

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

岸 徳光¹・三上 浩²・栗橋祐介³

¹ 正会員 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)

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

³ 学生会員 工修 室蘭工業大学大学院 建設工学専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

本論文は、FRP シートを用いた既設 RC 構造物の合理的な曲げ補強設計法確立のための基礎資料を提供することを目的として、AFRP シート曲げ補強 RC 梁の静載荷実験結果を用い、シートの剝離性状を含む RC 梁の曲げ耐荷性状を検討したものである。検討の結果、1) 実験では主鉄筋降伏後断面分割法に基づいた計算終局時の変位よりも小さな変位でシートが剝離し終局に至る場合と、計算終局時の変位を上回った後にシートが剝離し終局に至る場合がある；2) これらの破壊形式は主に等せん断力区間における主鉄筋の降伏領域とせん断スパン長の比に依存する、等を明らかにしている。また、本検討結果を基に AFRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式の推定法を提案している。

Key Words : RC beams, AFRP sheet, flexural strengthening, rebar yield area, sheet debonding failure

1. はじめに

平成 7 年に発生した阪神・淡路大地震を教訓にして鉄道・道路橋脚等の既存鉄筋コンクリート (RC) 構造物を対象とした耐震補強工事が各地で盛んに行なわれている。構造物の補修・補強工事には、古くから樹脂注入法、RC 増し厚工法や鋼板接着工法が用いられている。しかしながら、鋼板やコンクリートを用いる場合には、1) 重量が重く施工性が悪いこと、2) 補強によって構造物の重量が増加すること、3) 鋼板の場合には錆が発生すること、等未だ検討すべき課題が残されている。このような状況下、軽量で施工性に優れかつ高強度を有する炭素繊維やアラミド繊維等の新素材を用いた連続繊維シート (以後、FRP シートあるいは単にシート) を接着する工法が考え出され、昭和 63 年頃から室内実験とともに実構造に適用されている^{1)~3)}。この工法は、阪神・淡路大地震を契機に益々注目を浴び、現在 RC 部材のせん断補強や RC 橋脚の靱性能向上性、あるいは RC 部材の曲げ補強に関する合理的な補強設計手法確立のための研究が盛んに行なわれている^{4)~6)}。また、最近この成果がコンクリート構

造物の補修補強指針として土木学会から出版されている⁹⁾。この中で、RC 部材の曲げ補強問題に限定して考えると、RC 部材はシート破断のほか剝離によって終局に至ることも想定されることから、シートとコンクリートとの付着性状に着目した研究項目が多く示されている。

FRP シートとコンクリート間の付着性能評価法としては、断面中央部に軸方向筋を配置した 2 つのコンクリートブロックの両側面に FRP シートを接着し、軸方向筋を介して FRP シートに付着力を作用させる試験法 (以後、二面せん断付着試験法) が多く採用されている^{10)~16)}。この試験法は荷重の作用方向とシートの接着面が平行であることより、主に面内力の作用によってシートが剝離する場合を想定して考案されたものであると推察される。

一方、Buyukozturk and Hearing¹⁷⁾や岳尾ら¹⁸⁾は、FRP シートで曲げ補強した RC 梁の静載荷実験結果より、終局時に載荷点近傍部に曲げひび割れと斜めひび割れが介在して下縁かぶり部のコンクリートがブロック化し、そのブロック化されたコンクリート片によってシートが下方に押し下げられるピーリング作用によって剝離に至る可能性のあることを指

表-1 試験体一覧

試験体名	断面形状タイプ	主鉄筋呼び径	純スパン長 l (m)	主鉄筋比 p_t (%)	シート補強枚数とシート幅	シートの体積補強割合 p_f (%)	せん断スパン比 r_s	せん断余裕度 α		
A1-R7-1	A	D13	3.4	0.8	1層 (幅 13cm)	1.0	6.9	5.44		
A1-R5-1			2.6				5.0	3.94		
A1-R3-1			1.8				3.1	2.44		
A2-R7-1		D16	D16	3.4	1.2	1層 (幅 13cm)	1.0	6.9	4.59	
A2-R6-1				3.0				6.0	3.96	
A2-R5-1				2.6				5.0	3.32	
A2-R5-1-F			D16	D16	2.2	1.2	1層 (幅 13cm)	1.0	4.0	2.69
A2-R4-1					2.2				4.0	2.69
A2-R3-1					1.8				3.1	2.06
A2-R3-1-F					1.8				3.1	2.06
A2-R7-2					3.4				6.9	3.76
A2-R6-2					3.0				6.0	3.24
A2-R5-2					2.6				5.0	2.72
A2-R4-2					2.2				4.0	2.20
A2-R3-2					1.8				3.1	1.69
A3-R7-1		D19			D19				3.4	1.8
A3-R5-1			2.6	5.0		2.58				
A3-R3-1			1.8	3.1		1.60				
B-R7.5-1.4	B	D16	2.6	1.9	1層 (幅 13cm)	1.4	7.5	3.97		
B-R7.5-2.8					2層 (幅 13cm)	2.8		3.34		
C-R3-0.6	C			D16	2.6	0.7	1層 (幅 13cm)	0.6	2.9	2.65
C-R3-1.2							2層 (幅 13cm)	1.2		2.06
D-R7.5*-0.6	D	D13	3.0			0.8	1層 (幅 8cm)	0.6	7.5	1.38
D-R7.5-0.6										
D-R5.5*-0.6				2.6	5.5				2.17	
D-R5.5-0.6										2.6

-F: 等曲げ区間無付着の試験体, *: 1点載荷試験体

摘している。著者らも同様の静載荷実験を行い、シートがピーリング作用によって剝離し、RC 梁が終局に至ることを確認している^{19)~21)}。これらの実験結果は、FRP シートをを用いて RC 梁を曲げ補強する場合のシートの付着応力や必要付着抵抗長を上述の二面せん断付着試験法のみを用いて算定・評価することが必ずしも合理的ではないことを示唆している。また、FRP シートが補強目的に応じて面内力のみならず曲げひび割れや斜めひび割れ、変位曲率等の影響を受けて剝離に至る可能性があることより、シート接着による RC 部材の曲げ補強設計手法は、部材レベルでの実験のもとに確立されなければならないものと判断される。

上述のように、RC 梁の曲げ補強問題を対象としたシートの剝離挙動に関する実験結果は種々報告されているが^{22)~26)}、補強設計を行う上で重要な断面寸法、主鉄筋比、シート補強量や補強範囲等の各設計パラメータとシートの剝離性状に関する詳細な検討結果は未だ報告されるに至っていない。著者らもこれまで FRP シートをを用いた RC 梁の曲げ補強問

題に関する実験を数多く実施してきた^{19)~21),27),28)}。しかしながら、載荷点間隔、シート補強量、シートの接着範囲等の実験パラメータを1つの変数に限定して検討を行っているのみで、補強設計を前提とする設計パラメータを用いた検討は行っていない。本論文では、このような観点から、FRP シートをを用いた RC 梁の合理的な曲げ補強設計法を確立するための基礎資料を提供することを目的として、著者らが過去に実施した主鉄筋比、シートの体積補強割合、せん断スパン比等のパラメータに着目した実験結果を整理し、各パラメータによるシートの剝離性状の差異を含む RC 梁の曲げ耐荷性状について論じている。

本研究では、シートの剝離性状を断面分割法を用いて得られる荷重-変位曲線や、各荷重レベルにおけるシートのスパン方向ひずみ分布を実験結果と比較することによって検討を行うこととした。検討の結果、実験結果は主鉄筋降伏後シートの剝離に伴う剛性低下が進行し計算終局時よりも小さな変位分布状態で終局に至る場合と、計算終局時の変位分布よ

りも大きな変位分布状態を示した後に上縁コンクリートの圧壊とシートの剝離により終局に至る場合があることや、これらの破壊形式が等せん断力区間における主鉄筋の降伏範囲の大きさとせん断スパン長の比に依存していること等を明らかにしている。なお、土木工学分野では RC 部材の補強用連続繊維シートとして主に炭素繊維製（以後、CFRP）シートとアラミド繊維製（以後、AFRP）シートが用いられている。しかしながら、両者の軸剛性が同程度の場合には両者類似の付着特性を示すことが実験的に明らかとなっていることより^{例えば^{27),28)}} その詳細は参考文献に譲ることとし、本研究では全て AFRP シートを対象とすることとした。

2. 実験の概要

(1) 試験体名および試験体の製作

表-1には本実験に用いた試験体を一覧にして示している。表には実験に用いた各 RC 梁の試験体名、断面の形状タイプ、主鉄筋の呼び径、純スパン長 l 、主鉄筋比 p_t 、シートの補強枚数および幅、シートの体積補強割合 p_f 、せん断スパン比 r_s ($= a/d$, a : せん断スパン長, d : 梁の有効高さ)、および土木学会コンクリート標準示方書²⁹⁾ (以後、示方書) に規定されているコンクリートや鉄筋の応力-ひずみ関係および AFRP シートが破断ひずみまで有効かつ線形弾性であるとの仮定の下に断面分割法より算出される補強後の曲げ耐力と、シートの剛性を無視し示方書に基づいて算出されるせん断耐力より評価したせん断余裕度 α を示している。表中、試験体名欄の最初の英文字は梁の断面形状タイプを表している。このうち、断面タイプ A 試験体の場合には主鉄筋比 p_t の小さい順に数字を付記することで試験体を区別している。第 2 項目の R に付随する数値はせん断スパン比を丸めた値であり、2 捨 3 入、7 捨 8 入で 0.5 ぎざみで示している。ここで、数値の右肩の * 印は他の全ての試験体が 2 点載荷であるのに対して、1 点載荷であることを示している。第 3 項目の値はシートの体積補強割合を % 単位で示している。なお、試験体名末尾の -F は等曲げ区間のシートを無接着としていることを示している。

実験は、梁の有効高さ、主鉄筋比、シートの剛性、およびせん断スパン比の影響を検討するため、断面形状タイプ 4 種類、主鉄筋比 5 種類、シートの体積補強割合 6 種類、せん断スパン比 8 種類から構成される組み合わせに対して実施した。特に A 試験体の場合には載荷点間隔を 50 cm と一定にし、せん断

