

CFシートの多層化個別緊張 (MLMT) 工法 によるRCはりの曲げ耐力特性の改善

日下貴之¹・堀川教世²・並木宏徳³・高木宣章⁴・井上真澄⁵

¹工博 立命館大学助教授 理工学部機械工学科 (〒 525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

²正会員 工博 富山県立大学講師 工学部機械システム工学科 (〒 939-0398 富山県射水郡小杉町黒河 5180)

³正会員 工博 京橋工業株式会社代表取締役部長 設計部 (〒 536-0014 大阪市城東区鳴野西 2-2-21)

⁴正会員 工博 立命館大学教授 理工学部土木工学科 (〒 525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

⁵学生会員 工修 立命館大学大学院 理工学研究科 (〒 525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

鉄筋コンクリートはりを対象として、著者らが考案した高強度繊維シートを用いた多層化個別緊張 (MLMT, Multi-Layer Multi-Tensioning) 工法の有効性について検証することを試みた。有限要素解析結果から、MLMT 工法では、接着端部近傍での応力集中を効果的に低減でき、その結果、補強シートに非常に高い緊張力を導入できることが明らかになった。曲げ載荷試験結果から、MLMT 工法では、補強シートに非常に高い緊張力を導入できることによって、引張側コンクリートの曲げひび割れに関して、きわめて高い改善効果が得られることが明らかになった。また、緊張力の一部を端部固定治具に分担させることによって、せん断ひび割れを起点とした補強シートの剥離に関して、きわめて高い改善効果が得られることが明らかになった。

Key Words : *Retrofitting, reinforcing, RC beam, CF sheet, tensioning, bonding, anchoring, interfacial mechanics, fracture mechanics, FEM analysis, MLMT method*

1. 緒 言

1990年代以降、炭素繊維 (CF, Carbon Fiber) やアラミド繊維 (AF, Aramide Fiber) などの高強度繊維材料が土木・建築の分野で広く使用されるようになってきている^{1)~6)}。特に、1995年に発生した阪神・淡路大震災以降、コンクリート構造物などの補修・補強の分野で高強度繊維材料を用いた新工法の研究開発が急速に進展し、基礎研究および実用化研究の両面で優れた研究成果が多数報告されるようになってきている^{7)~21)}。

中でも、CFシートやCFプレートなどを用いた曲げ補強工法に関しては、国内外を通じて多くの企業、大学、研究機関などが研究成果を発表するようになってきている^{7)~27)}。この種の補強工法の利点は、施工期間や施工経費の面はもとより、被補強部材に作用する死荷重をほとんど増加させることなく耐力特性の改善が望める点にあるが、補強部材と被補強部材との接合部分の強度を十分に確保することが容易ではなく、補強部材の優れた強度特性が十分に発揮されていない場合も多いのが現状である^{18)~21)}。

特に、曲げひび割れやたわみなどの構造物の使用性に関わる諸特性を改善するためには、予め補強部材を緊張した上で被補強部材に定着する補強工法が有効である^{9)~17)}。この場合には、補強部材と被補強部材との接合部分により大きな荷重が作用することになるため、接合部分の強度を十分に確保することがきわめて

重要な研究開発課題となる^{12),13)}。また、この種の補強工法では、補強部材に効率的に緊張力を導入できる装置を開発することも重要な研究開発課題であり、現状では、油圧ジャッキなどを用いた緊張装置が使用されている場合が多い^{9)~17)}。

このようなことから、著者らは、複数の補強シートをそれぞれ独立に緊張し被補強部材に定着できる小型の緊張装置を開発し、この緊張装置を用いた新しい補強工法を考案するとともに、有限要素法を用いた数値解析および無筋コンクリート供試体を用いた載荷試験などによって、その有効性と実現可能性について予備検討を重ねてきた^{22)~25)}。また、最近、これらの検討結果を踏まえて、鉄筋コンクリート供試体に対する施工試験を実施するにいたった^{26),27)}。

この補強工法の優位性は、補強シート端部の処理方法を適切に制御することによって、補強シートを剥離させることなく、被補強部材に高い予圧縮応力を導入できる点にあり、結果として、被補強部材の曲げ耐力特性を大幅に改善できることが期待される。しかし、補強シート端部の処理方法と補強シートに導入可能な緊張力との関係については全く定量化されておらず、また、補強シートに導入された緊張力と曲げ耐力特性の改善効果との関係についても十分な知見が得られていないのが現状である。

以上のようなことから、本報では、最初に、有限要素解析によって、外力が作用しない状態での接着端部

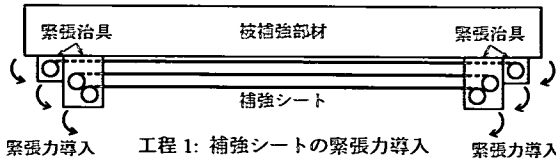


図-1 施工工程の概要 (提案工法 I)

