

FRP シート曲げ補強 RC 梁の耐荷性状および破壊形式の予測に関する実験的研究

岸 徳光¹・三上 浩²・栗橋祐介³

¹ フェロー会員 工博 室蘭工業大学教授 建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

E-mail: kishi@news3.ce.muroran-it.ac.jp

² フェロー会員 博(工) 三井建設(株) 主席研究員 技術研究所 (〒270-0132 流山市駒木 518-1)

³ 正会員 博(工) 北海道開発土木研究所研究員 材料研究室 (〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)

本研究では、FRP シートを用いた既設 RC 部材の合理的な曲げ補強設計手法の確立を目的として、まず断面形状、主鉄筋比、シート補強量、せん断スパン比、シート材料および載荷形式の異なる FRP シート曲げ補強 RC 梁の静載荷実験結果に基づき、梁の耐荷性状やシートの剥離性状に関する種々の検討を行った。次に、これらの実験結果および既往の実験結果も含め、シート剥離に伴う梁の破壊形式に関する要因分析を行い、破壊形式の予測式を提案した。さらに、これらの実験データを用いて、土木学会において提案されている界面剥離エネルギーに基づいたシート剥離照査法の鉛直荷重が載荷し曲げとせん断が作用する場合の RC 梁への適用性についても検討を行っている。

Key Words : RC beam, FRP sheet, flexural strengthening, sheet debonding failure, peeling action

1. はじめに

近年、平成 8 年版以前の道路橋示方書に基づいて設計・施工された鉄筋コンクリート (RC) 橋脚等に関する耐震性能および耐荷性能の見直しに伴い、鋼板巻き立て工法や RC 巻き立て工法の他、軽量でかつ高引張強度を有する連続繊維シート (以後、FRP シートあるいは単にシート) 接着工法を適用した補強工事が盛んに行なわれている。一方で、FRP シートを用いた合理的な補強設計手法の確立を目的とした研究も諸機関で数多く実施され、平成 12 年には、その研究成果が土木学会より「連続繊維シートを用いたコンクリート構造物の補修補強指針¹⁾」(以後、単に指針) として出版されている。特に、FRP シートを用いて RC 部材を曲げ補強する場合には、シート破断あるいはシート剥離によって部材が終局に至る可能性があることより、これまでシートとコンクリートとの付着性状に着目した実験的・解析的研究が数多く行なわれてきた^{2)~6)}。

FRP シートのコンクリートとの付着性能に関する評価法としては、面内変形問題を対象として 2 つのコンクリート角柱の両側面に FRP シートを接着

し、軸方向鉄筋を介してシートの接着界面に付着力を作用させる試験方法 (以後、二面せん断付着試験法) が多く採用されている。また、指針¹⁾では、FRP シートを RC 梁の引張下縁部に接着した場合の純曲げ問題を対象として、上述の二面せん断付着試験結果から求められる界面剥離エネルギー G_f を用いたシートの剥離照査法が提示されている。

一方、シートのコンクリートからの剥離現象は、シートへの作用力の方向によって異なる。例えば、RC 梁のせん断補強を目的として梁側面にシートを接着する場合には、シートは斜めひび割れの開口に起因して一面せん断的な作用を受け、上述の二面せん断付着試験法と同様の挙動を示して剥離する傾向にあることが明らかになっている^{例えば⁷⁾}。これに対して、曲げ補強を目的として RC 梁の下面にシートを接着する場合、通常鉛直荷重載荷時には断面に曲げモーメントのみならずせん断力も作用するため、特に下縁かぶりコンクリートには曲げひび割れと斜めひび割れが発生することとなり、これらのひび割れによって形成されるコンクリートブロックが作用せん断力によってシートを下方に押し下げ (後述のピーリング作用)、シートは剥離に至ることが明

表-1 試験体一覧

No.	試験体名	断面形状タイプ	断面寸法高さ×幅(mm)	主鉄筋呼び径	主鉄筋比 P_t (%)	純スパン長 l (mm)	載荷点間隔 B (mm)	せん断スパン比 r_s	シート材料	シートの全厚さ×幅(mm)	体積補強割合 p_f (%)	せん断余裕度 α															
1	D-R7.5-0.6-S	D	250 × 150	D13	0.84	3,000	0	7.5	AFRP	0.286 × 80	0.61	1.38															
2	D-R7.5-0.6					3,400	400																				
3	D-R5.5-0.6-S					2,200	0	5.5				CFRP	0.167 × 80	0.36	2.17												
4	D-R5.5-0.6					2,600	400																				
5	D-R5.5-0.6-W					3,000	800	10.0/5.0							CFRP	0.167 × 80	0.36	2.63									
6	D-R5-0.6-E					3,000	0 (偏心)																				
7	D-R7.5-0.4C-S					3,000	0	7.5										CFRP	0.167 × 80	0.36	1.36						
8	D-R7.5-0.4C					3,400	400																				
9	D-R5.5-0.4C-S					2,200	0	5.5													CFRP	0.167 × 80	0.36	2.14			
10	D-R5.5-0.4C					2,600	400																				
11	D-R5.5-0.4C-W					3,000	800	10.0/5.0																CFRP	0.167 × 80	0.36	2.59
12	D-R5-0.4C-E					3,000	0 (偏心)																				
13	T1-R5-2	T	250 × 150 (T形断面) フランジ厚さ × 幅 100 × 300	D13	0.80	2,600	500	5.0	AFRP	0.572* × 130	1.98																2.28
14	T2-R7-2			D16	1.26	3,400		6.9																			2.14
15	T2-R5-1			D16		2,600	500	5.0		0.286 × 130	1.98	2.62															
16	T2-R5-2			D16	2.14																						
17	T3-R5-2			D19	1.82	0.572* × 130	1.98	1.98																			
18	T4-R5-2			D22	2.46	1.82																					

*: シート2層貼付, No.1~4は文献9)より引用

らかになっている^{例えは⁸⁾}。従って、FRPシートを用いたRC構造物の合理的な補強設計法を確立するためには、各補強目的毎にシートの剝離性状あるいはRC構造物の破壊性状を明らかにすることが肝要であるものと判断される。

このような観点より、著者らはこれまで鉛直荷重載荷時におけるRC梁の、合理的なFRPシート曲げ補強設計法を確立することを目的として、十分な接着長さを有することを条件にFRPシート曲げ補強RC梁の静載荷実験を数多く実施し、その耐荷性状やシートの剝離挙動に関する研究⁹⁾を行ってきた。その結果、1) RC梁の破壊形式は、実験結果が断面分割法(詳細は後述)に基づく解析(以後、単に解析もしくは計算)結果の最大荷重および最大荷重時変位よりも小さな状態でシートの剝離を生じ終局に至る場合(以下、剝離破壊型と呼ぶ)と、実験結果が解析結果の最大変位を上回り上縁コンクリートが圧壊した後計算最大荷重と同程度の荷重レベルでシートの剝離を生じ終局に至る場合(以下、曲げ圧壊型と呼ぶ)に分類されることや、2) これらの破壊形式は、せん断スパン長に対する主鉄筋降伏領域長の割合や計算終局曲げモーメントに対する計算降伏曲げモーメントの比を用いて予測可能であるこ

と、などを明らかにしている。しかしながら、これらの実験結果は主にアラミド繊維製FRP(以後、AFRP)シートを用いて補強した矩形RC梁に対する対称2点載荷実験によるものである。従って、より汎用性の高い補強設計法を確立するためには、断面形状、載荷形式、シート材料を変化させた場合に対する曲げ補強RC梁の耐荷性状およびシートの剝離挙動を明らかにすることが必要である。

このような観点より、本論文では、実構造物において多く用いられているT形RC梁を曲げ補強する場合や、土木用途における補強用連続繊維材料としての実績が最も多い炭素繊維製FRP(以後、CFRP)シートを用いる場合に着目して実験を行った。なお、T形RC梁は、上述の他、同一桁高においてコンクリートの圧縮力の負担を増加させた場合における梁の耐荷性状やシートの剝離性状を検討することを目的として製作した試験体である。また、本実験では、これまで実施されてきた対称2点載荷実験に加え、その載荷点間隔が広い場合に着目した実験やスパン中央点(以後、単に中央点)あるいは偏心1点載荷実験を実施し、種々の実験変数に対するRC梁の耐荷性状をシート剝離の観点から検討した。また、過去に実施された著者らや各研究機関の実験

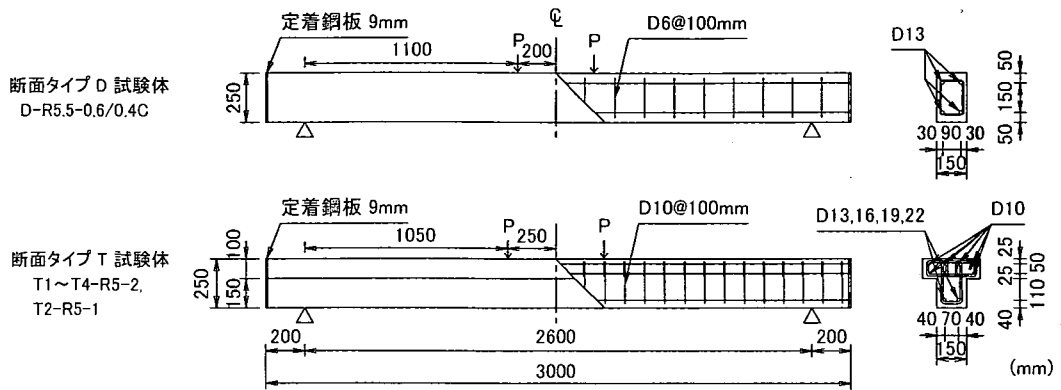


図-1 試験体の形状寸法および配筋状況 ($l = 2.6 \text{ m}$, $B = 40, 50 \text{ cm}$ の対称 2 点載荷の場合)

結果を用いて、計算終局時における前述の主鉄筋降伏領域長のせん断スパン長に対する割合や、計算降伏曲げモーメントの計算終局曲げモーメントに対する割合の他、シート剝離の影響要因として考えられる種々のパラメータを取り上げ、RC 梁の破壊形式との相関性について検討を行い、鉛直荷重載荷時における FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式に関する予測式を提案した。さらに、部材断面に曲げモーメントとせん断力が作用するような鉛直荷重載荷時におけるシートの剝離現象を対象として、上述の全実験結果に対する界面剝離エネルギー G_f を用いたシートの剝離発生照査法の適用性についても検討を行った。

2. 実験概要

(1) 試験体の設計および概要

本実験に用いた試験体は、文献 9) に用いた RC 梁の一部を含む矩形および T 形 RC 梁であり、梁下面には曲げ補強を目的として AFRP シートもしくは CFRP シートを接着している。なお、本研究では、剝離を考慮した FRP シート曲げ補強 RC 梁の耐荷性状の検討を目的としていることより十分な長さの接着長を考慮し、FRP シートを用いた U 字巻付けやアンカーボルトの打込み等による曲げ補強シートの定着処理は行っていない。