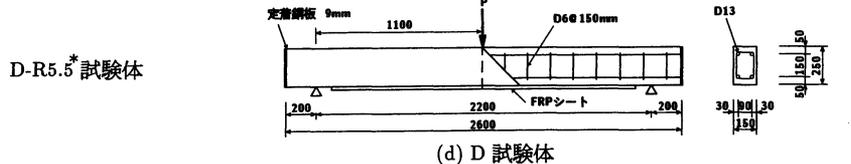
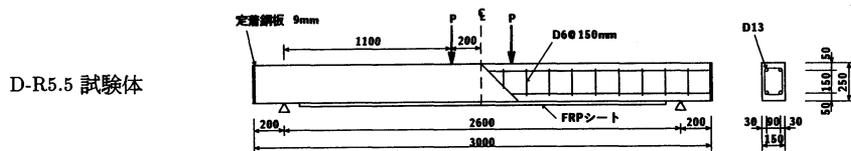
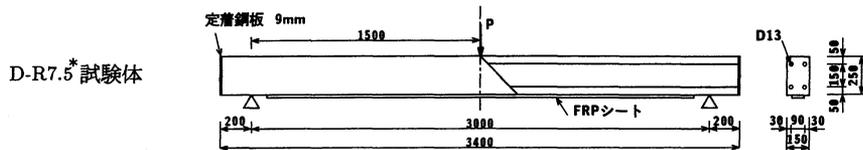
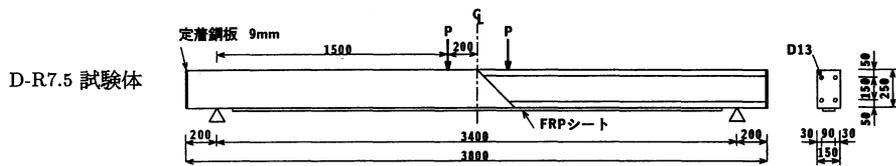
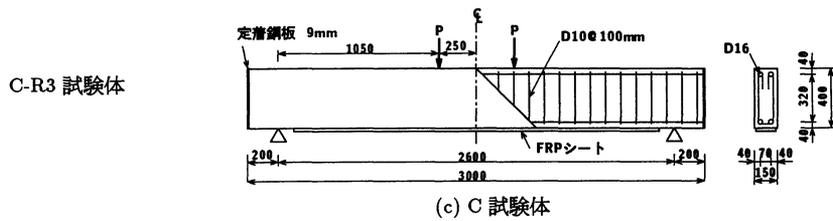
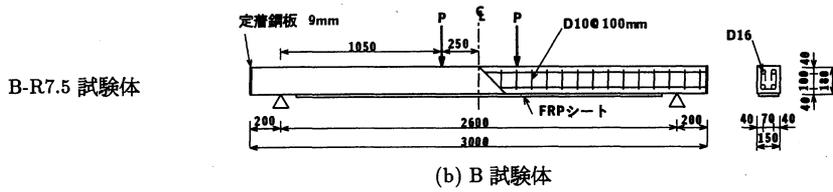
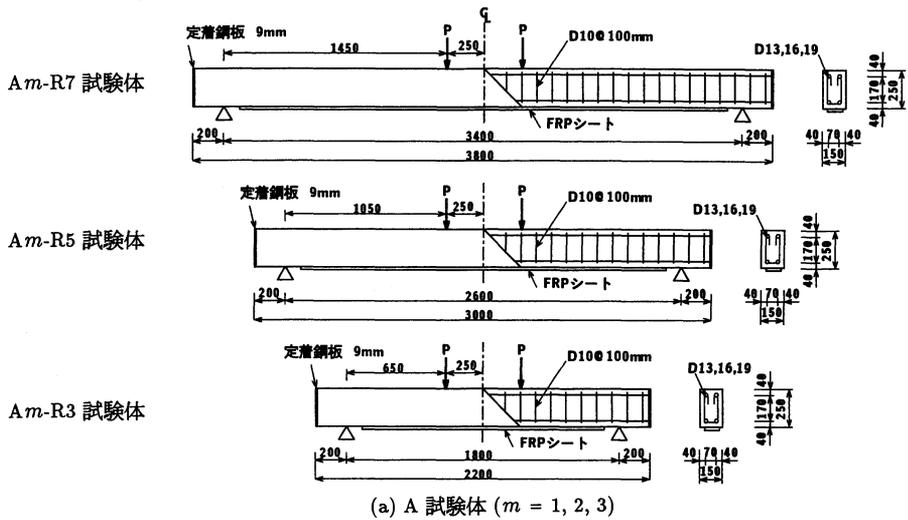
スパン比を最大 6.9 から 3.1 まで変化させていることより、純スパン長も対応して 3.4 m から最小 1.8 m まで変化させている。D 試験体の場合には、等曲げ区間の影響を検討するために、せん断スパン比を同一として載荷点間隔を 0 cm, 40 cm と変化させている。また、等曲げ区間のシートを無接着状態とした試験体 (A2-R3/R5-1-F) は、等曲げ区間におけるシートの接着の程度が RC 梁の曲げ耐荷性状に与える影響を検討するために用意されたものである。なお、表中のせん断余裕度 α はせん断耐力を補強後の曲げ耐力で除した値であり、 $\alpha < 1.0$ および $\alpha > 1.0$ はそれぞれ RC 梁が設計時にせん断破壊、曲げ破壊で終局に至ることを意味している。本試験体は、全て $\alpha > 1.0$ であることより、設計的には全て曲げ破壊で終局に至ることがわかる。

(2) 試験体の形状寸法および配筋状況

図-1には表-1に示した断面タイプ A ~ D 試験体の形状寸法、配筋状況および載荷点位置を示している。各試験体の純スパン長は載荷点位置およびせん断スパン比によって変化しているが、最大が Am-R7 の 3.4 m であり、最小が Am-R3 の 1.8 m である。ここで、 $m=1,2,3$ である。断面形状 (幅 × 高さ) は A, D 試験体で 15 × 25 (cm)、B 試験体で 15 × 18 (cm)、C 試験体で 15 × 40 (cm) である。また、D-R7.5*, -R7.5 試験体の場合には、せん断耐力のコンクリートおよび主鉄筋分担が補強前の曲げ耐力よりも十分大きいことより、せん断補強筋を配筋していない。なお、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両端面に 9 mm 厚の鋼板を設置しこの鋼板にこれらの鉄筋を溶接している。

(3) AFRP シートの接着方法および測定項目等

図-2には RC 梁底面の AFRP シートの接着状況およびひずみゲージの貼り付け位置を示している。図には、A ~ C 試験体の一例として Am-R5 試験体、D 試験体の一例として D-R7.5 試験体の補強概要を示している。図に示しているように、各試験体底面には全て一方向の AFRP シートを接着している。本実験で用いた AFRP シートは全て単位面積当たりの連続繊維の質量 (繊維目付量) が 415 g/m²、保証耐力が 600 kN/m であり、シートの接着幅は梁幅 15 cm に対して、A ~ C 試験体の場合には 13 cm、D 試験体の場合には 8 cm である。なお、シート接着部のコンクリート表面処理方法に関しては、ディスクサンダー処理に比べてチップング処理等による表面の異形化が効果的であることが明らかとなっている^{23),27),30)}。これより、本実験では全ての RC 梁に対



(mm)

図一 試験体の形状寸法, 配筋状況および載荷点位置

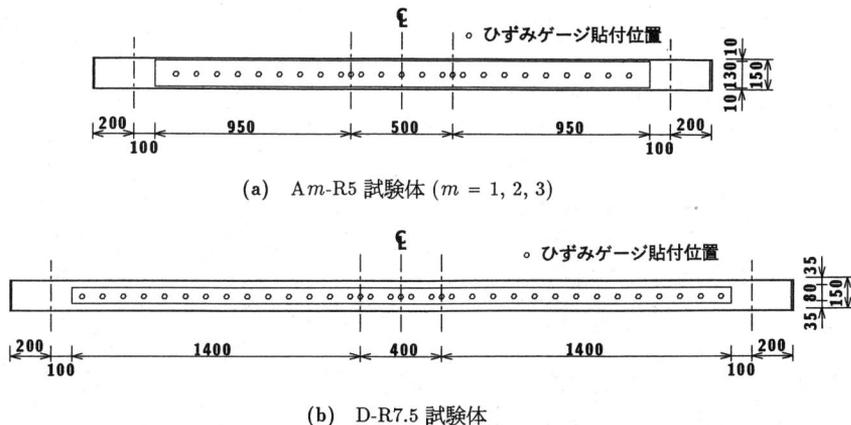


図-2 AFRP シートの接着状況の概要とひずみゲージ貼付位置 (mm)

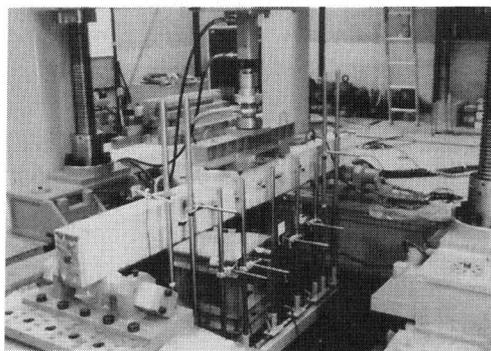


写真-1 実験状況 (A2-R5-1 試験体)

してショットブラスト処理 (処理深さ 1 ~ 2 mm 程度) を施し、コンクリート表面の異形化を図ることとした。

AFRP シートの接着工程を示すと、1) RC 梁底面にシート接着部の寸法取りを行い、その部分に対してショットブラスト工法により表面処理を行う。2) 掃除機を用いて接着面に付着しているダストを吸い取る。3) 下地処理としてプライマーを塗布する。本研究では、コンクリート面のプライマーの吸収性が高いことより、プライマーを 2 度塗りすることとした。4) プライマー乾燥後、含浸・接着用樹脂を塗りその上にシートを載せ脱泡用ローラーを用いてシートがコンクリート面に密着するようにして接着する。5) シート接着後、10 日以上気中養生させ、触感により粘着感がないことを確認する、である。なお、-F 試験体の場合には等曲げ区間のシートを無接着状態とするため、この部分にはショットブラスト処理を施さず、かつシート接着時にビニールシートを用いて被覆し、シートとコンクリートとの接着を絶つこととした。