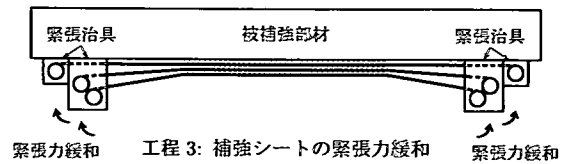
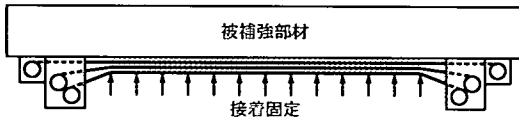
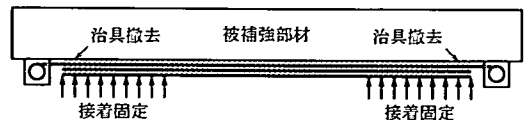


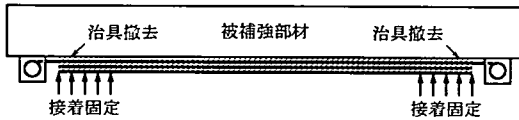
図-3 施工工程の概要 (提案工法 II)



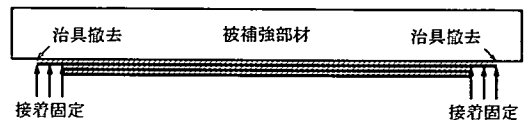
工程 2: 補強シートの接着固定



工程 4: 緊張治具の撤去



工程 3: 緊張治具の撤去



工程 5: 端部固定治具の撤去

図-1 施工工程の概要 (提案工法 I)

図-3 施工工程の概要 (提案工法 II)

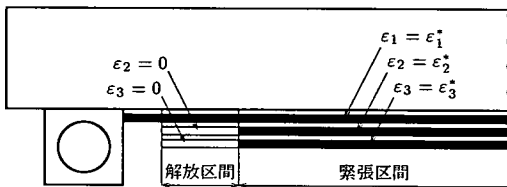


図-2 補強シート端部の詳細 (提案工法 I)

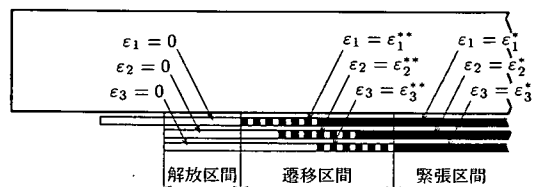


図-4 補強シート端部の詳細 (提案工法 II)

近傍の応力状態を評価し、補強シート端部の処理方法と補強シートに導入可能な緊張力との関係を明らかにすることを試みた。次に、曲げ載荷試験によって、外力が作用した状態での被補強部材の破壊挙動を評価し、補強シートに導入された緊張力と曲げ耐力特性の改善効果との関係を明らかにすることを試みた。なお、本報では、PC (Prestressed Concrete) はりに比べて補強シートによる予圧縮応力の導入効果が大きいと考えられる RC (Reinforced Concrete) はりを対象として各種の検討を行った。

2. MLMT 工法の概要

著者らは、高強度繊維材料を用いたコンクリート構造物の補強工法において、複数の補強シートをそれぞれ独立に緊張し被補強部材に定着できる小型の緊張装置を開発した²²⁾⁻²⁷⁾。本報では、この緊張装置を用いた補強工法を多層化個別緊張 (MLMT, Multi-Layer Multi-Tensioning) 工法と総称するが、以下では、MLMT 工法を応用した 2 種類の提案工法について、補強シート

枚数 $n = 3$ の場合を例に概説する。

(1) 提案工法 I の概要

図-1 に提案工法 I の施工工程を示す。実際に使用した緊張装置は、図中に示した緊張治具のほかにトルク導入レバー、シート押さえ、重錘などからなるが、現時点ではプロトタイプの作製を行ったのみであるため、詳細を省略し緊張治具のみを図示する。なお、図中の斜線部は接着固定が完了した領域を表す。

この工法では、最初に、被補強部材に固定した緊張治具の巻取軸を回転させることによって、補強シートにそれぞれ独立に所定の緊張力を導入する (工程 1)。次に、補強シートに接着剤を塗布し被補強部材に密着させた後、緊張力を保持した状態で接着剤を硬化させる (工程 2)。最後に、第 1 層 (被補強部材に直接接着されている層) の緊張治具 (端部固定治具) のみを残し他の層の緊張治具を撤去した後、接着剤を用いて補強シート端部を被補強部材に固定する (工程 3)。

図-2 に上記の施工工程によって得られる補強シート

端部の詳細を示す。図中で、補強シートを黒塗で示した領域は補強シートに所定の緊張力が導入されている区間(緊張区間, 工程2に対応), 補強シートを白抜で示した領域は補強シートの緊張力が0である区間(解放区間, 工程3に対応)を表す。すなわち, 提案工法Iでは, 緊張区間および解放区間での緊張力の合計 T_{ten} , T_{rel} は次式ようになる。

$$T_{ten} = E_1 A_1 \varepsilon_1^* + E_2 A_2 \varepsilon_2^* + E_3 A_3 \varepsilon_3^* \quad (1)$$

$$T_{rel} = E_1 A_1 \varepsilon_1^* \quad (2)$$

ただし, $E_1, E_2, E_3, A_1, A_2, A_3$ はそれぞれ第1層, 第2層, 第3層の補強シートのヤング率および断面積であり, $\varepsilon_1^*, \varepsilon_2^*, \varepsilon_3^*$ は緊張区間での第1層, 第2層, 第3層の補強シートの緊張ひずみである。