表-1 には、断面形状やシート材料および載荷形式の違いによる RC 梁の曲げ耐荷性状を検討するために用いられた試験体の一覧を示している。試験体の変数は、断面形状 (矩形, T 形), 主鉄筋比 p_t (0.80 ~ 2.46 %), せん断スパン比 r_s (5.0 ~ 7.5, ただし、偏心 1 点載荷の場合は左右のせん断スパンに対してそれぞれ $r_s = 10.0, 5.0$), シートの体積補強

割合 p_f (0.61 ~ 1.98 %), 載荷形式 (対称 2 点載荷およびスパン中央点, 偏心 1 点載荷) およびシート材料 (AFRP, CFRP) である。ここで、シートの体積補強割合 p_f は、主鉄筋比 p_t の算定法と同様の考えに基づき、梁の断面積に対するシートの断面積の比として算出している。なお、T 形断面の場合には p_t や p_f を一義的に決定することが困難であることより、本論文では、これらの変数を主鉄筋量およびシート補強量の一指標として取り扱うこととし、フランジ張り出し部の面積 ($2 \times (10 \times 7.5) \text{ cm}^2$) を除いて算定することとした。

各試験体の名称のうち第 1 項目から第 3 項目までは、文献 9) での表記法を踏襲する形で決定している。すなわち、第 1 項目の英文字は、後述の図-1 に示されている断面形状タイプを表している。ここで、断面タイプ T 試験体の場合には主鉄筋比 p_t の小さい順に通し番号を付して分類している。第 2 項目の R に付随する数値は、せん断スパン比 r_s を丸めた値であり、2 捨 3 入、7 捨 8 入で 0.5 きざみで示している。第 3 項目の値は、シートの体積補強割合 p_f の小数点第 2 位を丸めて % 単位で示し、CFRP シート補強の場合のみ末尾に C と付した。一方、第 4 項目の英文字は載荷形式を示している。本実験では、主に載荷点間隔 $B = 40 \sim 50 \text{ cm}$ の対称 2 点載荷を採用しているが、載荷点間隔が広い場合 ($B = 80 \text{ cm}$) や、集中荷重載荷時の耐荷性状を検討するために、中央点載荷、偏心 1 点載荷法も採用している。ここでは、煩雑さを避けるため、 $B = 40 \sim 50 \text{ cm}$ の 2 点載荷の場合には無記号とし、 $B = 80 \text{ cm}$ の場合には W, 中央点載荷、偏心 1 点載荷の場合にはそれぞれ S, E と付すこととした。なお、偏心 1 点載荷時の載荷位置は純スパンの 2 : 1 内分点としている。

試験体の設計は、FRP シート補強によって曲げ

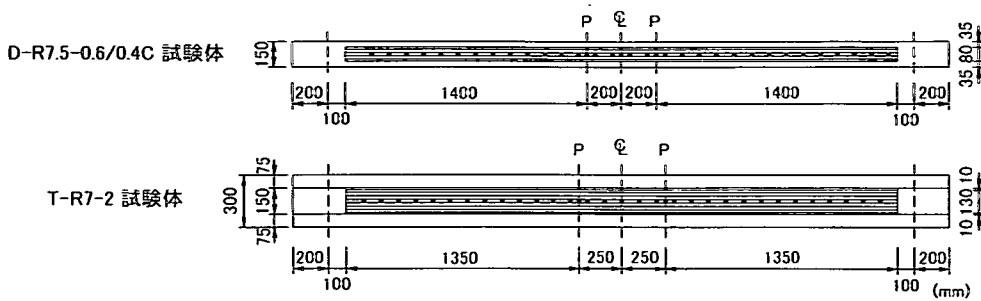


図-2 RC 梁底面における FRP シートの接着状況およびひずみゲージ位置図

耐力がせん断耐力を上回り、せん断破壊先行型になることを避けるため、せん断余裕度 α (=計算せん断耐力/計算曲げ耐力) が 1.0 以上となるように行っている。本実験では、表からも明らかなように $\alpha = 1.36 \sim 2.63$ と設定している。ここで、計算せん断耐力はシートによる補強効果を考慮せず無補強の場合と同様であると仮定し、土木学会コンクリート標準示方書¹⁰⁾ (以後、単に示方書) に基づいて算出した。また、計算曲げ耐力は示方書に準拠してコンクリートおよび鉄筋の応力-ひずみ関係を設定し、また FRP シートが破断ひずみまで線形弾性であるとの仮定に基づいて断面分割法により算出している。その他の断面分割法に関する解析仮定の詳細は、紙面の都合上、文献 9) に譲ることとする。なお、本実験に用いた試験体は、解析上全て上縁コンクリートの圧壊によって終局に至ることを確認している。

図-1 には、試験体の形状寸法および配筋状況の例として、断面形状の異なる各 RC 梁について純スパン長 $l = 2.6$ m, 載荷点間隔 $B = 40, 50$ cm の対称 2 点載荷の場合のみを示している。なお、本実験における純スパン長 l は、表-1 に示すように、設定した載荷点間隔やせん断スパン比に対応して $l = 2.2 \sim 3.4$ m と変化させている。軸方向鉄筋には T 形 RC 梁の上端筋 (D10(SD295)) を除き、D13, D16, D19 もしくは D22 (いずれも SD345) を用いている。また、スターラップに関しては、D 試験体の場合には D6(SD295) を 15 cm 間隔、T 試験体の場合には D10(SD295) を 10 cm 間隔に配筋している。なお、D 試験体のうち、せん断スパン比 $r_s = 7.5$ の場合には、せん断耐力のコンクリート・主鉄筋分担分 V_{cd} が補強後の曲げ耐力よりも十分大きいことより、スターラップを配筋していない。また、いずれの試験体も軸方向鉄筋の定着長を節約するために、梁の両端面に 9 mm 厚の鋼板を設置し軸方向筋を溶接固定している。表-2, 3 には、実験時に行った材料試験より得られたコンクリートおよび鉄筋の力学特性の一覧を示している。

表-2 コンクリートの力学的特性

試験体 No.	材令 (日)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
1 ~ 12	62 ~ 69	23.9	22.0	0.195
13 ~ 18	40	23.9	20.9	0.203

表-3 鉄筋の降伏強度 (単位: MPa)

材質記号	SD295		SD345			
	呼び径					
呼び径	D6	D10	D13	D16	D19	D22
降伏強度	388	392	382	378	380	380

表-4 FRP シートの力学的特性

シート材料	繊維目付量 (g/m^2)	設計厚さ t_f (mm)	弾性係数 E_f (GPa)	引張軸剛性 $E_f \cdot t_f$ (kN/mm)	引張強度 f_f (GPa)	破断ひずみ ϵ_f (%)
AFRP	415	0.286	127	36.3	2.48	1.89
CFRP	300	0.167	230	38.4	4.07	1.77

(2) FRP シートの接着概要

図-2 には、梁底面における FRP シートの接着概要およびひずみゲージの貼付位置の例を D 試験体と T 試験体のうち $l = 3.4$ m の場合について示している。図に示しているように、梁底面には強化方向が 1 方向の AFRP シートもしくは CFRP シートを接着している。なお、AFRP シート補強の場合には、繊維目付量 $415 g/m^2$ 、厚さ 0.286 mm のシートを 1 層もしくは 2 層、CFRP シート補強の場合には繊維目付量 $300 g/m^2$ 、厚さ 0.167 mm のシートを 1 層用いている。表-4 には、本実験に用いた各シートの力学的特性値の一覧を示している。表より、AFRP および CFRP シートの 1 層あたりの引張軸剛性 $E_f \cdot t_f$ (E_f : FRP シートの弾性係数, t_f : シートの設計厚さ) は、それぞれ $E_f \cdot t_f = 36.3, 38.4$ kN/mm であり、ほぼ同程度であることが分かる。

シートの接着範囲は、シートの剝離性状に影響を与えないように十分な長さを考慮することとし、梁中央部から両支点の 100 mm 手前までとした。なお、

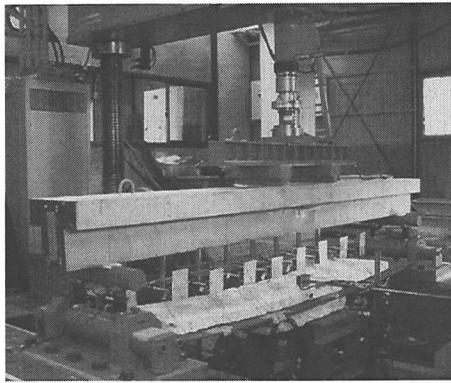


写真-1 実験状況 (T2-R5-2 試験体)

シート上には検長 10 mm の箔ひずみゲージを載荷点直下および梁中央部から両支点側に 100mm 間隔で貼り付けている。

シート接着部のコンクリート表面処理は、1) チッピング処理等による異形化によってシートのコンクリートとの付着性能が向上することや¹¹⁾、2) 過去の著者らの実験条件との整合性を考慮する必要があり、本実験においても全ての RC 梁に対してショットブラスト処理 (処理深さ 1~2 mm) を施し、異形化を図ることとした。

(3) 実験方法および測定項目

実験は、写真-1 に示されているように RC 梁上の所定の位置に鋼製の載荷治具を設置し、油圧式ジャッキ (容量 500 kN) を用いて連続的に荷重を漸増させ実施した。測定項目は、載荷荷重、梁中央部変位 (偏心 1 点載荷の場合は載荷点変位であり、以後これらを単に変位と呼ぶ) および FRP シート各点のひずみであり、それぞれ静荷重測定用ロードセル、非接触式レーザ式変位計および前述の箔ひずみゲージを用いて測定している。各センサーからの出力データは、増幅器内蔵のデジタルメモリレコーダによりサンプリング周波数 10 Hz にて一括収録し各物理量に変換している。

3. 実験結果および考察

ここでは、FRP シート曲げ補強 RC 梁の耐荷性状およびシートの剝離挙動に関する各実験変数の影響に着目し、1) 荷重-変位曲線、2) 各荷重段階における FRP シートの軸方向ひずみ分布性状、について検討を行うこととする。全ての実験は、AFRP シート補強試験体の場合にはシートの剝離、CFRP

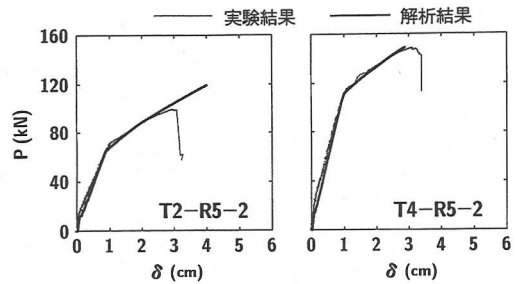


図-3 無次元化前における荷重-変位曲線の例

シート補強試験体の場合にはシート破断により終了している。なお、CFRP シート補強試験体の場合には、計算終局耐力および変位を上回った後にシートの破断が生じ実験を終了している。