接着された各 AFRP シート上には、各荷重レベルにおけるシートのひずみ分布を求めるためにゲージ長 10mm の箔ひずみゲージを 10cm 間隔および載荷点直下位置に貼り付けている。なお、主鉄筋のひずみ分布に関しては、1) 接近して多くのひずみゲージを貼り付けることにより、鉄筋とコンクリートの付着を損なう可能性があること、2) コンクリートのひび割れ部における鉄筋ひずみが局所的に大きい値を示すことより、鉄筋に貼り付けたひずみゲージの出力を用いてその弾性状態から塑性状態までのひずみ挙動を適切に評価することは困難であるものと判断した。従って、本研究では鉄筋ひずみを測定せず、実測のシートひずみと断面分割法による解析結果を考慮して評価することとした。

実験は、スパン方向に集中荷重、梁幅方向に満載等分布状態になるように、直径 45 mm の鋼棒を用いた載荷治具を製作し、それを RC 梁試験体の中央部に設置して、油圧式ジャッキ (容量 500 kN) により荷重を作用させ実施している (写真-1 参照)。

測定項目は、載荷荷重測定用ロードセル出力、シート上に貼り付けたひずみゲージ出力および梁各点に設置した変位測定用の非接触式レーザ変位計出力 (本検討では、中央点の変位のみを用いている) である。これらの出力は連続的にデジタルメモリーに一括記録し、各物理量に変換している。

(4) 材料の力学特性および断面分割法の仮定

表-2、3 および 4 には、それぞれ実験時に実施したコンクリート、鉄筋および AFRP シートの材料試験より得られた力学的特性値の一覧を示している。前述の表-1 に示されているせん断余裕度 α は、全てこれらの力学特性に基づいて算定している。すなわち、曲げ耐力は、1) コンクリートおよび鉄筋

表-2 コンクリートの力学的特性

試験体名	材令 (日)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
A,B,C 試験体	45~57	28.2	23.4	0.215
D 試験体	62~69	23.9	22.0	0.195

表-3 鉄筋の降伏強度 (単位: MPa)

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

表-4 AFRP シートの力学的特性

繊維目付量 (g/m ²)	厚さ (mm)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (GPa)	破断ひずみ (%)
415	0.286	131	2.48	1.89

の応力-ひずみ関係を各材料の力学特性を参考に示方書に準拠して設定し、2) 圧縮ひずみが 3,500 μ に達した時点でコンクリートが圧壊するものと仮定し、3) AFRP シートの応力-ひずみ関係を、シート破断まで応力が線形に増加しかつシートが破断ひずみまで RC 梁底面に完全接着された状態にあるものと仮定して、断面分割法によって算定している。なお、本実験に用いた鉄筋は、材料試験結果の応力-ひずみ関係より全降伏後 2% ひずみ程度まで降伏棚領域にあることを確認している。従って、示方書に規定されている鉄筋の物性モデルは、降伏後の硬化特性が考慮されていないものの、FRP シート曲げ補強 RC 梁の計算終局時の鉄筋ひずみがシートの破断ひずみである 1.89% よりも大きくなり得ないことを考慮すると、本研究のモデルとして十分適用可能であるものと判断される。計算の結果、本研究で用いられている試験体は、C-R3-0.6 試験体を除き、全てシート破断する前に上縁コンクリートの圧壊により終局に至ることが明らかとなっている。一方、せん断耐力は、シートの剛性を無視しコンクリートおよび鉄筋の力学的特性を用いて、示方書に準拠し算定している。

また、以後の計算結果の荷重-変位曲線、AFRP シートのひずみ分布、主鉄筋の降伏領域等は全て上述の仮定に基づいた断面分割法を適用することにより得られたものである。なお、本研究のように、RC 梁を AFRP シートで曲げ補強する場合には、シートの補強効果によってひび割れ幅の成長がシートの破断伸び以下に抑制されることより、最大荷重時近傍まで平面保持仮定が成立するものと考えられる。従って、最大荷重時近傍までの梁の変位曲線は断面分割法を適用することにより適切に評価可能であるも

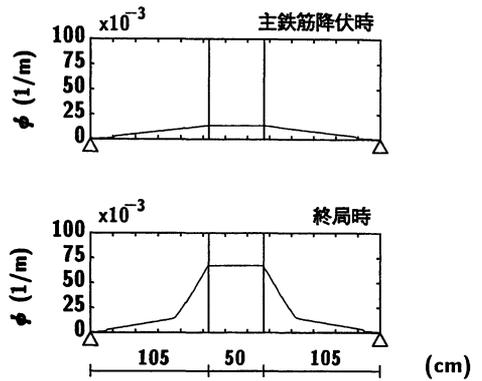


図-3 スパン方向曲率分布の一例 (A2-R5-1 試験体)

のと判断した。断面分割法の計算は安定した解が得られるように断面高さ方向の 1 要素長を約 5mm として行っている。また、スパン中央点変位はスパン方向の 1 要素長を 100mm とし、前述の断面分割法による出力結果を用いて各載荷荷重レベルのスパン方向曲率分布を求め、弾性荷重法を援用して算出している。図-3 には主鉄筋降伏時および終局時におけるスパン方向曲率分布の一例を示している。

3. 実験結果および考察

実験では、全試験体が AFRP シートの剝離によって終局に至っている。以後の議論では、シートの剝離挙動がどの時点からどのような作用によって開始しているかに着目して曲げ補強後の RC 梁の破壊形式を分類し、その妥当性を各項目ごとに検討することとする。また、各破壊形式に対する影響因子を特定し、その予測法を提案することとする。

(1) シートを全面接着した場合の荷重-変位曲線

ここでは、実験パラメータとして主鉄筋比 p_t 、せん断スパン比 r_s 、シートの体積補強割合 p_f を取って一連の実験が実施されている A 試験体を対象に、実験結果の荷重-変位曲線を計算結果と比較することとする。図-4 には、各 p_t 毎に 3 種類の共通な r_s に対する荷重-スパン中央点変位 (以後、単に変位) 曲線の比較図を示している。図中、A2 試験体に関しては p_f が 1% と 2% の場合について示している。また、横軸、縦軸には変位および載荷荷重を取って整理しているが、実験値、計算値ともそれぞれの主鉄筋降伏時の荷重 P_y 、変位 δ_y を用いて無次元化している。これは、AFRP シートの補強効果が主鉄筋降伏後に顕著に発揮されることを考慮し、各試

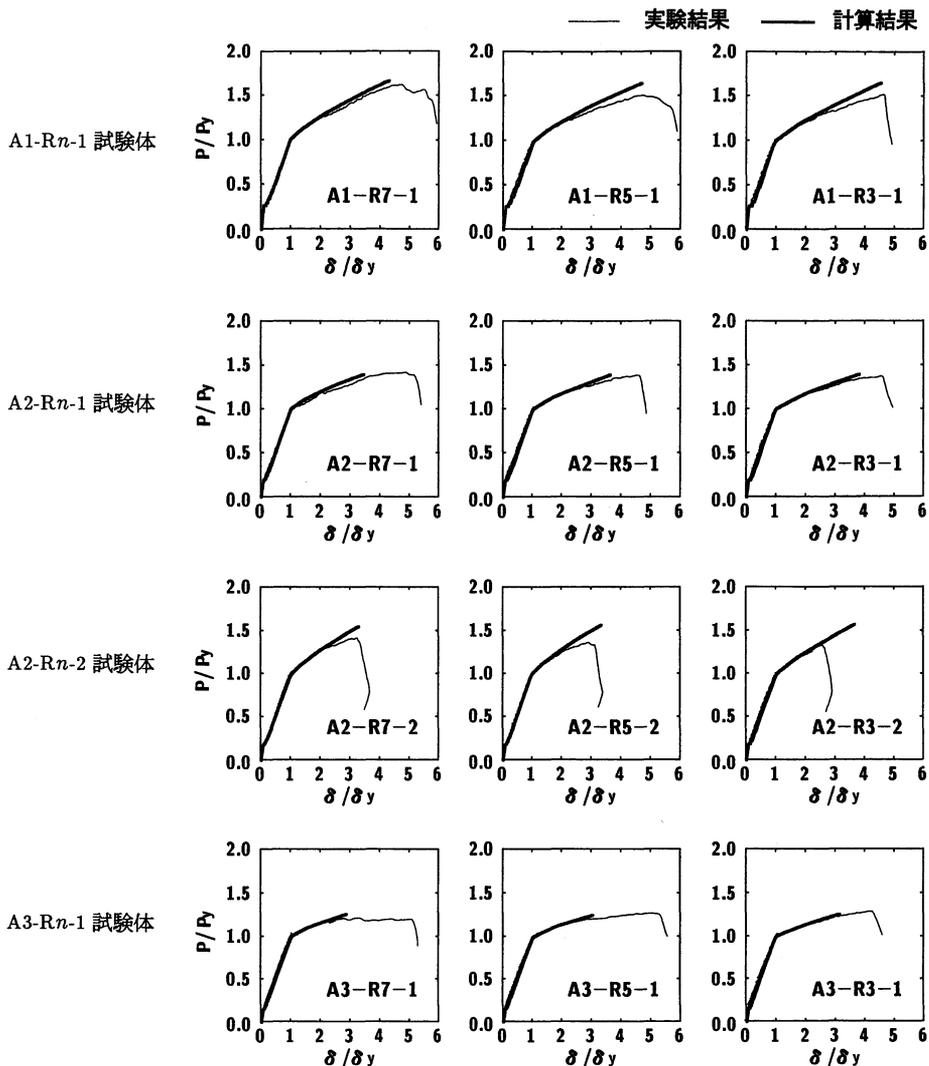


図-4 シートを全面接着した場合の代表的な無次元荷重-変位曲線の比較図 (A 試験体, $n = 7, 5, 3$)

