	1.38		
B5	299	234.34	192.05 (0.82)	39.81 (0.17)	231.86 (0.99)	0.28	2.48 (0.01)	1.27		
B6	267	183.67	149.94 (0.82)	31.08 (0.17)	181.02 (0.99)	0.22	2.65 (0.01)	1.45		
B7	308	234.34	192.05 (0.82)	39.81 (0.17)	231.86 (0.99)	0.28	2.48 (0.01)	1.31		
B8	152	130.83	105.57 (0.81)	21.88 (0.17)	127.45 (0.98)	0.22	3.38 (0.02)	1.16

図9 実験値と計算値の比較
(計算値に提案式による付着割裂強度を用いた場合)

$$Q_{bu} = \frac{\lambda \cdot v \cdot \sigma_B \cdot b_e \cdot j_e}{2} \quad (20)$$

$$\sum (\tau_{bu} \cdot \phi) = \tau_{bu} \cdot \phi + \tau_{bu2} \cdot \phi \quad (21)$$

部材のせん断力には両式のうち最小の値を用いる。但し、 b_e : トラス作用に関与する断面の有効幅(mm)、 j_e : トラス作用に関与する断面の有効せい(mm)、 λ : トラス機構有功係数、 τ_{bu} : 外側主筋の付着割裂強度(N/mm²)、 τ_{bu2} : 内側主筋の付着割裂強度(N/mm²)。

(19)式中の τ_{bu} に前章までに示した(1)式から(4)式までの提案式を用いる方法と、靱性保証型耐震設計指針に従う方法の2通りが考えられる。図9には提案式の計算結果を用い指針のせん断耐力算定法により算出した付着せん断耐力の実験値との比較を示す。これに対し、図10には指針の付着割裂強度算定法を用いた計算結果を示すが、指針には連続繊維シート負担分が考慮されたいないため、(4)式の連続繊維シートによる付着割裂強度増分加え、付着せん断耐力を算定した。図9、図10をみると前章までの算定法と算定結果に大きな差はないと思われるが、若干安全側にデータが集中しているようにみえる。この結果から判断すると、第1報での提案式を用いて部材のせん断耐力を算定する場合には、何らかの安全率を乗じることで実設計に適合できそうである。

また靱性設計式では、外側主筋の付着強度と内側主筋の付着強度はそれぞれ別に算定する方式が取られているため、トラス作用の負担せん断力を(21)式のままで付着せん断耐力を算定すると、外側と内側主筋の両者がそれぞれに付着割裂強度に達した時のせん断力を算定していると考えられる。これに対し、著者等の方法では外側主筋が付着割裂強度に達した時の内側主筋の付着応力度を算定した上で、部材の付着せん断耐力を算定しており、この点が最大の特徴である。著者等の方法は外側主筋での付着割裂破壊する場合を中心に述べてきたが、内側主筋で付着割裂破壊する場合においても、内側主筋が付着割裂強度に達した時の外側主筋の付着応力度を算定すれば対応できる。

4. まとめ

逆対称載荷を受けるはり型試験の結果を検討したところ、第1報

図10 実験値と計算値の比較
(計算値に靱性保証型設計指針による付着割裂強度を用いた場合)

で提案した連続繊維シートを用いたRC部材の付着割裂強度の提案式の有用性が、部材レベルにおいても確認できた。

また、付着割裂破壊時の部材のせん断耐力においても、トラス・アーチ理論のトラス作用によるせん断耐力の算定に、2段配筋を考慮した算定法を取り入れることで、きわめて有用性の高い算定法が定義できた。

謝辞

本研究の実施にあたっては、SR-CF工法研究会より連続繊維シート材料および研究助成を賜った。実験に際しては豊橋技術科学大学角研究室の桶谷秀人、熱田已記夫君の献身的な協力を得た。また、データ整理に関しては同研究室山崎敬子さんの献身的な協力を得た。ここに記して深甚の謝意を表する。

参考文献

- 1) 松野一成, 河野進, 角徹三: 連続繊維シートによるRC部材の付着割裂強度増大効果 第1報付着強度式の提案, 日本建築学会構造系論文集, No. 548, pp. 95-100, 2001. 10
- 2) 藤井栄, 森田司郎: 異形鉄筋の付着割裂強度に関する研究, 日本建築学会論文報告集, Vol. 319, pp. 47-55, 1982. 11
- 3) 日本建築学会・構造委員会: 連続繊維補強材のコンクリート構造への応用, 1998年度日本建築学会大会(九州)構造部門(連続繊維)パネルディスカッション資料, pp. 83-91, 1998. 9
- 4) 対比地健一, 川村厚司, 高木仁之, 狩野芳一: 二段配筋における内側主筋位置での付着割裂破壊(その1. 実験概要及び実験結果), 日本建築学会学術講演梗概集(関東) C構造II, pp. 221-222, 1993. 9
- 5) 萩尾浩也, 勝俣英雄, 小島克朗: 炭素繊維ストランドによる既存コンクリート柱の耐震補強(その3 付着割裂破壊の実験的検討), 日本建築学会学術講演梗概集(関東) C-2構造IV, pp. 669-670, 1997. 9
- 6) 勝俣英雄, 小島克朗, 武田寿一: 炭素繊維による既存コンクリート柱の耐震補強に関する研究(その2)一矩形断面柱の補強に関する実験一, 大林組技術研究所報No. 34, pp. 114-118, 1987
- 7) 浅井肇, 佐野智雄, 神野靖夫: メチルメタクリレート(MMA)系樹脂/炭素繊維シートによりせん断補強されたRC柱の構造性能, 日本建築学会学術講演梗概集(関東) C-2構造IV, pp. 693-694, 1997. 9
- 8) 北野敦則, 小林裕和, 余湖兼右, 後藤康明, 城攻: 炭素繊維シートを用いたRC部材のせん断補強・補修効果その1: 実験概要, 破壊性状および荷重変形関係, 日本建築学会学術講演梗概集(関東) C-2構造IV, pp. 683-684, 1997. 9
- 9) 加藤武彦, 林田則光, 辻村知明, 戸田哲雄, 長稔: 炭素繊維シートによる既存RC柱の耐震補強に関する研究(その3)せん断補強実験結果, 日本建築学会学術講演梗概集(近畿) C-2構造IV, pp. 157-158, 1996. 9
- 10) 片岡隆広, 松崎育弘, 福山洋, 橋本一郎: シート状連続繊維によりせん断補強されたRC柱の構造性能に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 2, pp. 1463-1468, 1996
- 11) 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, pp. 175-177, 1997. 7

(2001年9月6日原稿受理, 2002年3月14日採用決定)