(1) 荷重-変位曲線

本節では、主鉄筋比、シートの体積補強割合、せん断スパン比やシート材料、載荷形式を変化させた場合の FRP シート曲げ補強 RC 梁の曲げ耐荷性状に関して、実験および解析結果の荷重-変位曲線を用いて検討を行うこととする。ここで、解析結果は、第 2 章 1 節で示したように、RC 梁の各構成材料に関する応力-ひずみ関係を示方書に準拠して設定し、上縁コンクリートの圧縮ひずみが $3,500 \mu$ に達した時点で圧壊するものと仮定し、断面分割法によって算出したものである。なお、シートとコンクリートは計算終局時まで完全付着状態にあるものと仮定している。また、本研究では、実験および解析結果を各々の主鉄筋降伏時における荷重 P_{ye} 、 P_{yc} および変位 δ_{ye} 、 δ_{yc} で無次元化し整理することとした。これは、シートの補強効果が主鉄筋降伏後に顕著になることより、主鉄筋降伏後のシートの曲げ補強効果を同一の尺度で比較検討するためである。

図-3 には、参考のために T2/T4-R5-2 試験体に関する無次元化前の荷重-変位曲線の実験および解析結果を示している。これら無次元化前と後述の図-4 (a) に示されている無次元化後の同試験体に関する結果を比較すると、最大荷重や最大荷重時変位が異なる場合においても、無次元化することにより主鉄筋降伏後のシートの曲げ補強効果が同一の基準で比較可能であることが分かる。なお、後述の表-6 に示されているように、いずれの試験体においても実測の降伏荷重 P_{ye} 、降伏変位 δ_{ye} が計算値の P_{yc} 、 δ_{yc} を上回っていることを確認している。従って、実験結果の降伏後の荷重および変位は、無次元化することによって解析結果よりも若干過小に評価されている。このことは、解析結果に基づいた補強

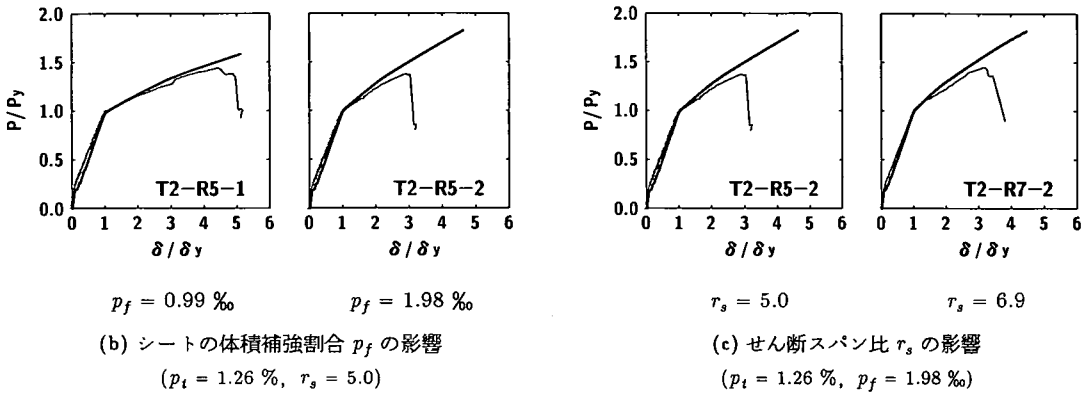
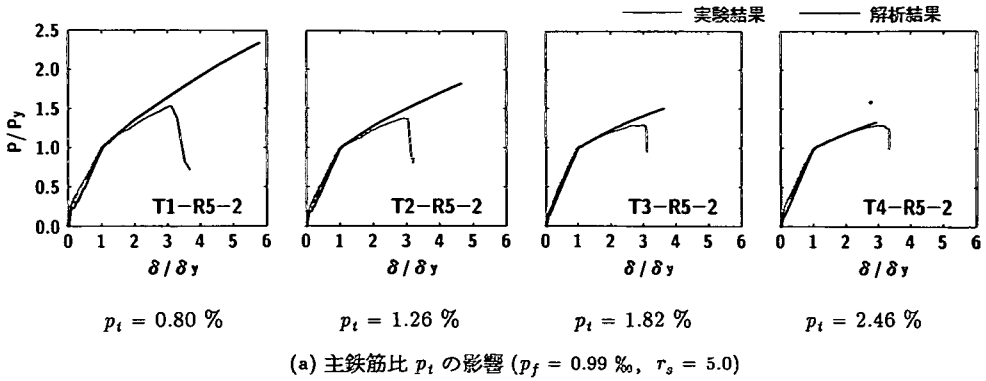


図-4 無次元荷重-変位曲線 (主鉄筋比 p_t , シートの体積補強割合 p_f , セン断スパン比 r_s の影響)

後のRC梁の耐力値が設計的に安全側の値を与えることを意味している。

a) 主鉄筋比, シート補強量およびせん断スパン比の影響

図-4には, T形RC梁を対象とし, T2-R5-2 試験体を基準として, (a) 主鉄筋比 p_t , (b) シートの体積補強割合 p_f , (c) セン断スパン比 r_s を変化した場合の荷重-変位曲線に関する実験結果を解析結果と比較して示している。

図-4(a)には, シートの体積補強割合 p_f およびせん断スパン比 r_s を一定として, 主鉄筋比 p_t のみを変化させた4試験体の結果を示している。図より, 1) 解析結果は p_t が小さいほど無次元最大荷重および無次元最大荷重時変位が大きいくこと, 2) 実験結果は p_t が小さいほど無次元最大荷重が大きくなるものの, 無次元変位 δ/δ_y が 3.0 前後でいずれの試験体もシートが剥離し終局に至っていること, が分かる。なお, p_t の最も大きい T4-R5-2 試験体の場合には, 実験結果が計算終局変位を上回り計算終局耐力と同程度の耐力を示した後終局に至っている。これは, RC 梁が計算終局点到達後にシートが剥離

し終局に至っていることを意味している。これより, T4-R5-2 試験体は曲げ圧壊型の梁に属することが分かる。

一方, T4-R5-2 試験体よりも主鉄筋比 p_t の小さい T1~T3-R5-2 試験体に関する実験結果は, いずれの場合も主鉄筋降伏後の剛性が解析結果よりも小さく, かつ計算終局時の荷重および変位に到達する前に終局に至っていることが分かる。このような傾向は, p_t が小さい場合ほど顕著である。これより, これらの試験体は全て剥離破壊型に属するものと考えられ, シートの体積補強割合 p_f やせん断スパン比 r_s が同一の場合には主鉄筋比 p_t の小さい場合ほど剥離破壊型の傾向が強く現れることが分かる。

図-4(b)には, 主鉄筋比 p_t およびせん断スパン比 r_s が同等でシートの体積補強割合 p_f のみが異なる2試験体の結果を示している。図より, 1) シート補強量に対応して解析結果の無次元最大荷重が大きくなることや, 2) シート補強量の多い場合には, 実験結果の無次元最大荷重および最大荷重時変位が, 解析結果を大きく下回る傾向にあることが分かる。これより, 両試験体とも剥離破壊型であり, かつシ

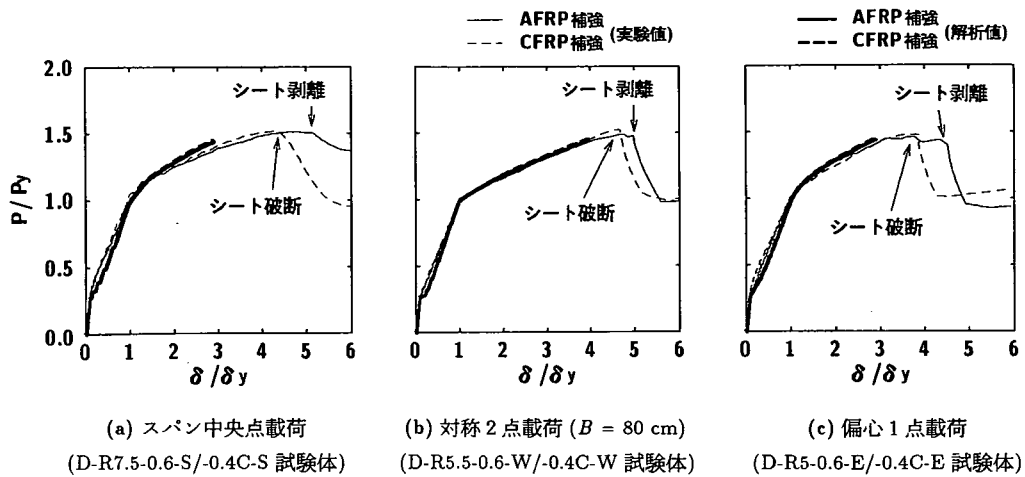


図-5 無次元荷重-変位曲線 (シート材料および載荷形式の影響)

ートの体積補強割合 p_f が大きいほど剝離破壊型の傾向が強く現れることが明らかとなった。

図-4(c)には、主鉄筋比 p_t およびシートの体積補強割合 p_f が同等でせん断スパン比 r_s のみが異なる2試験体の結果を示している。図より、 r_s の大きい T2-R7-2 試験体の場合が T2-R5-2 試験体に比べて実験結果の無次元最大荷重および最大荷重時変位ともに若干大きいことが分かる。しかしながら、 r_s の大きさに拘わらず、両試験体は計算終局時の状態に到達する前に終局に至っており、剝離破壊型の性状を示している。

以上より、本実験に用いた T 試験体において 1) せん断スパン比 r_s が無次元荷重-変位曲線に与える影響は小さいこと、2) シートの体積補強割合 p_f が同等の場合には主鉄筋比 p_t が小さいほど、 p_t が同等の場合には p_f が大きいほど剝離破壊型の傾向が顕著になること、等が明らかとなった。なお、2) の結果は、無次元荷重-変位曲線に関する解析結果と実験結果からも明らかなように、主鉄筋降伏後のシートの曲げ耐力向上効果が大きい場合ほど剝離破壊型になる傾向のあることと対応している。また、上記の結果は既往の矩形 RC 梁を用いた場合の結果⁹⁾と同様である。これより、FRP シートで曲げ補強した RC 梁の耐荷性状は、矩形や T 形の断面形状に依存しないことが明らかとなった。

b) シート材料の影響

図-5には、D 試験体 (主鉄筋比 p_t が全て 0.84%) を対象として、AFRP および CFRP シート補強する場合 (シートの体積補強割合 p_f が AFRP シート補強の場合には 0.61%, CFRP シート補強の場合には 0.36%) に着目し、それぞれ、(a) スパン中央点載荷、(b) 載荷点間隔 $B = 80$ cm の対称2点

載荷、(c) 偏心1点載荷、の矩形 RC 梁に関する実験結果を解析結果と比較して示している。なお、ここでは全て純スパン長 $l = 3.0$ m の場合に限定して整理しており、せん断スパン比 r_s は (a) および (b) の場合でそれぞれ 7.5, 5.5, (c) の場合で 10.0 / 5.0 (左側/右側せん断スパン) となっている。また、シート材料に拘わらずその引張軸剛性 $E_f \cdot t_f$ がほぼ同等であることは、前述のとおりである。