試験体に関する特性を同一の尺度で比較することを可能にするためである。なお、表-5には、参考のために各試験体の P_y , δ_y に関する実験および計算の結果と両結果の比を一覧にして示している。ここで、計算結果の P_{yc} , δ_{yc} は荷重-変位曲線の勾配が急変する時点の値となる。従って、実験結果の P_{ye} , δ_{ye} は、荷重-変位曲線が計算結果と同様の性状を示すものと仮定し、その勾配急変点における値を採用することとした。また、図-5には無次元化前の荷重-変位曲線に関する比較図の一例として、せん断スパン比 $r_s = 5.0$ の各試験体に限定して示している。これらの結果より、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} は計算値の P_{yc} , δ_{yc} を上回っていることが分かる。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計算結果よりも過小に評価されることとなる。このことは、計算結果に基づいて曲げ補強後のRC梁の耐力を評価する場合には、設計的に安全側の値を与えることを意味している。

図-4の比較図を概観すると、RC梁の無次元荷重-変位曲線の性状は2つのパターンに分類されることが分かる。すなわち、1) 主鉄筋降伏後、実験結果の分布曲線が計算結果のそれを下回り、計算終局時の変位と同程度かそれよりも小さな変位で終局に至るケースと、2) 実験結果の分布曲線が計算結果の分布曲線とほぼ同一の分布性状を示し、計算終局時以後も変位が増大しやがて終局に至るケースである。具体的には、せん断スパン比 r_s の大小に拘

表-5 実験および計算結果の一覧 (A 試験体)

試験体名	実験結果		計算結果		P_{ye}/P_{yc}	δ_{ye}/δ_{yc}
	降伏荷重 P_{ye} (kN)	降伏変位 δ_{ye} (cm)	降伏荷重 P_{yc} (kN)	降伏変位 δ_{yc} (cm)		
A1-R7-1	29.6	1.73	28.1	1.43	1.05	1.21
A1-R5-1	43.7	1.02	38.9	0.82	1.12	1.24
A1-R3-1	69.0	0.61	62.8	0.45	1.10	1.36
A2-R7-1	46.3	1.75	40.8	1.51	1.13	1.16
A2-R5-1	64.3	1.15	56.4	0.90	1.14	1.28
A2-R3-1	108.0	0.63	91.1	0.47	1.19	1.34
A2-R7-2	49.5	2.01	44.4	1.54	1.11	1.31
A2-R5-2	68.5	1.30	61.3	0.95	1.12	1.37
A2-R3-2	117.6	0.70	99.1	0.46	1.19	1.52
A3-R7-1	60.8	1.78	56.6	1.58	1.08	1.13
A3-R5-1	85.2	1.11	78.1	0.96	1.09	1.16
A3-R3-1	138.4	0.69	126.2	0.50	1.10	1.38

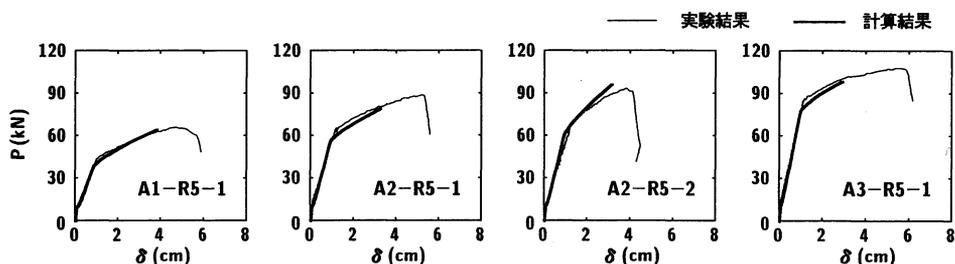


図-5 無次元化前における荷重-変位曲線の比較図の一例 (せん断スパン比 $r_s = 5.0$)

ならず, A1-Rn-1 試験体と A2-Rn-2 試験体は前者の破壊性状を, また A2-Rn-1 試験体と A3-Rn-1 試験体は後者の性状を示している. ここで, $n = 3, 5, 7$ である. これより, 配筋量やシートによる曲げ補強量が等しい場合には, せん断スパン比 r_s が AF RP シート曲げ補強 RC 梁の破壊性状に与える影響の小さいことが分かる.

現象的には, 前者の場合には, 主鉄筋降伏後シートの局所的な剝離に起因すると考えられる剛性低下が進行し, 計算結果の上縁コンクリート圧壊前あるいはその近傍時点でシートが完全に剝離し終局に至っている. 本文ではこの破壊形式を剝離型破壊形式 (以後, 単に剝離破壊型) と呼ぶこととする. 一方, 後者の場合には, 計算結果の上縁コンクリート圧壊時にも未だ著しいシートの剝離や梁の剛性低下がなくかつ耐力の上昇傾向を示している. 最終的には, 上縁コンクリートが過度に圧壊した時点でシートが剝離し終局に至っているものと推察される. 本文では, このような破壊形式を前者と区別するために曲げ圧壊型破壊形式 (以後, 単に曲げ圧壊型) と呼ぶこととする.

(2) 剝離破壊型試験体のシートのひずみ分布およびひび割れ分布

図-6 には, 主鉄筋降伏時から計算結果の終局時までの変位の増加量を $\Delta\delta$ とし, 剝離破壊型を示す A1-R7-1 と A1-R3-1 試験体に関する主鉄筋降伏時 (①: $\delta/\delta_y = 1$), 計算結果の終局時 (③: $\delta/\delta_y = 1 + \Delta\delta/\delta_y$, 以後計算終局時), およびそれらの中間の変位発生時 (②: $\delta/\delta_y = 1 + 0.5 \Delta\delta/\delta_y$, 以後中間時点) におけるシートのひずみ分布に関して実験結果と計算結果を比較して示している. 両試験体の実測最大耐力は計算終局時 (③) とほぼ同様の変位発生時に励起している. なお, A2-Rn-2 試験体の実験結果では計算終局時点到達前に最大耐力値に達していることを確認している. 図には, 参考のために各時点における計算結果の梁全体の主鉄筋降伏領域, 載荷点から主鉄筋降伏端までの距離 (以後, 単に主鉄筋降伏範囲 L_y) および実験終了後の各 RC 梁側面に発生したひび割れ分布も示している.

シートの各ひずみ分布図より, 両梁とも主鉄筋降伏時(①)には実験結果と計算結果のひずみ分布がほぼ等しく, シートが完全付着に近い状態にあること

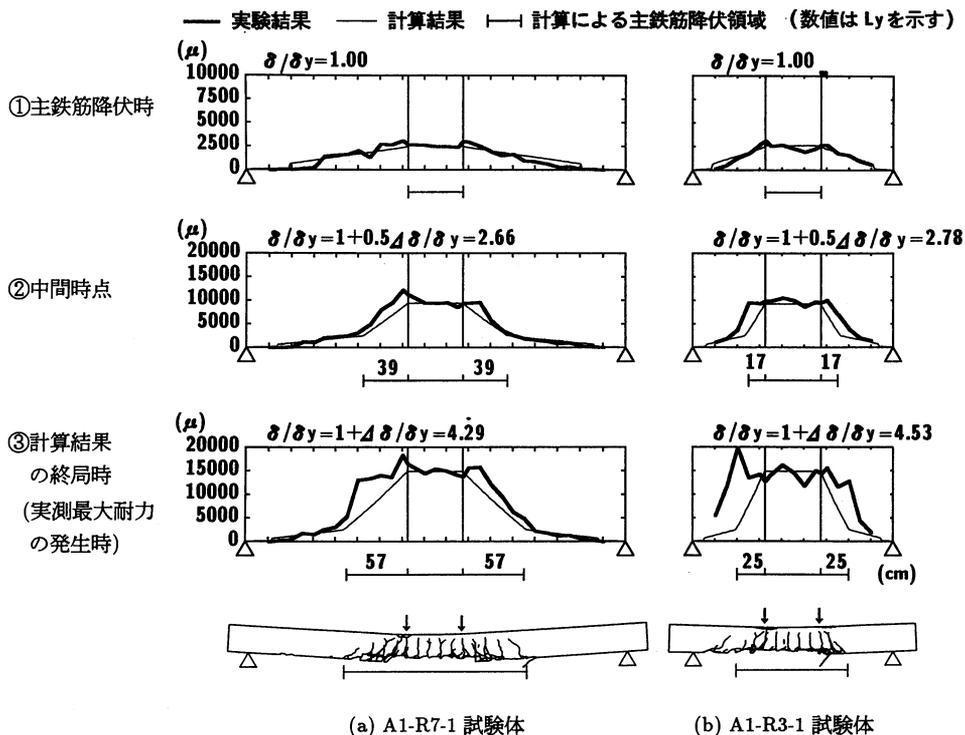


図-6 剝離破壊型試験体のシートのひずみ分布および実験終了後のひび割れ分布性状

が分かる。中間時点(②)では、計算結果の主鉄筋降伏領域が等曲げ区間より拡大していることが分かる。シートのひずみ分布を見ると、両梁とも実験結果の等曲げ区間におけるひずみ分布が荷重点直下位置近傍を除いて、計算結果と類似していることが分かる。また、荷重点近傍から主鉄筋降伏領域における実験結果のひずみ分布が計算結果よりも若干大きな値を示していることから、かぶりコンクリートがブロック化してシートを下方に押し込むピーリング作用(3章4節にて詳説)が発揮され始めている可能性のあることが推察される。