図より、載荷形式に拘わらず、AFRP シートを用いる場合と CFRP シートを用いる場合の解析結果は、極めて類似した性状を示していることが分かる。また、それらに対応した実験結果も無次元変位 δ/δ_y が 4.0 前後までは両者ほぼ同様の性状を示していることが分かる。これは、シートの材料特性値が異なる場合においても、シートの引張軸剛性 $E_f \cdot t_f$ が同等である場合には、類似の無次元荷重-変位曲線を示すことを意味している。また、CFRP シートを用いる場合には、AFRP シートを用いる場合よりも小さな無次元変位値でシートが破断し急激に荷重が低下している。これは、表-4に示されているように、CFRP シートの破断ひずみが AFRP シートに比較して小さいこと等に起因しているものと考えられる。

一方、図-5に示されている実験結果と解析結果を比較すると、シート材料や載荷形式に拘わらず計算終局時まで両者よく対応しており、実験結果は解析結果と同程度かそれ以上の荷重および変位に至った後に、シートの剝離もしくはシート破断により終局に至っていることが分かる。従って、これらの試験体の破壊形式は、シート破断の場合も含め全て曲げ圧壊型に属するものと判断される。また、載荷点間隔が $B = 40$ cm における矩形 RC 梁の場合におい

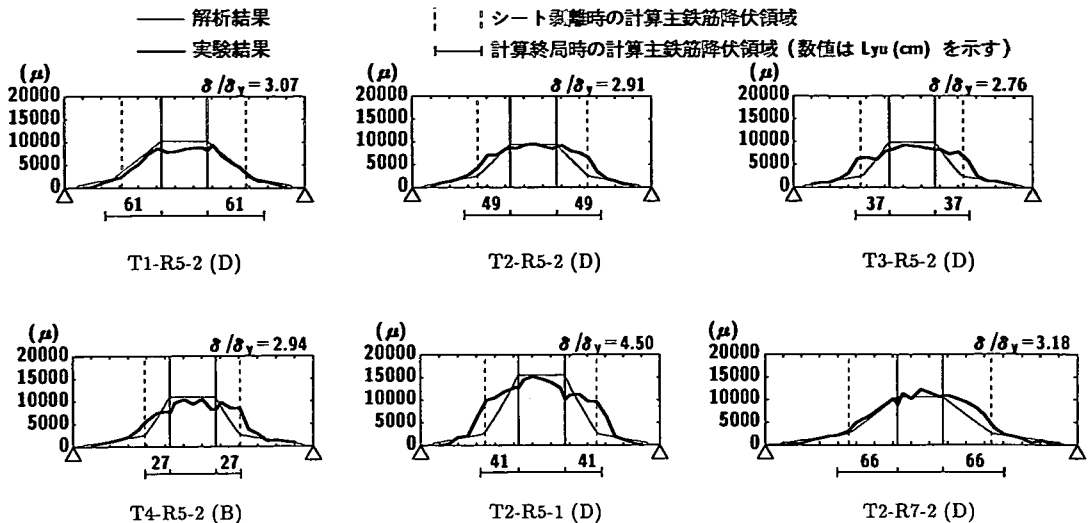


図-6 シート剥離時あるいは計算終局時におけるシートの軸方向ひずみ分布の比較図

(D：剥離破壊型かつシート剥離時における分布，B：曲げ圧壊型かつ計算終局時における分布)

ても、AFRP および CFRP シート補強試験体ともに曲げ圧壊型の性状を示すことを確認している。

以上より、FRP シート曲げ補強 RC 梁の断面形状寸法、主鉄筋比 p_t およびシートの引張軸剛性 $E_f \cdot t_f$ が同等の場合には、荷重形式が異なる場合に対しても梁の破壊形式に及ぼすシートの材料特性の影響は小さいことが明らかになった。

(2) FRP シートの軸方向ひずみ分布性状

ここでは、前節で荷重-変位関係に関する検討を行った RC 梁を対象として、FRP シートの軸方向ひずみ分布の実験結果を解析結果と比較し、各実験変数に対するシートの剥離性状等に関する検討を行う。図-6、7には、実験および解析結果のシート剥離時あるいは計算終局時におけるシートの軸方向ひずみ分布の比較図を示している。なお、各測点における解析結果の軸方向ひずみは、前述の断面分割法に基づいて算出したものである。また、各比較図の下部には、参考のために計算終局時の計算主鉄筋降伏領域および各等せん断力区間におけるその長さを小数点第1位を丸めて cm 単位で示している。

a) FRP シートの剥離性状

図-6には、T 試験体のシート剥離時(最大荷重時)における実験結果のシートの軸方向ひずみ分布を解析結果と比較して示している。なお、曲げ圧壊型である T4-R5-2 試験体の場合には、前節の検討結果からも明らかなように計算終局変位を上回った後にシートの剥離が生じていることより、計算終局変位時の結果を示すこととした。図中、左右の破線

間の領域はシート剥離時の計算主鉄筋降伏領域を示している。なお、本論文では各等せん断力区間における計算終局時の計算主鉄筋降伏領域を L_{yu} 、同区間におけるシート剥離時の計算主鉄筋降伏領域を L_{yd} と呼ぶこととする。

図-4の無次元荷重-変位曲線を参照のもと、ひずみ分布図を概観すると、せん断スパン比 r_s が同等の場合には、計算終局時における各等せん断力区間の主鉄筋降伏領域 L_{yu} は、主鉄筋比 p_t が小さく剥離破壊型の傾向の強い RC 梁ほど大きく示されている。また、剥離破壊型の場合はいずれの梁もシート剥離時の計算主鉄筋降伏領域 L_{yd} (荷重点から破線までの長さ) が L_{yu} (図の下部に示した計算終局時における主鉄筋降伏領域) に到達する前にシートが剥離して終局に至っていることが分かる。これに対して、曲げ圧壊型の T4-R5-2 試験体の場合には、 L_{yd} と L_{yu} が同程度の値を示しており、計算終局時近傍でシートが剥離して終局に至っていることが分かる。

シートのひずみ分布を詳細に見ると、T1-R5-2 試験体を除いた全ての試験体に関する等曲げ区間の実験結果は、解析結果と比較的良好に対応していることが分かる。一方、等せん断力区間における全ての試験体に関する解析結果は、等曲げ区間から主鉄筋降伏領域 L_{yd} の最外点における主鉄筋降伏ひずみ値近傍まで線形に減少し、その後さらに支点における零ひずみ値まで線形に減少している。これに対して、実験結果は、T1-R5-2 試験体を除き全ての試験体が片側あるいは両側等せん断力区間の計算主鉄筋降伏

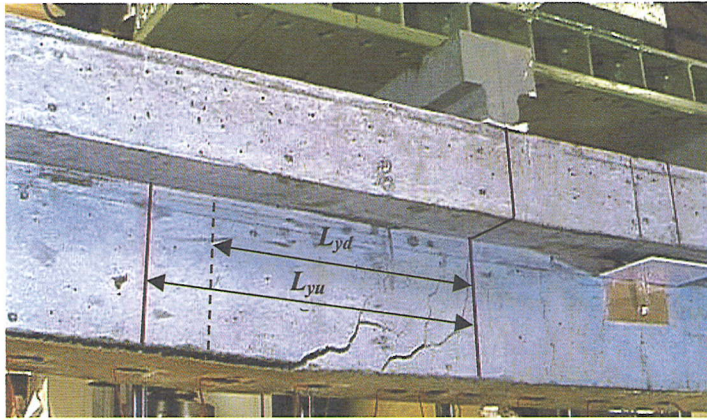


写真-2 ピーリング作用によるシート剝離開始直後の状況 (T3-R5-2 試験体)

領域において等曲げ区間のひずみ値に近い状態ではほぼ様な分布性状を示し、その後急激に減少して解析結果の分布にすりついている。

これらの結果は、写真-2に示されているシートの剝離開始直後の状況写真を参考にして、次のように考察される。すなわち、1) 等曲げ区間では、曲げひび割れが発生しているものの、その部分ではシート剝離が進展している傾向が示されていない、2) せん断力区間の主鉄筋降伏領域 L_{yd} 内では、解析結果のひずみ分布が載荷点位置から線形に減少しているのに対して、実験結果のそれが部分的にほぼ様な分布を示していることは、その領域のシートが剝離してひずみが均等化されていることを意味している、3) シートの剝離は、 L_{yd} 内に形成された曲げおよび斜めひび割れに起因して下縁かぶり部に形成されるコンクリートブロックが作用せん断力下でシートを下方に押し下げるピーリング作用によって生じたものと推察される、である。

これより、計算終局時の計算主鉄筋降伏領域 L_{yd} が大きい場合には、その部分の梁の曲率変化も大きく下縁かぶり部にコンクリートブロックが形成され易いことを意味しており、計算最大耐力到達前にシートが剝離する傾向にあることが推察される。なお、せん断スパン比が他試験体よりも大きい T2-R7-2 試験体の場合 ($r_s = 6.9$) には、主鉄筋比 p_t およびシートの体積補強割合 p_f が同等でせん断スパン比 $r_s = 5.0$ である T2-R5-2 試験体に比較して L_{yu} が大きく示されている。しかしながら、いずれの試験体も剝離破壊型の傾向を示している。いま、 L_{yu} のせん断スパン長 a に対する比 L_{yu}/a を取ると、T2-R7-2、T2-R5-2 試験体ともに 0.46 となっていることより、後述のようにシートの剝離特性は、 L_{yu}/a

にも強く影響されることが推察される。

以上より、1) せん断スパン比 r_s が同等で、計算終局時における等せん断力区間の主鉄筋降伏領域 L_{yd} が大きい場合には、曲げ圧壊型よりも剝離破壊型の傾向を示すこと、2) シートの剝離は、曲げひび割れと斜めひび割れの発生によって下縁かぶり部に形成されるコンクリートブロックがせん断力の作用下でシートを下方に押し出すピーリング作用によって開始されること、3) そのコンクリートブロックはシート剝離開始時の主鉄筋降伏領域 L_{yd} 内に形成されること、が明らかとなった。ここでは T 形 RC 梁を曲げ補強する場合に着目して検討を行っているが、矩形 RC 梁の場合にも同様の性状を示すことを実験により確認している⁹⁾。これより、RC 構造部材として多く用いられる矩形梁や、T 形梁を FRP シートで曲げ補強する場合には、その断面形状に拘わらずシートは同様の剝離性状を示すものと推察される。

b) シート材料の影響

図-7には、D 試験体のうち前述の図-5で検討した RC 梁に着目し、計算終局変位時における実験結果のひずみ分布を解析結果と比較して示している。図中、CFRP シート補強試験体の対称 2 点載荷 (D-R5.5-0.4C-W 試験体) の場合には、シートの破断ひずみよりも大きい 20,000 μ (実測値は 50,000 μ 以上) のひずみが 3ヶ所において示されている。これは、コンクリートのひび割れ発生の影響によって、シートが局所的に破断したことによるものであることを確認している。

また、偏心 1 点載荷試験体に関する実験結果を見ると、シート材料に拘わらずせん断スパン比 r_s の小さい右側等せん断力区間において、計算終局時の

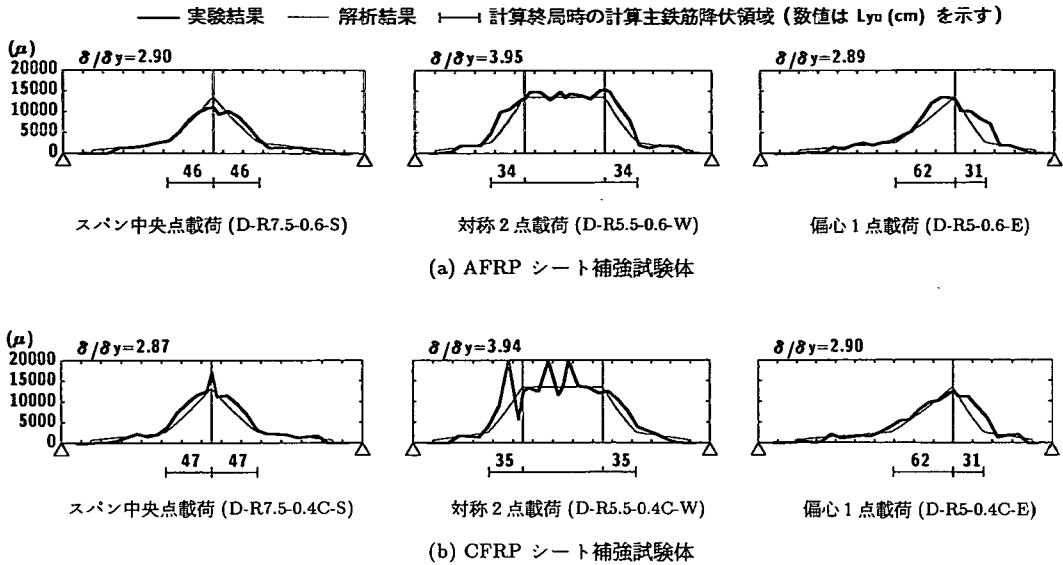


図-7 計算終局時におけるシートの軸方向ひずみ分布の比較図 (シート材料の影響)

計算主鉄筋降伏領域 L_{yu} よりも広い範囲に 5,000 μ 以上の実測ひずみが分布している。これは、右側等せん断力区間の下縁かぶり部に形成されたコンクリートブロックが左側等せん断力区間よりも大きなせん断力の作用のもとにシートを下方に押し出すためと推察される。しかしながら、スパン中央点荷の場合も含めた荷形式の異なるいずれの RC 梁においても、実験結果はシートとコンクリートとの完全付着を仮定した解析結果と大略類似の分布性状を示していることより、計算終局時においてもシートの付着は概ね保持されているものと推察される。これは、図-5 に示されているように、いずれの試験体も計算終局時まで著しいシートの剥離を生じない曲げ圧壊型の RC 梁であるためと考えられる。

以上より、断面形状寸法および主鉄筋比 p_t が等しい RC 梁に接着した FRP シートの引張軸剛性 $E_t \cdot t_f$ が同程度の場合には、シートのひずみ分布性状に与えるシート材料特性値の影響は小さいことが明らかになった。

4. FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式の予測

第3章では、実務においてよく用いられる T 形 RC 梁を曲げ補強する場合や補強材として CFRP シートを用いる場合に着目して、種々の荷形式の下、主鉄筋比 p_t 、シートの体積補強割合 p_f およびせん断スパン比 r_s を変化させた実験を行い、シ-

ートの剥離性状や梁の耐荷性状に及ぼすこれらの実験パラメータの影響を検討した。その結果、これらの試験体は、既往の AFRP シート曲げ補強矩形 RC 梁の場合と同様の性状を示すことが明らかになった。本章では、これらの実験結果を踏まえてシート剥離の影響要因に着目した検討を行い、断面形状、シート材料および荷形式等が異なる場合に対しても適用可能な FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式に関する予測式を確立するために、第2章の表-1 に示されている 18 体の他、著者らが過去に実施した 20 体⁹⁾ および諸研究機関で実施された 13 体^{12)~17)} を含めた全 51 ケースに関する実験結果を用いて総合的に検討を行うこととする。なお、ここで引用した実験結果は、曲げ補強後のせん断余裕度 α が 1.0 以上でかつシートの剥離により終局に至っている結果のみに限定している。表-5 には、これらの実験ケースの一覧を示している。なお、各試験体に関するコンクリート、鉄筋および FRP シートの材料特性値は紙面の都合により省略した。また、破壊形式の判定は、解析により各試験体の無次元荷重-変位曲線を算出し、この曲線を基本にして実験結果の無次元最大荷重 P_u/P_y およびその時の変位 δ_u/δ_y が共に解析値を下回っている場合を剥離破壊型、解析値と同程度もしくはそれ以上の場合を曲げ圧壊型として行っている。

(1) シート剥離に関する影響要因の抽出

第3章の実験結果より、FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式に及ぼすせん断スパン比 r_s 、シートの

表-5 シートの剝離性状の検討に用いた他文献の実験ケース一覧

No.	文献 No.	試験体名	断面寸法 高さ×幅 (mm)	主鉄筋 本数と 呼び径	主鉄筋比 p_i (%)	純スパン長 l (mm)	載荷点間隔 B (mm)	せん断 スパン比 τ_s	シート 材料	シートの 厚さ×幅 (mm)	体積補強 割合 p_f (%)	せん断 余裕度 α		
19	9)	A1-R7-1	250 × 150	2-D13	0.80	3,400	500	6.9	AFRP	0.286 × 130	0.99	5.44		
20		A1-R5-1				2,600		5.0				3.94		
21		A1-R3-1				1,800		3.1				2.44		
22		A2-R7-1				3,400		6.9				4.59		
23		A2-R6-1				3,000		6.0				3.96		
24		A2-R5-1				2,600		5.0				2.32		
25		A2-R4-1				2,200		4.0				2.69		
26		A2-R3-1				1,800		3.1				2.06		
27		A2-R7-2				3,400		6.9				3.53		
28		A2-R6-2				3,000		6.0				3.04		
29		A2-R5-2	2,600	5.0	2.56									
30		A2-R4-2	2,200	4.0	2.07									
31		A2-R3-2	1,800	3.1	1.88									
32		A3-R7-1	2-D19	1.82	3,400	6.9	3.78							
33		A3-R5-1			2,600	5.0	2.58							
34		A3-R3-1			1,800	3.1	1.60							
35		B-R7.5-1.4			180 × 150	2-D16	1.89	7.5	0.286 × 130	1.38	3.97			
36		B-R7.5-2.8	2,600	5.72 × 130				2.75	3.34					
37		C-R3-0.6	400 × 150	0.74	2,600	2.9	0.286 × 130	0.62	2.65					
38		C-R3-1.2				5.72* × 130	1.24	2.06						
39	12)	200Bcp	150 × 150	2-D10	0.79	1,200	400	3.33	AFRP	0.138 × 150	0.92	3.39		
40	13)	SP2	250 × 200	3-D13	0.86	2,000	500	2.68	CFRP	0.111 × 200	0.44	1.91		
41	14)	No.2	260 × 160	2-D13	0.72	2,000	0	4.44	CFRP	0.167 × 140	0.56	1.87		
42		No.3					400	3.56				1.50		
43		No.4					600	3.11				1.31		
44		No.5					900	2.44				1.02		
45		No.6					0	4.44				0.334* × 140	1.12	1.25
46		No.7					0	4.44				0.501** × 140	1.69	1.06
47	15)	No.2	200 × 150	2-D16	1.76	1,800	600	4.00	CFRP	0.334* × 130	1.45	4.14		
48		No.3								0.330* × 130	1.43	2.95		
49	16)	CF-1-0	260 × 160	2-D13	0.72	2,000	400	3.55	CFRP	0.167 × 160	0.64	1.41		
50		CF-2-0								0.334* × 160	1.28	1.03		
51	17)	N1	260 × 160	2-D13	0.72	2,000	0	4.44	CFRP	0.167 × 140	0.56	1.74		

*: シート2層貼付, **: シート3層貼付

材料特性および載荷形式の影響は比較的小さく、主鉄筋比 p_i 、シートの体積補強割合 p_f および計算終局時の主鉄筋降伏領域 L_{yu} の影響が大きいことが明らかとなっている。従って、本研究ではシート剝離に影響を与える要因として、1) シート補強による梁の曲げ剛性の増分、2) 計算終局時における FRP シートの発生引張力、および 3) 計算終局時における等せん断力区間の主鉄筋降伏領域 L_{yu} に着目して検討を行った。

本研究では、シート剝離の要因として設定した上記項目を無次元量で評価するため、1) の場合には曲げ補強後の梁の曲げ剛性に対するその増分比 R_{bs} 、2) の場合には計算終局時における主鉄筋とシートに作用する総引張力に対するシートの分担引張力比 R_{rf} 、3) の場合には計算終局時の主鉄筋降伏領域 L_{yu} を梁の有効高さ d で除した L_{yu}/d に着目して検討を行うこととした。この中で、3) は著者らによる既往の研究⁹⁾を参考にしたものである。

表-6 実験および解析結果の一覧 (D: 気難破壊型, B: 曲げ圧壊型)