計算終局時(③)には、両梁とも等曲げ区間のひずみ値が $15,000 \mu$ 程度に達しているが、実験結果、計算結果ともほぼ類似の値を示しており、計算結果と同様の補強効果を発揮していることをうかがわせる。一方、等せん断力区間では、A1-R7-1 梁における荷重点と主鉄筋の降伏領域の最外点(以後、単に主鉄筋降伏先端部)間において大きなひずみ分布を示している。これは、後述の写真-2に示されているようにピーリング作用が顕在化しこの部分から支点側の領域におけるシートが下方に押し下げられ、局部的にシートの剝離が進行していることを暗示している。この性状は A1-R3-1 試験体でより著しい。

ひび割れ図を見ると、いずれの梁も等曲げ区間で

は曲げひび割れが示されている。また、等せん断力区間では斜めひび割れが卓越しているものの、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交叉してブロック化している様子が示されている。さらに、荷重点と主鉄筋降伏先端部の中間領域におけるブロック化されたコンクリート片は残され、等曲げ区間を含む内部領域のかぶりコンクリートがシートの剝離とともに剝落している。計算終局時(③)のシートのひずみ分布とひび割れ分布を比較すると、かぶりコンクリートが剝落している領域の両端近傍部において大きなひずみが励起している。これは、その近傍の剝落したコンクリート片がピーリング作用を促していることを暗示している。

(3) 曲げ圧壊型試験体のシートのひずみ分布およびひび割れ分布

図-7には曲げ圧壊型を示す A3-R7-1 と A3-R3-1 試験体に関する図-6と同様のひずみ分布図およびひび割れ分布図を示している。なお、曲げ圧壊型破壊の場合における実験結果は計算終局時(③)よりも耐力が大きいことより、実測最大耐力の発生時(④: $\delta/\delta_y = 1 + \Delta\delta/\delta_y$)についても示している。ここで、 $\Delta\delta$ は実験結果の主鉄筋降伏時から最大耐力発生時までの変位の増加量を意味している。図よ

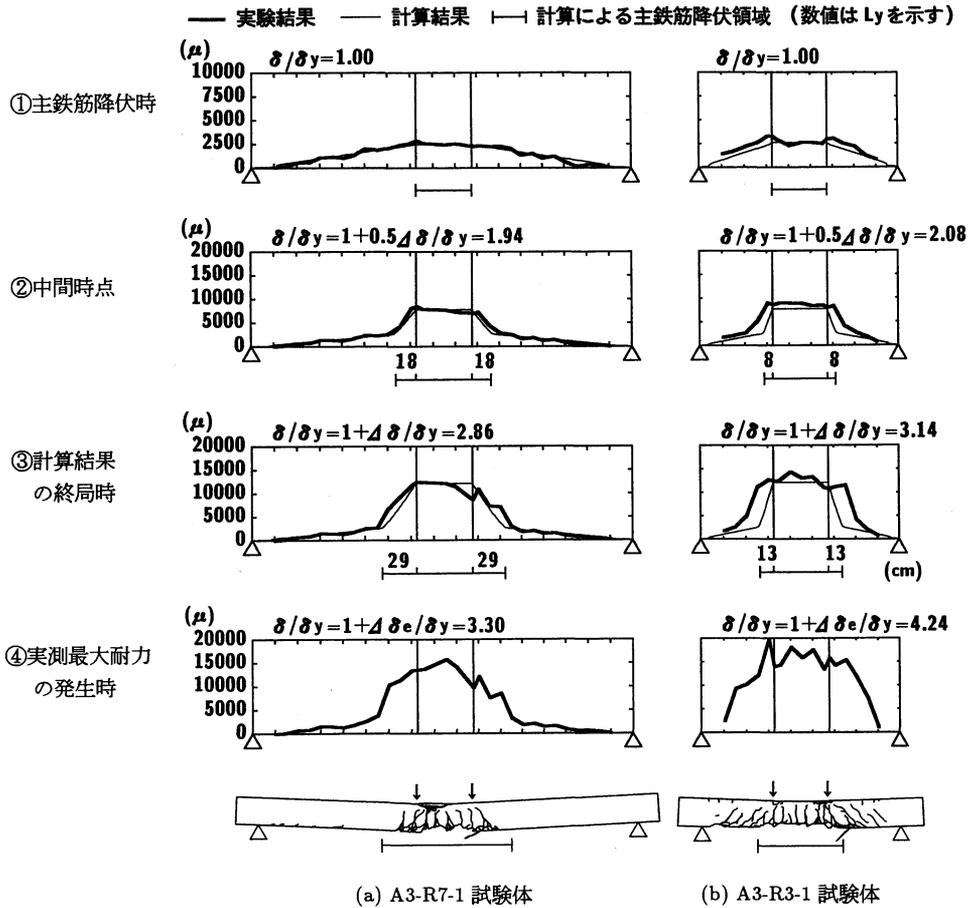


図-7 曲げ圧壊型試験体のシートのひずみ分布および実験終了後のひび割れ分布性状

り、A3-R7-1 試験体の場合には、中間時点(②)のみならず計算終局時(③)における実験結果のひずみ分布も計算結果のひずみ分布と良く対応しており、シートは計算終局時(③)まで計算結果と同様の補強効果を発揮しているものと推察される。A3-R3-1 試験体の場合における実験結果も計算終局時(③)の分布性状が図-6のA1-R3-1試験体における中間時点(②)と類似なものとなっていることより、RC梁は未だシートが剝離して終局に至る状態ではないことが分かる。また、実測最大耐力発生時(④)には、図-6の剝離破壊型RC梁の計算終局時(③)におけるひずみ分布と類似な性状を示しており、かぶりコンクリートのブロック化に起因するピーリング作用が顕在化し、シートが著しく下方へ押し下げられて剝離が進行していることを暗示している。このように、曲げ圧壊型の場合には計算結果の終局時においても著しいシートの剝離現象が示されず、実測最大耐力値に到達後、剝離破壊型の場合と同様な現象により終局に至るものと推察される。

ひび割れ分布図を見ると、A3-R7-1 試験体の場合には主鉄筋降伏範囲が小さいことより、図-6のA1-R7-1 試験体の場合に比較して斜めひび割れの発生領域やかぶりコンクリートの剝落領域も小さいようである。また、A3-R3-1 試験体の場合には図-6のA1-R3-1試験体よりも主鉄筋降伏範囲が狭いものの、斜めひび割れ発生領域は広くかつひび割れ本数も多い。しかしながら、実測最大耐力発生時のシートのひずみ分布は、両梁ともかぶりコンクリート剝落領域近傍部で大きなひずみ値を示していることより、曲げ圧壊型の場合も剝離破壊型の場合と同様に、この領域のブロック化されたコンクリート片のピーリング作用によってこの領域から支点側のシートが下方に押し下げられ、シートが剝離して終局に至るものと推察される。

(4) シート剝離時のシートのひずみ分布性状

図-8には、実測最大耐力発生時からシート剝離時までのひずみ分布性状を、剝離破壊型を示すA1-

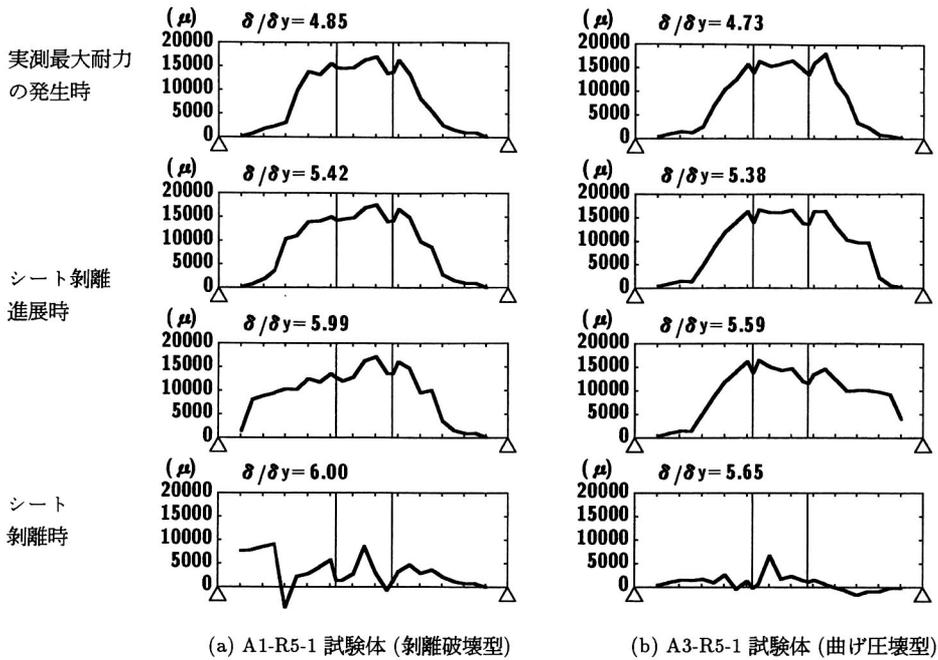


図-8 シートの剥離進展状況

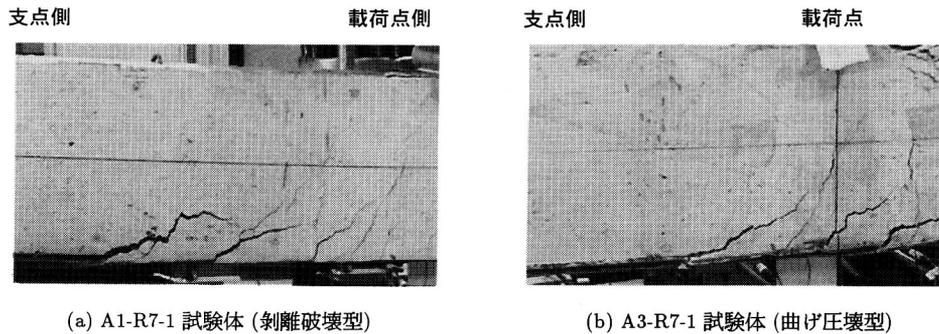


写真-2 ピーリング作用によるシートの剥離開始状況

R5-1 試験体および曲げ圧壊型を示す A3-R5-1 試験体について示している。図より、両梁ともに変位の増大に伴い、等せん断力区間において載荷点から支点側に向かって直線的に減少しているひずみ分布が徐々にほらみ出し、大きなひずみの発生する範囲が支点側に進展していることが分かる。また、最終的には、シートが一点近傍部 (A1-R5-1 試験体は右側、A3-R5-1 試験体は左側支点) を除く広い範囲でコンクリート面から剥離し、シートに発生していた引張力が解放されひずみがほぼ零レベルまで低下している。これは、前述のとおり、載荷点から主鉄筋降伏先端部間に形成されたコンクリートブロックに起因するピーリング作用によってシートの剥離領域