No.	P_y		δ_y		P_u/P_y		δ_u/δ_y		R_b	R_f	L_{yu}/d	破壊形式
	実験値 P_{yr} (kN)	計算値 P_{yc} (kN)	実験値 δ_{yr} (cm)	計算値 δ_{yc} (cm)	実験値 P_{ur}/P_{yr}	計算値 P_{uc}/P_{yc}	実験値 δ_{ur}/δ_{yr}	計算値 δ_{uc}/δ_{yc}				
1	26.4	23.4	1.05	1.00	1.51	1.44	4.75	2.90	0.010	0.294	2.300	B
2	23.5	23.4	1.52	1.45	1.41	1.44	4.06	3.50	0.010	0.294	2.300	B
3	38.0	32.0	0.63	0.54	1.47	1.44	4.66	2.90	0.010	0.294	1.650	B
4	34.2	32.0	0.92	0.87	1.52	1.44	4.77	3.65	0.010	0.294	1.650	B
5	34.8	32.0	1.36	1.28	1.48	1.44	4.70	3.95	0.010	0.294	1.650	B
6	30.1	26.4	1.10	0.88	1.46	1.44	3.72	2.89	0.010	0.294	1.500	B
7	27.0	23.6	1.12	1.00	1.52	1.46	4.36	2.87	0.011	0.305	2.300	B
8	23.0	23.6	1.45	1.44	1.47	1.46	4.54	3.53	0.011	0.305	2.300	B
9	38.6	32.2	0.62	0.55	1.48	1.46	5.63	2.87	0.011	0.305	1.650	B
10	34.7	32.2	0.94	0.88	1.44	1.46	4.50	3.61	0.011	0.305	1.650	B
11	34.6	32.2	1.31	1.28	1.52	1.46	4.66	3.94	0.011	0.305	1.650	B
12	30.0	26.6	1.00	0.89	1.47	1.45	3.66	2.90	0.011	0.305	1.550	B
13	49.5	46.7	0.85	0.80	1.53	2.35	3.07	5.77	0.030	0.633	2.905	D
14	51.3	47.4	1.55	1.42	1.45	1.83	3.18	4.46	0.028	0.480	3.143	D
15	66.5	61.7	0.97	0.86	1.44	1.59	4.46	5.12	0.014	0.360	1.952	D
16	72.3	65.5	1.01	0.86	1.38	1.83	2.91	4.63	0.028	0.480	2.333	D
17	95.3	89.0	1.12	0.94	1.29	1.51	3.04	3.62	0.025	0.358	1.762	D
18	114.5	111.5	1.02	0.98	1.30	1.34	3.01	2.92	0.022	0.261	1.286	B
19	29.6	28.0	1.73	1.43	1.59	1.67	4.34	4.29	0.016	0.425	2.714	D
20	43.7	39.2	1.02	0.82	1.50	1.65	4.64	4.70	0.016	0.425	1.952	D
21	69.0	63.0	0.61	0.45	1.51	1.66	4.80	4.53	0.016	0.425	1.190	D
22	46.3	40.9	1.75	1.51	1.41	1.40	4.85	3.44	0.014	0.296	2.000	B
23	54.3	47.6	1.33	1.20	1.35	1.40	5.20	3.48	0.014	0.296	1.667	B
24	64.3	56.8	1.15	0.90	1.37	1.39	4.63	3.62	0.014	0.296	1.429	B
25	83.0	69.9	0.85	0.66	1.30	1.40	4.33	3.77	0.014	0.296	1.095	B
26	108.0	91.5	0.63	0.47	1.37	1.40	4.71	3.81	0.014	0.296	0.857	B
27	49.5	44.9	2.01	1.54	1.41	1.56	3.24	3.29	0.028	0.419	2.571	D
28	60.3	51.2	1.41	1.21	1.37	1.58	3.29	3.36	0.028	0.419	2.190	D
29	68.5	61.5	1.30	0.95	1.36	1.57	2.96	3.34	0.028	0.419	1.857	D
30	87.0	76.1	0.90	0.68	1.35	1.57	3.26	3.47	0.028	0.419	1.524	D
31	117.6	98.8	0.70	0.46	1.32	1.58	2.57	3.65	0.028	0.419	1.143	D
32	60.8	56.6	1.78	1.58	1.21	1.26	3.30	2.86	0.013	0.210	1.381	B
33	85.2	79.0	1.11	0.96	1.26	1.25	5.03	3.04	0.013	0.210	1.000	B
34	138.4	126.6	0.69	0.50	1.28	1.26	4.25	3.14	0.013	0.210	0.619	B
35	42.0	36.8	1.82	1.60	1.27	1.24	3.88	2.21	0.020	0.227	1.786	B
36	47.2	40.6	1.82	1.60	1.28	1.34	2.46	2.16	0.040	0.340	2.143	B
37	114.0	99.5	0.68	0.48	1.32	1.61	4.15	6.00	0.009	0.389	1.139	D
38	122.5	107.5	0.68	0.48	1.37	1.91	3.57	5.81	0.019	0.419	1.444	D
39	39.9	32.0	0.41	0.30	1.69	1.93	6.22	6.27	0.009	0.475	1.606	D
40	85.4	76.0	0.56	0.45	1.32	1.65	3.82	5.51	0.012	0.409	1.343	D
41	52.0	41.8	0.48	0.36	1.30	1.81	3.38	4.39	0.014	0.474	1.989	D
42	57.5	52.3	0.62	0.42	1.33	1.81	3.07	5.31	0.014	0.474	1.591	D
43	65.1	59.7	0.61	0.44	1.33	1.81	3.38	5.73	0.014	0.474	1.392	D
44	86.5	76.0	0.64	0.48	1.53	1.81	4.12	5.90	0.012	0.474	1.094	D
45	52.9	47.8	0.49	0.36	1.49	2.38	2.90	5.22	0.023	0.643	2.577	D
46	59.1	52.6	0.47	0.35	1.45	2.54	2.72	4.94	0.034	0.698	2.695	D
47	98.1	73.3	0.80	0.77	1.39	1.30	2.45	2.40	0.042	0.405	0.923	B
48	113.4	98.3	0.84	0.84	1.38	1.36	2.12	1.89	0.068	0.330	1.059	B
49	60.0	51.3	0.48	0.55	1.29	1.95	2.79	4.18	0.014	0.517	1.732	D
50	71.4	58.3	0.48	0.57	1.30	2.35	2.50	3.88	0.027	0.479	2.043	D
51	52.0	40.0	0.48	0.35	1.30	1.83	2.88	4.71	0.015	0.485	2.016	D

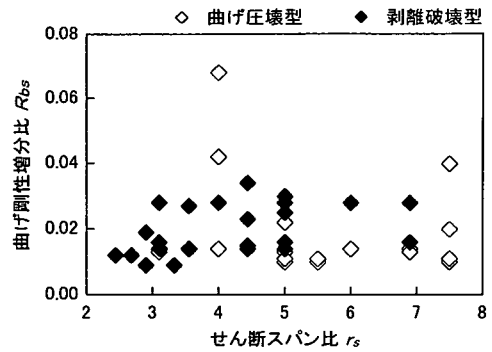
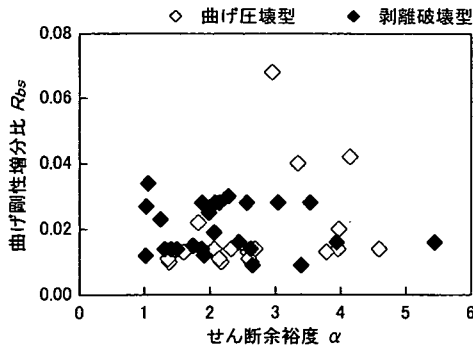


図-8 シート補強による RC 梁の曲げ剛性の増分の影響

以下の考察では、縦軸にこれらの無次元量を、横軸には各 RC 梁の部材特性を示す無次元量としてせん断余裕度 α もしくはせん断スパン比 r_s を取って整理し、破壊形式との相関性や予測式の定式化に関する検討を行うこととする。ここで、 α および r_s を横軸のパラメータに選定したのは、前述のようにシート剥離が主鉄筋降伏後下縁かぶり部においてブロック化したコンクリートが作用せん断力によりシートを下方に押し下げるピーリング作用によって生じることが明らかとなっていることより、各 RC 梁のせん断耐荷特性を表す最も基本的な無次元量であるこれらの変数に着目したためである。表-6には、本研究に用いた全試験体に関する実験および解析結果の主鉄筋降伏時荷重 P_y および変位 δ_y 、無次元最大荷重 P_u/P_y およびその時の変位 δ_u/δ_y 、上述の各無次元量 R_{bs} 、 R_{rf} 、 L_y/d と破壊形式の一覧を示している。なお、表中、降伏荷重の実験結果 P_{ye} が計算結果 P_{yc} を 2 割程度上回る場合が見受けられるが、これは 1) 解析ではコンクリートおよび鉄筋の応力-ひずみ関係を示方書¹⁰⁾に準拠して設定しているため、解析結果が実験結果に対して多少安全側の評価となることや、2) 各材料試験時、試験体製作時および実験における誤差が影響していることによるものと推察される。

(2) シート剥離に関する各影響要因と破壊形式との相関性

a) 梁の曲げ剛性増分比, R_{bs}

図-8には、シート補強による RC 梁の曲げ剛性増分比と破壊形式との相関性を検討するため、曲げ剛性増分比 R_{bs} とせん断余裕度 α およびせん断スパン比 r_s との関係を示している。ここで、曲げ剛性増分比 R_{bs} は RC 梁を弾性体と仮定した場合の補強後の曲げ剛性 $E_c \cdot I_b (= E_c \cdot I_c + E_s \cdot I_s + E_f \cdot I_f)$ に対する補強による曲げ剛性の増分 $E_f \cdot I_f$ の

比として、以下のように算出している。

$$R_{bs} = n_f \cdot I_f / I_b \quad (1)$$

$$I_b = I_c + n_s \cdot I_s + n_f \cdot I_f \quad (2)$$

$$n_s = E_s / E_c \quad (3)$$

$$n_f = E_f / E_c \quad (4)$$

ここに、

I_b : 曲げ補強後における梁の初期断面 2 次モーメント

I_c : 梁断面中立軸に関するコンクリートのみ初期断面 2 次モーメント成分

I_s : 梁断面中立軸に関する軸方向筋による断面 2 次モーメント成分

I_f : 梁断面中立軸に関する FRP シートによる断面 2 次モーメント成分

E_c : コンクリートの弾性係数

E_s : 軸方向筋の弾性係数

E_f : FRP シートの弾性係数

図中、黒塗り印と白抜き印はそれぞれ実験結果が剥離破壊型、曲げ圧壊型で終局に至っていることを意味している。両図より、シート補強による RC 梁の曲げ剛性増分比 R_{bs} は、梁の破壊形式に対して相関性のないことが分かる。

b) 計算終局時におけるシートの分担引張力比, R_{rf}

前述のように、FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式は、主鉄筋比 p_t が小さい場合やシートの体積補強割合 p_f が大きい場合ほど剥離破壊型になる傾向にあることが明らかになっている。ここでは、計算終局時の載荷点における主鉄筋と FRP シートの総引張力に対するシートの分担引張力比 R_{rf} を用いて検討を行うこととする。図-9には、 R_{rf} とせん断余裕度 α およびせん断スパン比 r_s との関係を整理している。なお、 R_{rf} は次式に基づいて算出している。

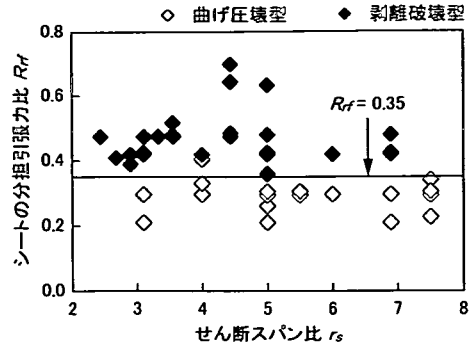
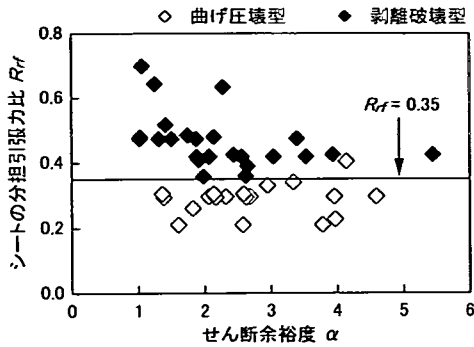


図-9 FRP シートの分担引張力の影響

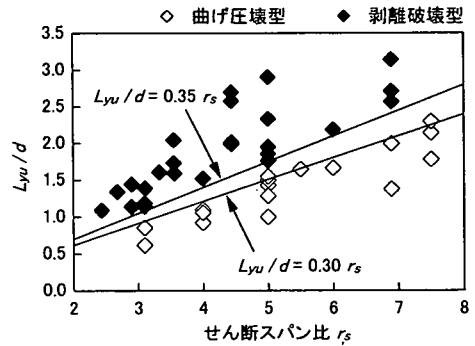
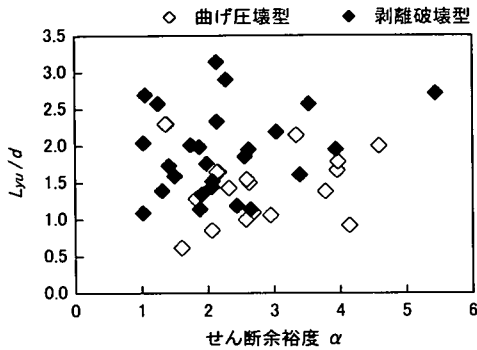