が拡大し、最終的には一点近傍部を除きほぼ完全剥離に至る状況を明確に示している。このことより、RC 梁の曲げ補強シートの剥離は本論文で定義した破壊形式に拘わらずかぶりコンクリートのブロック化に起因するピーリング作用によって発生・進展することが明らかとなった。写真-2には、剥離破壊型を示す A1-R7-1 試験体、曲げ破壊型を示す A3-R7-1 試験体におけるコンクリートブロックのピーリング作用によるシートの剥離開始状況を示している。写真より、2~3 個のブロック化したかぶりコンクリート塊に起因するピーリング作用によってシートが下方に押し下げられ、シートの剥離が支点側に向かって進展している状況が確認できる。

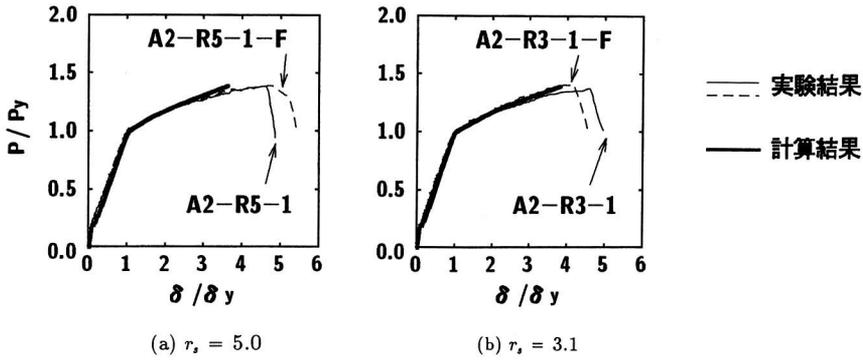


図-9 シートを全面接着した場合と等曲げ区間を無接着とした場合の無次元荷重-変位曲線の比較図

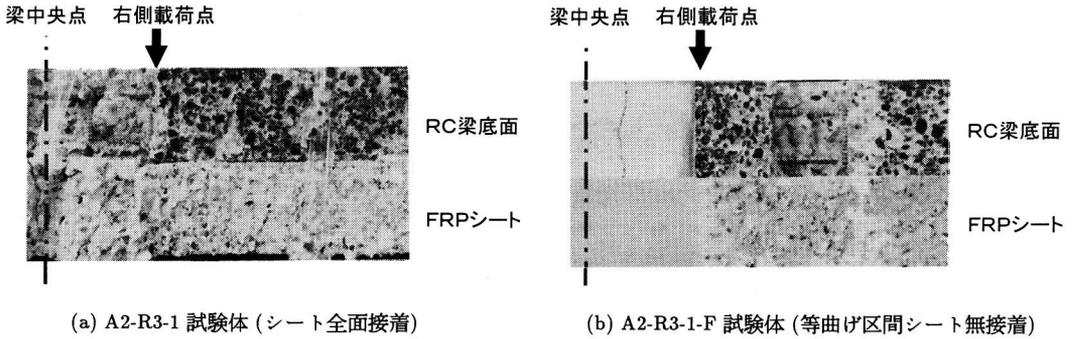


写真-3 実験終了後におけるシート接着面の状況の比較

(5) シート剥離の発生位置および発生要因の検討

前節までの検討において、シートのひずみ分布およびひび割れ分布性状を基に、シートの剥離が RC 梁の破壊形式に拘わらず載荷点から主鉄筋降伏先端部までの領域におけるかぶりコンクリートのブロック化に起因するピーリング作用によって発生することを推察している。このことは、等曲げ区間に発生する多数の曲げひび割れやそれに伴うかぶりコンクリート部の著しい損傷はシートの剥離進展状況や終局曲げ耐力に与える影響が小さいことを意味している。本節では、このような検討結果の妥当性を検証するため、等曲げ区間のシートを無接着状態とする場合の実験結果を基に、等曲げ区間のシートの接着状況がシートの剥離性状や終局曲げ耐力に与える影響について検討する。

図-9 には、シートを全面接着とした A2-R5/R3-1 試験体と等曲げ区間を無接着とした A2-R5/R3-1-F 試験体に関する無次元荷重-変位曲線の実験および計算結果の比較図を示している。なお、等曲げ区間をシート無接着とする場合の計算は、シート接着の有無に拘わらず等曲げ区間内のシート歪が変化しないことより、シート接着時と同一の条件で実施

することとした。従って、等曲げ区間におけるシート接着の有無に拘わらず計算結果は等しい。図より、せん断スパン比 r_s が等しい場合の実験結果は、等曲げ区間のシートの接着状況に拘わらず終局近傍部を除いて、両者ほぼ同様な分布性状を示していることが分かる。従って、等曲げ区間のシートの接着状況が無次元荷重-変位曲線に与える影響は小さく、シートの剥離現象は等曲げ区間の曲げひび割れに起因していないことが分かる。なお、これらの試験体の実験結果は計算結果と良く対応しており、変位が計算結果の最大値を上回った後、シートが剥離する曲げ圧壊型の性状を示している。写真-3 には実験終了後におけるシート接着面の状況の比較を A2-R3-1 と A2-R3-1-F 試験体について示している。写真より、全面接着の場合には等曲げ区間を含む広い領域でかぶりコンクリートがシートに付着した状態となっているが、等曲げ区間をシート無付着とする場合には初期条件同様等曲げ区間のかぶりコンクリートはシートに付着せず、曲げひび割れの発生のみが確認できる。

図-10 には、A2-R5-1 と A2-R5-1-F 試験体に関して、図-7 と同様のひずみ分布図およびひび割れ分

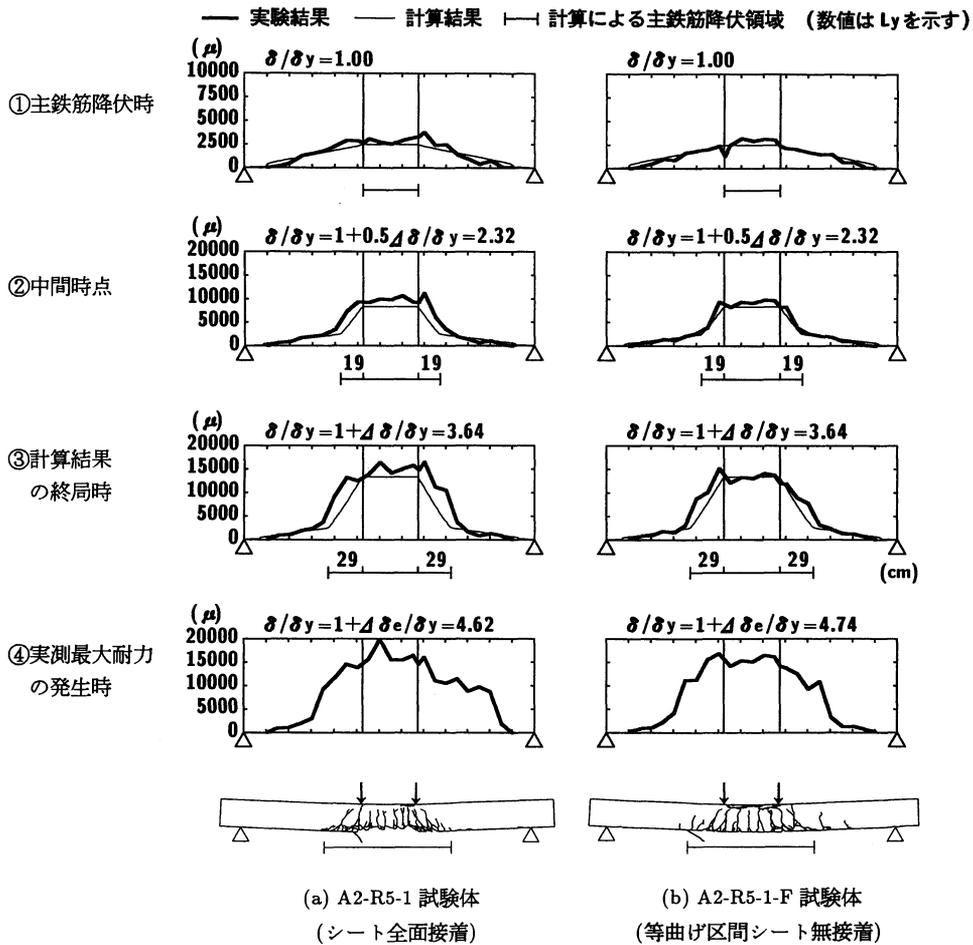


図-10 A2-R5-1 および A2-R5-1-F のひずみ分布および実験終了後のひび割れ分布性状

布図を示している。写真-3にも示されているように、両試験体の等曲げ区間におけるシートの接着状況が全く異なっているにも拘わらず、両者のひずみ分布は各時点ではほぼ同様な性状を示している。両者の実験結果は計算終局時(③)まで各々の計算結果と良く対応していることから、この時点においてもシートは未だ計算仮定と同様の補強効果を発揮しているものと推察される。また、実測最大耐力発生時(④)においても両梁とも類似したひずみ分布性状を示しており、等曲げ区間に発生した曲げひび割れによってシートとコンクリートの界面ひび割れが進展する一面せん断的な剝離現象は生じていないことが分かる。

実験終了後のひび割れ分布性状を見ると、前掲の写真-3でも示されているように、全面接着のA2-R5-1試験体の場合には等曲げ区間におけるかぶりコンクリートは全てシートの剝離とともに剝落しているが、等曲げ区間シート無付着のA2-R5-1-F試験

体の場合には曲げひび割れのみ発生していることが分かる。しかしながら、両試験体において、1) 載荷点から主鉄筋降伏先端部までの領域におけるかぶりコンクリートがブロック化されていること、2) 実測最大耐力発生時(④)の等せん断力区間における載荷点近傍のシートのひずみ分布が計算終局時のそれに比べて増加しかつその増加領域が支点側に拡大していることが確認できる。これより、等曲げ区間と同様、等せん断力区間に発生した曲げひび割れによってシートとコンクリートの界面ひび割れが両支点方向に拡大するような剝離現象は発生せず、上述のブロック化されたコンクリート塊によるピーリング作用によってシートが押し下げられシートの剝離が一方方向に進展していることが分かる。

以上、等曲げ区間のシートの接着状況に拘わらず、無次元荷重-変位曲線、シート全体のひずみ分布性状およびシートの剝離発生状況が類似の性状を示していることより、等曲げ区間の付着状況がシートの

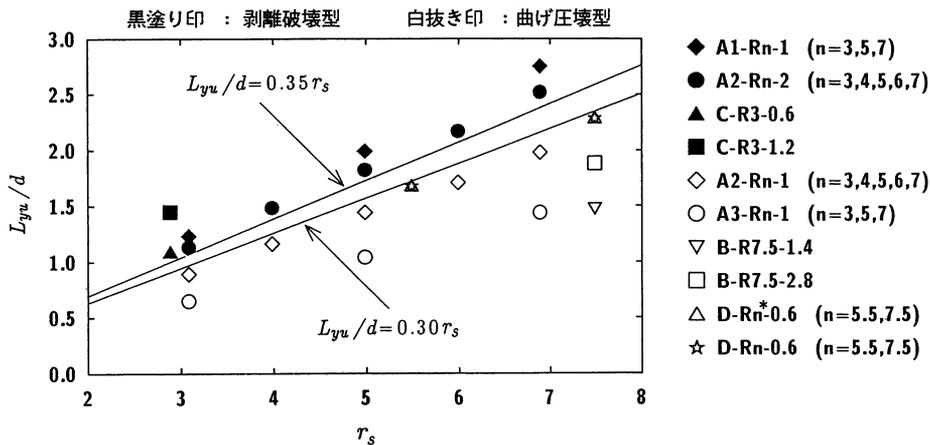


図-11 各せん断スパン比 r_s における L_{yu}/d 値

表-6 等せん断力区間における主鉄筋降伏範囲一覧

試験体名	計算中間時点(②) L_y (cm)	計算終局時(③) L_{yu} (cm)
A1-R3-1 (D)	17	25
A3-R3-1 (B)	8	13
A1-R7-1 (D)	39	57
A3-R7-1 (B)	18	29

注) (D) : 剥離破壊型, (B) : 曲げ圧壊型

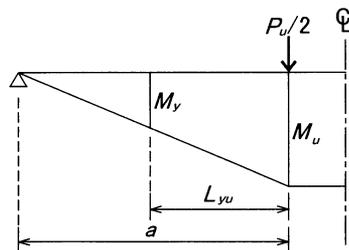


図-12 計算終局時における作用曲げモーメント図

剥離性状に与える影響は極めて小さく、シートの剥離は図-10のひび割れ図や前節の写真-2に見られるような等せん断力区間における主鉄筋降伏範囲に発生したコンクリートブロックが起因となるピーリング作用によって生じることが一層明確なものとなった。

4. 破壊形式の推定

(1) 破壊形式に与える影響因子の検討

3章の1~3節では、AFRPシート曲げ補強RC梁が全面剥離する場合の破壊形式が剥離破壊型と曲げ圧壊型に分類できることを示し、両破壊形式では各荷重段階におけるAFRPシートのひずみ分布性状が異なることを明らかにした。さらに、3章の4,5節では、シートの剥離は破壊形式に拘わらず最終的には等せん断力区間内における主鉄筋降伏範囲に形成されたコンクリートブロックがシートを押し下げて引き剥がすピーリング作用により生じることを示した。また、上記の両破壊形式のうち、曲げ圧壊型の場合には実測耐力が計算耐力と同程度となるこ

とより、断面分割法に基づいた数値計算によって最大耐力が算定可能である。一方、剥離破壊型の場合には実測耐力が計算耐力を下回り終局に至る可能性があることから、単純に断面分割法に基づいて補強設計を実施することは危険側の設計になることが明らかとなった。従って、合理的な曲げ補強設計法を確立するためには、第1にRC梁の補強後の破壊形式を的確に予測することが重要であるものと判断される。

このような観点より、ここでは3章の2,3節で示した剥離破壊型および曲げ圧壊型の場合におけるシートのひずみ分布性状(図-6,7)を参考にして、AFRPシート曲げ補強後のRC梁の破壊形式の推定法について検討を行う。

図-6の剥離破壊型を示すA1-R7/R3-1および図-7の曲げ圧壊型を示すA3-R7/R3-1試験体に関する計算結果のシートに発生するひずみ分布性状をせん断スパン比 r_s が同等の場合で比較すると、表-6のように示される。表より、計算終局時(③)の等せん断力区間における主鉄筋降伏範囲 L_{yu} は剥離破壊型の場合が曲げ圧壊型に比較して2倍程度広く示されている。一方、剥離破壊型の中間時点(②)

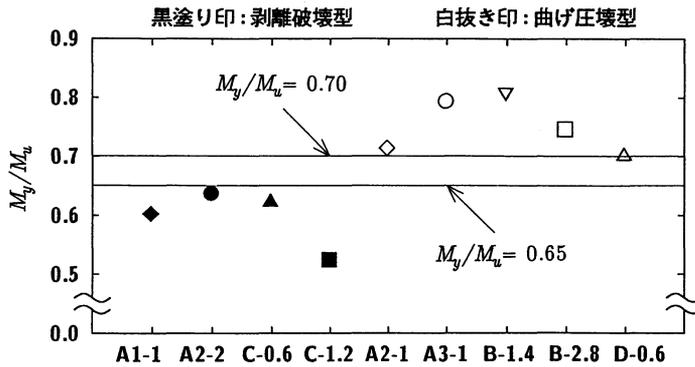


図-13 各 RC 梁断面における M_y/M_u 値

における L_y は曲げ圧壊型の計算終局時 (3) の L_{yu} に近い値となっている。また、両者ともこの時点では実験および計算結果のひずみ分布がほぼ対応していることから、 L_y が小さい場合にはシートに対してピーリング作用が未だ顕在化していないことが推察される。

以上より、シート剥離の原因には等せん断力区間における主鉄筋降伏範囲 L_y が大きく影響していることが分かる。これより、本研究では主鉄筋降伏範囲 L_y 値を基に AFRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式の推定を試みることにする。なお、本研究で用いられている L_y は断面分割法に基づき比較的簡易に求められる値であり、かつ断面の特性 (形状寸法、主鉄筋比、シートの補強割合など) やせん断スパン長などの変数を含んで得られる値である。

(2) 破壊形式推定法の提案

3章1節の検討より、AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の破壊性状は配筋量やシートによる曲げ補強量が等しい場合には、せん断スパン比 r_s に大きく影響されないことが明らかになっている。しかしながら、破壊形式を各 RC 梁の特性を表わす無次元量で推定評価するため、敢えて縦軸に計算終局時の主鉄筋降伏範囲 L_{yu} を梁の有効高さ d で除した L_{yu}/d を取り、横軸にせん断スパン比 $r_s (= a/d)$ を取って整理すると、図-11 のように示される。図中、実験結果が曲げ圧壊型である場合には白抜きの印、剥離破壊型である場合には黒塗りの印で示している。なお、図には A 試験体のほか、断面形状を変化させた B, C 試験体、載荷方法 (1 点載荷, 2 点載荷) とせん断スパン比を変化させた D 試験体の結果も合わせて示している。各試験体の破壊形式は、A 試験体の場合には 3 章 1 節の無次元荷重-変位曲線 (図-4) を参考に、また、B, C および D 試験体

の場合には後述の付録に掲載している無次元荷重-変位曲線 (付図-1) を参考にして、実験結果の最大荷重および最大荷重時の変位がともに計算値を下回っている場合を剥離破壊型、それ以外の場合を曲げ圧壊型と評価した。

図より、せん断スパン比 r_s が同一の場合には、配筋量やシートによる曲げ補強量に依存して 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が分かる。また、破壊形式が曲げ圧壊型から剥離破壊型に移行する L_{yu}/d 値は r_s が大きいほど上昇している。図中には、破壊形式を分類するため、両破壊形式を 2 分する原点通過の直線を示している。直線はプロットされているデータを参考に上限と下限の場合について示している。これらの直線は、せん断スパン比 r_s を a/d に置き換えて、以下のように表すことができる。すなわち、

$$L_{yu}/d = (0.30 \sim 0.35) a/d \quad (1)$$

ただし、

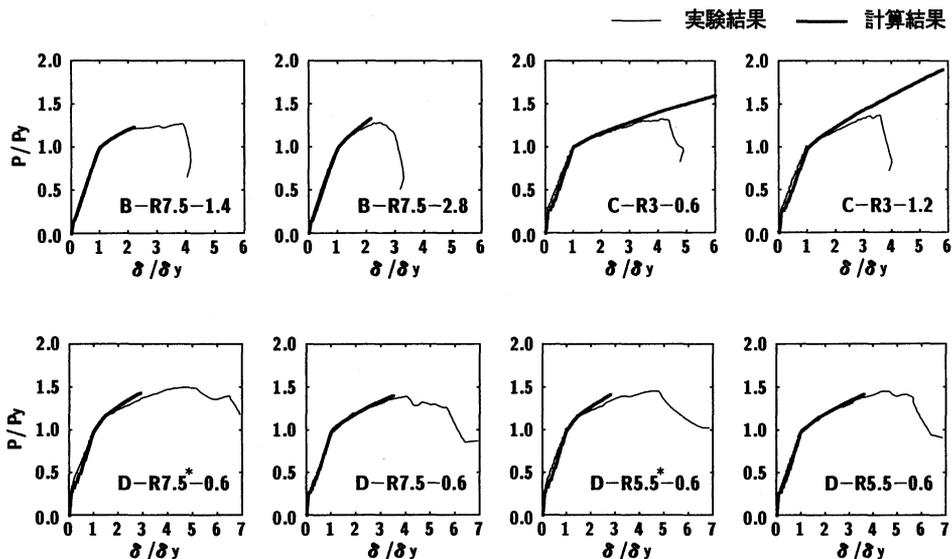
$$2.9 \leq a/d \leq 7.5 \quad (2)$$

これより、

$$L_{yu}/a = 0.30 \sim 0.35 \quad (3)$$

式 (3) より、 $L_{yu}/a < 0.30$ の場合には曲げ圧壊型、 $L_{yu}/a > 0.35$ の場合には剥離破壊型を示すことが分かる。これは、せん断スパン長 a に対する主鉄筋降伏範囲 L_{yu} の割合が大きい場合にはシート剥離の起因となるコンクリートブロックの形成範囲も広くなり、シートの剥離が生じやすい状況になることを暗示している。