図-10 計算終局時における主鉄筋降伏領域 L_{yu} の影響

$$R_{rf} = k \cdot A_f / (A_s + k \cdot A_f) \quad (5)$$

$$k = \sigma_f / \sigma_y \quad (6)$$

ここに、

A_s : 主鉄筋の断面積

A_f : FRP シートの断面積

σ_y : 主鉄筋の降伏応力

σ_f : 計算終局時におけるシートの最大発生引張応力 (断面分割法により算定)

図より、一部例外も見られるが α , r_s いずれの変数に対しても $R_{rf} = 0.35$ 程度以上の場合は大略剥離破壊型、それ以下の場合は曲げ圧壊型となっていることが分かる。これは、 R_{rf} が大きいほど RC 梁が剥離破壊型となる傾向にあることを意味しており、前述 (第3章1節) のシート補強による曲げ耐力の向上効果が大きい場合ほど剥離破壊型の傾向が強くなる結果を裏付けている。

以上より、1) FRP シート曲げ補強 RC 梁におけるシートの分担引張力比 R_{rf} は梁の破壊形式に対して高い相関性があること、2) せん断余裕度 α 、せん断スパン比 r_s に対して共に $R_{rf} > 0.35$ の場合に

は剥離破壊型、 $R_{rf} < 0.35$ の場合には曲げ圧壊型破壊を示すこと、が明らかとなった。

c) 計算終局時主鉄筋降伏領域 L_{yu} の梁の有効高さ d に対する比、 L_{yu}/d

著者らによる過去の研究成果⁹⁾や本論文の第3章2節では、各等せん断力区間の主鉄筋降伏領域内下縁かぶり部にシート剥離の要因となるコンクリートブロックが形成され、計算終局時における等せん断力区間の計算主鉄筋降伏領域 L_{yu} が大きい場合ほど剥離破壊型となる傾向にあることを明らかにしている。

図-10には、 L_{yu} を有効高さ d で除した L_{yu}/d とせん断余裕度 α およびせん断スパン比 r_s との関係を示している。まず、 L_{yu}/d と α との関係図を見ると、各破壊形式が混在しており、 α と FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式間には相関性のないことが分かる。一方、 L_{yu}/d と r_s との関係図を見ると、既往の研究結果⁹⁾と同様、1) r_s が同一の場合には L_{yu}/d 値が大きいほど剥離破壊型になる傾向にあること、2) r_s が大きい場合には剥離破壊型を示す L_{yu}/d の値も大きくなる傾向にあること、が分かる。ここでは、文献9)で与えられている曲げ

表一七 破壊形式の判定式 (1点あるいは2点載荷時の場合)

判定変数 破壊形式	R_{rf}	$L_{yu}/d, r_s$	L_{yu}/a	M_y, M_u
曲げ圧壊型	$R_{rf} < 0.35$	$L_{yu}/d < 0.30 r_s$	$L_{yu}/a < 0.30$	$M_y/M_u > 0.70$
剝離破壊型	$R_{rf} > 0.35$	$L_{yu}/d > 0.30 r_s$	$L_{yu}/a > 0.30$	$M_y/M_u < 0.70$

圧壊型、剝離破壊型形式の上限、下限を与える直線式を基本にして、本論文で集録した実験結果に関する相関性を検討することとする。なお、上述の直線式は以下のように示される。すなわち、

曲げ圧壊型の上限式は、

$$L_{yu}/d = 0.30 r_s \quad (7)$$

剝離破壊型の下限式は、

$$L_{yu}/d = 0.35 r_s \quad (8)$$

図より、文献 9) で示された各限界式は、本論文に用いた T 形 RC 梁や CFRP シート補強 RC 梁および他機関の実験結果に対してもほぼ適用可能であることが分かる。

一方、各破壊形式の限界式が、上記の直線式で表されることから、各破壊形式はこれらの限界式の傾きを用いて分類可能であるものと考えられる。すなわち、 r_s を a/d と置き換えると限界式の傾きは L_{yu}/a として得られ、 $L_{yu}/a \geq 0.35$ の場合は剝離破壊型、 $L_{yu}/a < 0.30$ の場合は曲げ圧壊型と判定できる。また、1点あるいは2点載荷時において、文献 9) と同様に計算終局曲げモーメント M_u が載荷点位置に発生するものと仮定すると、計算終局時の作用モーメント分布と主鉄筋降伏領域の関係より、 M_u と計算降伏曲げモーメント M_y を用いて、 $M_y/M_u \leq 0.65$ の場合は剝離破壊型、 $M_y/M_u > 0.70$ の場合は曲げ圧壊型として判定できる。いま、補強設計の観点から破壊形式を安全側で評価することとし、曲げ圧壊型に対する上限式のみを用いて両破壊形式を判定することとすれば、表一七のような判定式が得られる。なお、表には前項の計算終局時における分担引張力比 R_{rf} を用いる場合についても示している。これより、工学的には M_y と M_u との関係を用いることにより、容易に破壊形式は予測可能であることが分かる。

5. 界面剝離エネルギー G_f を用いた剝離発生照査法の妥当性検討

第1章で述べたように、指針¹⁾では RC 部材の引張力作用面に接着したシートの一面せん断的な剝離

挙動を想定して、界面剝離エネルギー G_f を用いた FRP シートの剝離発生照査法を提示している。本章では、この照査法の鉛直荷重を受ける曲げ補強 RC 梁への適用性を検討するために、第4章の検討に用いた全実験ケースを対象として、指針に準拠して評価した照査結果と実験結果との対応性について検討を行うこととする。

指針では、FRP シート曲げ補強 RC 部材がシートの剝離破壊に至らない条件として、以下のような条件を提案している。すなわち、

$$\sigma_u = \sqrt{\frac{2 \cdot G_f \cdot E_f}{n_f \cdot t_f}} \quad (9)$$

と置くと、

$$\sigma_f \leq \sigma_u \quad (10)$$

である。ここに、

σ_u : シートの剝離開始応力 (N/mm²)

σ_f : 最大曲げモーメントによる曲げひび割れ発生位置のシートに作用する引張応力度 (N/mm²)

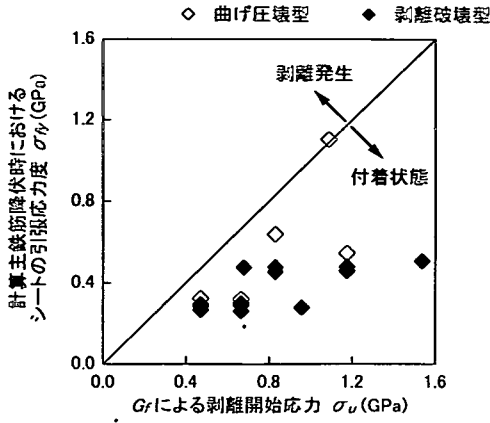
G_f : シートとコンクリートの付着に関する界面剝離エネルギー (= 0.5 N/mm)

E_f : シートの弾性係数 (N/mm²)

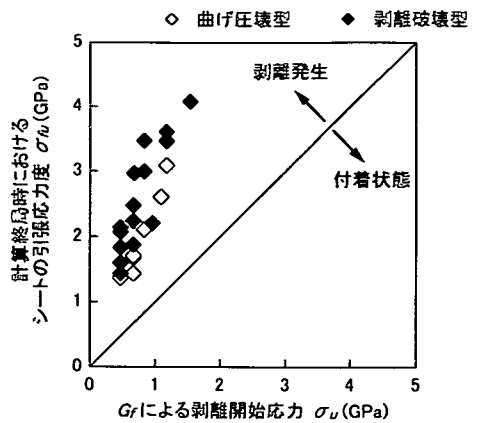
n_f : シートの積層数

t_f : シートの1層当たりの設計厚さ (mm)

なお、指針¹⁾には上式中の G_f 値の設定に関し、特に付着試験を行わない場合には安全側の値として $G_f = 0.5$ N/mm を用いることが記されている。従って、本検討では全ての実験ケースに対して $G_f = 0.5$ N/mm を適用することとした。式 (10) より、FRP シート曲げ補強 RC 梁は、 $\sigma_f \leq \sigma_u$ の場合には最大曲げモーメント発生時においても剝離破壊が生じず、 $\sigma_f > \sigma_u$ の場合には剝離破壊により終局に至るものとして照査される。なお、上式において σ_f はシートの最大曲げ引張応力度として定義されているが、本論文では載荷点 (2点載荷の場合には等曲げ区間、偏心1点載荷の場合には荷重作用点) における計算主鉄筋降伏時の曲げ引張応力を σ_{fy} 、計算終局時のそれを σ_{fu} として断面分割法により算出し、それぞれ σ_u との大小関係を比較検討することと



(a) 計算主鉄筋降伏時



(b) 計算終局時

図-11 剥離開始応力 σ_u とシートの引張応力度 σ_{fy} , σ_{fu} との関係

する。

図-11には、全実験ケースに関する σ_{fy} および σ_{fu} と σ_u との関係を示している。また、表-8にはこれらの応力値を一覧にして示している。図中、原点を通過する 45° の線は、 G_f による FRP シートの剥離開始応力 σ_u と計算主鉄筋降伏時もしくは計算終局時のシートの曲げ引張応力 σ_{fy} , σ_{fu} が等しいことを意味している。従って、この線よりも上側の領域は RC 梁がシートの剥離破壊によって終局に至ることを、下側の領域はシート剥離が生じないことを意味している。

図-11(a) を見ると、主鉄筋降伏時には 1 試験体を除き、いずれの試験体もシート剥離が生じないものとして評価されることが分かる。また、実験結果においても主鉄筋降伏時にはシート剥離が確認されていないことから、界面剥離エネルギー G_f を用いた照査結果は実験結果とほぼ対応しているものと判断される。ただし、1 試験体 (No.48 試験体) はシート剥離破壊型として評価されている。この場合には、補強材として高弾性率の CFRP シート (弾性係数: 390 GPa) が用いられているものの、計算主鉄筋降伏時点でシート上のひずみが 2,800 μ 程度となり、他よりも大きな応力が発生するためと推察される。しかしながら、実験結果は計算終局時に剥離が生じない曲げ圧壊型を示している。これは、計算主鉄筋降伏時における剥離判定であることを前提に、シートの弾性係数が大きい場合等には、界面剥離エネルギーを $G_f = 0.5$ N/mm と仮定することが妥当でないことを示唆している。