一方、AFRP シートを用いて曲げ補強した断面の降伏曲げモーメント M_y および終局曲げモーメント M_u の計算値を用いて作用曲げモーメント図を作



付図-1 B, C および D 試験体の無次元荷重-変位曲線に関する実験および計算結果の比較図

図すると、計算終局時の L_{yu} と a は M_y と M_u との間で図-12のような関係にあることが分かる。従って、式(3)に示されている L_{yu}/a は、 M_y と M_u を用いて以下のように定式化可能である。すなわち、

$$L_{yu}/a = 1 - M_y/M_u \quad (4)$$

式(3), (4)より M_y/M_u を求めると、

$$M_y/M_u = 0.65 \sim 0.70 \quad (5)$$

これより、AFRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式は、補強断面の降伏および終局曲げモーメントを断面分割法に基づいて算定することによっても推定できることが分かる。図-13には、参考のため各 RC 梁断面における M_y/M_u 値を示している。なお、図中の横軸の RC 梁断面の名称は、表-1に示している試験体名のうち断面形状を示す第1項目とシートの体積補強割合を示す第3項目との組合せにより表わしている。図より、 $M_y/M_u > 0.70$ の場合には曲げ圧壊型、 $M_y/M_u < 0.65$ の場合には剝離破壊型として評価可能であることが分かる。

5. まとめ

本論文は、FRP シートを用いた RC 部材の合理的な曲げ補強設計法確立のための基礎資料を提供することを目的として、著者らがこれまで行ってきた AFRP シート曲げ補強 RC 梁の静載荷実験結果を基に、RC 梁の耐荷性状や破壊性状を総合的に評価

検討したものである。本研究の範囲内で得られた知見をまとめると、以下のとおりである。

- 1) AFRP シート曲げ補強 RC 梁のシートが全面剝離する場合には、実験結果が断面分割法に基づいた計算終局時の変位と同程度かそれよりも小さな変位でシートが剝離し終局に至る場合（剝離破壊型）と、実験結果が計算終局時の変位を上回った状態でシートが剝離し終局に至る場合（曲げ圧壊型）に分けることができる。
- 2) 配筋量やシートによる曲げ補強量が等しい場合には、せん断スパン比が AFRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊形式に与える影響は小さい。
- 3) 最終的なシートの剝離は破壊形式に拘わらず、等せん断力区間の主鉄筋降伏範囲内に形成されるかぶりコンクリート塊がシートを押し下げるピーリング作用によって発生する。
- 4) 破壊形式は、断面分割法に基づいて算定される終局時の等せん断力区間における主鉄筋降伏範囲 L_{yu} とせん断スパン長 a を用いて推定でき、 $2.9 \leq a/d \leq 7.5$ において、 $L_{yu}/a < 0.30$ の場合には曲げ圧壊型、 $L_{yu}/a > 0.35$ の場合には剝離破壊型となる。また、断面分割法によって算定された降伏曲げモーメント M_y および終局曲げモーメント M_u を用いると、 $M_y/M_u > 0.70$ の場合には曲げ圧壊型、 $M_y/M_u < 0.65$ の場合には剝離破壊型として推定可能である。

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新井茂雄君（現青森県庁）、同大学院在学中の一瀬将吾君および澤田純之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。

付録

付図-1には、4章2節においてB, CおよびD試験体の破壊形式の特定に用いた荷重-変位曲線の実験および計算結果の比較図を示している。図を参考に、本論文ではB, D試験体は曲げ圧壊型、C試験体は剝離破壊型と判定している。なお、これら全てのRC梁において、実測の降伏荷重 P_{ye} および降伏変位 δ_{ye} はA試験体と同様、計算値の P_{yc} , δ_{yc} を上回っていることを確認している。

参考文献

- 1) 谷木謙介, 田中常雄, 木村耕三, 小島克朗, 武田寿一: 炭素繊維貼り付けによる鉄筋コンクリート部材の補強に関する研究 (その1. 矩形試験体による曲げ補強効果の検討), 日本建築学会学術講演梗概集 C, pp. 819-820, 1987.
- 2) 東田典雅, 松田哲夫, 小島克朗, 岡島豊行, 大野了: 炭素繊維を用いたRC橋脚の耐震補強, 連続繊維補強材のコンクリート構造物への適用に関するシンポジウム講演論文報告集, pp. 39-42, 1992.
- 3) 日本コンクリート工学協会: 連続繊維補強コンクリート研究委員会 報告書(II), 1998.
- 4) 佐藤昌志, 西弘明, 三上浩, 岸徳光: アラミドテープを巻き付けたRC橋脚模型の静的耐荷性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 2, pp. 1451-1456, 1996.
- 5) 三上浩, 佐藤昌志, 谷本俊充, 松岡健一: アラミドテープを巻き付けたRC橋脚模型の靱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. 1457-1462, 1996.
- 6) 長田光司, 大野晋也, 山口隆裕, 池田尚治: 炭素繊維シートで補強した鉄筋コンクリート橋脚の耐震性能, コンクリート工学論文集, 第8巻第1号, pp. 189-202, 1997.
- 7) Seible, F., Priestley, M. J. N., Hegemier, G. A. and Innamorato, D.: Seismic Retrofit of RC Columns with Continuous Carbon Fiber Jackets, *Journal of Composites for Construction*, pp. 52-62, 1997.
- 8) 山田真幸, 三木千壽, 館石和雄, 権藤健二: 段落としを有する鉄筋コンクリート柱の破壊過程とアラミド繊維巻き立てによる補強効果の検討, 構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 1317-1324, 1998.
- 9) 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.
- 10) Nanni, A., Bakis, E. C. and Boothby, E. T.: Externally Bonded FRP Composites for Repair of RC Structures, *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Proceedings of the Third International Symposium*, Vol. 1, pp. 303-310, 1997.
- 11) 岳尾弘洋, 松下博通, 矢原輝政, 佐川康貴: CFRP接着工法における炭素繊維シート付着耐力向上実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 1, pp. 431-436, 1998.
- 12) 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.
- 13) 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.
- 14) 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.
- 15) 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.
- 16) 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.
- 17) Buyukozturk, O. and Hearing, B.: Failure Behavior of Precracked Concrete Beams Retrofitted with FRP, *Journal of Composites for Construction*, pp. 138-144, 1998.
- 18) 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.
- 19) 三上浩, 岸徳光, 佐藤昌志, 栗橋祐介: FRPシートを接着したRC梁の耐荷性状に与える接着範囲の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 3, pp. 1549-1554, 1999.
- 20) 栗橋祐介, 岸徳光, 三上浩, 松岡健一: RC梁における載荷点間隔がFRPシートの曲げ付着性状に与える影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 3, pp. 1555-1560, 1999.
- 21) 栗橋祐介, 岸徳光, 三上浩, 松岡健一: RC梁に接着したFRPシートの曲げ付着特性に与えるシート補強量の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 22, No. 1, pp. 481-486, 2000.
- 22) 野口貴文, 友澤史紀, 李翰承, 庄司広和: 鉄筋腐食をモデル化したRC梁における炭素繊維シートによる曲げ補強効果, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 1, pp. 1077-1082, 1996.
- 23) 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.
- 24) 鹿毛忠継, 榊田佳寛: 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.
- 25) Arduini, M. and Nanni, A.: Behavior of Precracked RC Beams Strengthened with Carbon FRP Sheets,

- Journal of Composites for Construction*, pp. 63-70, 1997.
- 26) 吉澤弘之, 吳 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.
- 27) 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.
- 28) 岸 徳光, 三上 浩, 池田憲二, 栗橋祐介: FRPシート曲げ補強 RC梁のスパン方向偏心載荷時における耐荷性状, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp. 1175-1182, 2000.
- 29) 土木学会: コンクリート標準示方書(平成8年制定)設計編, 1996.
- 30) 水越陸視, 明星 徹, 真鍋 隆, 小林哲也: 炭素繊維シート補強 RC はりの曲げ性状に及ぼすシートの接着状態の影響, 土木学会第50回年次学術講演会, pp. 400-401, 1995.

(2000. 7. 19 受付)

AN EXPERIMENTAL STUDY ON LOAD-CARRYING BEHAVIOR OF FLEXURAL STRENGTHENED RC BEAMS WITH AFRP SHEET

Norimitsu KISHI, Hiroshi MIKAMI and Yusuke KURIHASHI

In this paper, in order to establish a rational flexural strengthening method for Reinforced Concrete (RC) structures by using Aramid FRP sheet, load-carrying behavior of RC beams including sheet debonds is experimentally discussed. Results obtained from this study are as follows: 1) two types of failure mode on the RC beams are experimentally confirmed: sheet debonding failure type; and flexural compression failure type; 2) in either cases, the sheet is debonded due to a peeling action of concrete blocks formed near cover concrete in the shear span; and 3) these failure modes are depended upon the ratio of the length of main-rebar yield area in the shear span to the length of shear span.