一方、計算終局時を想定する場合には、図-11(b) のように示される。図より、全ての試験体はシ

ート剥離によって終局に至るものとして照査されることが分かる。しかしながら、これらの実験結果には曲げ圧壊型の梁が多く含まれており、計算終局時を想定する場合には、本照査式は実験結果と対応した評価を与えていないことが分かる。これは、 G_f を用いた剥離発生照査式において想定されているシートの剥離発生メカニズムと鉛直荷重を受け曲げとせん断の作用を受ける RC 梁の底面に接着された曲げ補強シートのそれが対応していないことによるものと考えられる。すなわち、前者では一面せん断的な面内力によるシートの剥離挙動を想定しているのに対し、後者では本実験結果からも明らかのように、曲げとせん断の作用により梁の下縁かぶり部に形成されるコンクリートブロックによってシートが面外方向に引き剥がされるピーリング作用によって剥離している。このような状況下で、 G_f を用いる剥離発生照査式は結果的に全試験体に対して工学的に安全側の評価を与えたものと判断される。

以上のように、界面剥離エネルギー G_f を用いた剥離発生照査式は、設計曲げ耐力値として断面分割法による計算主鉄筋降伏時の値を想定する場合には実験結果を概ね適切に評価可能であるものの、計算終局時の値を想定する場合には曲げ圧壊型の場合も剥離破壊型として評価され、設計的に安全率の高い評価を与えることが明らかになった。

6. まとめ

本研究では、FRP シートを RC 梁下面に接着しシート補強後も曲げ破壊がせん断破壊よりも先行す

表-8 剝離開始応力 σ_u およびシートの引張応力度 σ_{fy} , σ_{fu} の一覧

(単位: GPa)

No.	σ_u	σ_{fy}	σ_{fu}	No.	σ_u	σ_{fy}	σ_{fu}	No.	σ_u	σ_{fy}	σ_{fu}
1	0.470	0.296	2.072	18	1.175	0.545	3.091	35	0.665	0.320	1.436
2	0.470	0.296	2.072	19	0.665	0.294	1.874	36	0.470	0.323	1.436
3	0.665	0.289	2.235	20	0.665	0.294	1.874	37	0.665	0.262	2.477
4	0.470	0.295	1.834	21	0.665	0.294	1.874	38	0.470	0.267	2.144
5	0.470	0.291	1.600	22	0.665	0.290	1.676	39	0.957	0.279	2.208
6	0.470	0.285	1.371	23	0.665	0.290	1.676	40	1.536	0.506	4.082
7	0.665	0.300	1.712	24	0.665	0.290	1.676	41	1.175	0.480	3.465
8	0.665	0.300	1.712	25	0.665	0.290	1.676	42	1.175	0.480	3.465
9	0.665	0.300	1.712	26	0.665	0.290	1.676	43	1.175	0.480	3.465
10	0.665	0.300	1.712	27	0.470	0.291	1.436	44	1.175	0.480	3.465
11	0.665	0.300	1.712	28	0.470	0.291	1.436	45	0.831	0.478	3.471
12	0.665	0.300	1.712	29	0.470	0.291	1.436	46	0.678	0.475	2.968
13	1.175	0.545	3.091	30	0.470	0.291	1.436	47	0.831	0.638	2.108
14	1.175	0.545	3.091	31	0.470	0.291	1.436	48	1.088	1.104	2.610
15	1.175	0.545	3.091	32	0.665	0.291	1.436	49	1.175	0.461	3.472
16	1.175	0.545	3.091	33	0.665	0.291	1.436	50	0.831	0.453	2.996
17	1.175	0.545	3.091	34	0.665	0.291	1.436	51	1.175	0.458	3.610

る場合の RC 梁を対象とし、FRP シートを用いた RC 梁の合理的な曲げ補強設計法の確立を目的として、以下の実験変数に着目した静載荷実験を実施した。すなわち、梁の断面形状 (矩形, T 形), 主鉄筋比 (0.80 ~ 2.46 %), シート補強量 (0.61 ~ 1.98 %), セン断スパン比 (5.0 ~ 7.5), シート材料 (AFRP シート, CFRP シート), 載荷形式 (2 点載荷, 1 点載荷) である。これらの実験結果を基に、RC 梁の曲げ耐荷性状やシートの剝離性状に関する各実験変数の影響について検討を行った。さらに、これらの検討結果に基づき、著者らおよび各研究機関において実施された全 51 体に関する実験結果を用いてシート剝離の要因分析を行い、計算終局時の状態を基準とした破壊形式の予測式を提案した。

また、土木学会「連続繊維シートを用いたコンクリート構造物の補修補強指針¹⁾ (以下、指針)」で提示されている、界面剝離エネルギー G_f を用いたシート剝離発生照査式の鉛直荷重載荷時における曲げ破壊型 RC 梁への適用性に関する検討を試みた。

本研究で得られた結果を整理すると、以下の通りである。

- 1) 主鉄筋比, シートの体積補強割合およびせん断スパン比を変化させた FRP シート曲げ補強 T 形 RC 梁の耐荷性状やシートの剝離性状は、矩形 RC 梁を用いた場合の結果と同様の傾向を示す。
- 2) いずれの断面形状に対しても以下の 2 つの破壊形式に大別される。すなわち、シートがコンク

- リートと完全付着であると仮定した断面分割法に基づく解析 (以後、単に解析あるいは計算) 結果の終局時よりも小さな荷重段階でシートの剝離が生じて終局に至る剝離破壊型と、解析結果の終局時においてもシートの剝離が生じず最終的に上縁コンクリートの圧壊に伴ってシートが剝離して終局に至る曲げ圧壊型に大別される。
- 3) 断面形状寸法, 主鉄筋比の等しい RC 梁を引張軸剛性が同程度の FRP シートを用いて曲げ補強する場合には、シートの材料特性および載荷形式が FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式に与える影響は小さい。
- 4) FRP シートの接着長が十分長い場合のシートの剝離は、破壊形式にかかわらず等せん断力区間の主鉄筋降伏領域内のかぶりコンクリートに発生した曲げと斜めひび割れによって形成されるコンクリートブロックが、作用せん断力によってシートを下方に押し下げるピーリング作用によって発生する。
- 5) FRP シート曲げ補強 RC 梁の計算終局時における破壊形式は、シートの分担引張力比, セン断スパン領域における主鉄筋降伏長さのせん断スパン長に対する割合, あるいは計算降伏曲げモーメントの計算終局曲げモーメントに対する割合を用いて予測可能である。
- 6) 指針で提示している界面剝離エネルギー G_f を用いた剝離発生照査式は、設計曲げ耐力を主鉄筋降伏時の値とする場合には概ね妥当な評価を

与える。しかしながら、設計曲げ耐力を計算終局時の値と仮定する場合には、計算終局時にシート剝離が生じず曲げ圧壊型となる場合も剝離破壊型として評価することより、設計的に安全率の高い評価を与える。

謝辞：本研究を行うにあたり、室蘭工業大学建設システム工学科松岡健一教授には適切な御指導を戴いた。また、当時同大学大学院建設システム工学専攻構造力学研究室の一瀬将吾君(現前田建設工業(株))、同大学院建設システム工学専攻在学中の澤田純之君および同大学院建設システム工学専攻在学中の鈴木健太郎君をはじめとする大学院生に多大なる御支援を戴いた。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 土木学会：連続繊維シートを用いたコンクリート構造物の補修補強指針，コンクリートライブラリー101，2000。
- 2) 吉澤弘之，呉 智深：炭素繊維シート補強によるRC引張部材のひび割れ特性に関する研究，土木学会論文集，No. 613 / V-42，pp. 249-262，1999。
- 3) 上原子晶久，下村 匠，丸山久一，西田浩之：連続繊維シートとコンクリートの付着・剝離挙動の解析，土木学会論文集，No. 634 / V-45，pp. 197-208，1999。
- 4) 出雲健司，佐伯 昇，大沼博志：連続繊維シートとコンクリートの付着強さの算定，土木学会論文集，No. 641 / V-46，pp. 167-178，2000。
- 5) Bizindavyi, L. and Neale, K. W. : Transfer Lengths and Bond Strengths for Composites Bonded to Concrete, *Journal of Composites for Construction*, pp. 153-160, 1999.
- 6) 佐藤靖彦，浅野靖幸，上田多門：炭素繊維シートの付着機構に関する基礎研究，土木学会論文集，No. 648 / V-47，pp. 71-87，2000。
- 7) 上原子晶久，下村 匠，丸山久一：連続繊維シート補強コンクリート部材のせん断耐力の評価法に関する研究，土木学会論文集，No. 648 / V-47，pp. 217-226，2000。
- 8) 岳尾弘洋，松下博通，佐川康貴，牛込敏幸：せん断スパン比を変化させた CFRP 補強梁の曲げ載荷実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21, No.2, pp. 205-210, 1999。
- 9) 岸 徳光，三上 浩，栗橋祐介：AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の曲げ耐荷性状に関する実験的研究，土木学会論文集，No. 683 / V-52, pp. 47-64, 2001。
- 10) 土木学会：コンクリート標準示方書(2002年制定)設計編，2002。
- 11) 岸 徳光，三上 浩，佐藤昌志，栗橋祐介：FRP シートで曲げ補強した RC 梁の曲げ付着特性に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol. 45A, pp. 1399-1410, 1999。
- 12) 篠崎裕生，三上 浩，加島清一郎，樋口 昇：アラミド繊維シートを貼り付けて補強した RC 梁の曲げ耐荷性状，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 19, No. 2, pp. 1563-1568, 1997。
- 13) 鹿毛忠継，榎田佳寛：RC はりの CFRP シートによる曲げ補強効果に及ぼす浮きの影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 20, No. 1, pp. 425-430, 1998。
- 14) 岳尾弘洋，松下博通，佐川康貴，牛込敏幸：せん断スパン比を変化させた CFRP 補強梁の曲げ載荷実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 21, No. 2, pp. 205-210, 1999。
- 15) 吉澤弘之，呉 智深：連続繊維シート補強コンクリート引張・曲げ部材のひび割れ挙動に関する検討，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 21, No. 3, pp. 1519-1524, 1999。
- 16) 原田哲夫，永藤政敏，久保田慶太，岳尾弘洋：端部増貼り補強による炭素繊維シートの定着耐力向上に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 22, No. 1, pp. 469-474, 2000。
- 17) 佐川康貴，松下博通，岳尾弘洋，斉藤 誠：曲げ補強用炭素繊維シートの新しい定着方法に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 22, No. 1, pp. 475-480, 2000。

(2001. 8.17 受付)

AN EXPERIMENTAL STUDY ON LOAD CARRING BEHAVIOR
AND PREDICTION OF FAILURE MODE
FOR FLEXURAL STRENGTHENED RC BEAMS WITH FRP SHEET

Norimitsu KISHI, Hiroshi MIKAMI and Yusuke KURIHASHI

In order to establish a rational flexural strengthening method for exist RC members using FRP sheet, load carry response of the RC beams and sheet debonding behavior were experimentally discussed taking cross sectional shape of beam, main-rebar ratio, sheet-volume ratio, shear-span ratio, sheet material and loading type as variables. And based on these experimental results and other published experimental data, empirical prediction equations for failure mode of the RC beams were proposed and an applicability of the criterion for sheet debonding derived based on the fracture energy concept published by JSCE was also discussed.