MLMT工法を応用した提案工法Iでは, 以上によって被補強部材に所定の予圧縮応力を導入することができるが, 緊張力の一部を端部固定治具に分担させることと補強シート端部に緊張力の解放区間を設定することによって, 接着端部近傍での応力集中を大幅に低減することができる。その結果, 単純接着固定のみでは導入が困難な高い緊張力(後述するように, 破壊力学的評価によって決定できる)を補強シートに導入することが可能となる。なお, 実際の作業では, 緊張力の導入に重錘を使用し, 接着剤の硬化が完了するまで一定の緊張力を保持することによって, 補強シートに導入するひずみを容易に制御することが可能である。

(2) 提案工法IIの概要

図-3に提案工法IIの施工工程を示す。提案工法Iでは, 施工後に端部固定治具を被補強部材に残留させる必要があるため, 構造物の設置形態や施工用件によっては適用不可能な場合も考えられる。このことから, 提案工法IIでは, 端部固定治具を併用せず接着固定のみを用いて, 提案工法Iと同等の緊張力を補強シートに導入することを試みた。なお, 図中の斜線部は接着固定が完了した領域を表す。

この工法では, 最初に, 提案工法Iの工程1および工程2と同様, 補強シートにそれぞれ独立に所定の緊張力を導入した後, 接着剤を用いて被補強部材に固定する(工程1, 工程2)。ただし, この際, 提案工法Iの場合と異なり, 補強シートの両端に緊張力の緩和処理を行うための区間を残す。次に, 緊張治具の巻取軸を逆転させることによって, 緊張区間の外側の補強シートの緊張力をそれぞれ独立に所定の値まで緩和する(工程3)。さらに, 第1層(被補強部材に直接接着されている層)の緊張治具(端部固定治具)のみを残し他の層の緊張治具を撤去した後, 接着剤を用いて補強シート端部を被補強部材に固定する(工程4)。最後に, 端部固定治

具を撤去するとともに, 接着剤を用いて補強シート端部を被補強部材に固定する(工程5)。

図-4に上記の施工工程によって得られる補強シート端部の詳細を示す。図中で, 補強シートを黒塗で示した領域は補強シートに所定の緊張力が導入されている区間(緊張区間, 工程2に対応), 補強シートを白抜で示した領域は補強シートの緊張力が0である区間(解放区間, 工程5に対応), 補強シートを破線で示した領域は補強シートの緊張力が緩和されている区間(遷移区間, 工程3に対応)を表す。すなわち, 提案工法IIでは, 緊張区間, 解放区間および遷移区間での緊張力の合計 T_{ten} , T_{rel} , T_{trn} は次式ようになる。

$$T_{ten} = E_1 A_1 \varepsilon_1^* + E_2 A_2 \varepsilon_2^* + E_3 A_3 \varepsilon_3^* \quad (3)$$

$$T_{rel} = 0 \quad (4)$$

$$T_{trn} = E_1 A_1 \bar{\varepsilon}_1 + E_2 A_2 \bar{\varepsilon}_2 + E_3 A_3 \bar{\varepsilon}_3 \quad (5)$$

ただし, $\bar{\varepsilon}_1, \bar{\varepsilon}_2, \bar{\varepsilon}_3$ は遷移区間での位置により,

$$\bar{\varepsilon}_i = 0, \varepsilon_i^*, \varepsilon_i^{**} \quad (i = 1, 2, 3) \quad (6)$$

となる。また, $\varepsilon_1^{**}, \varepsilon_2^{**}, \varepsilon_3^{**}$ は遷移区間での第1層, 第2層, 第3層の補強シートの緊張ひずみであり, 接着端部近傍での応力集中を低減させるためには,

$$0 \leq \varepsilon_i^{**} \leq \varepsilon_i^* \quad (i = 1, 2, 3) \quad (7)$$

のように設定すべきである。なお, 遷移区間では, 緊張力を緩和する量について各層独立に設定することができると同時に, 緊張力を緩和する範囲についても各層独立に設定することができる。

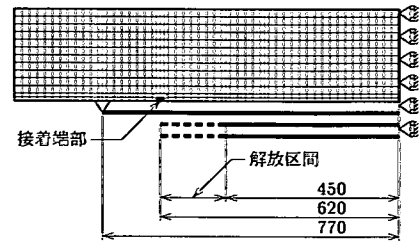
MLMT工法を応用した提案工法IIでは, 以上によって被補強部材に所定の予圧縮応力を導入することができるが, 補強シート端部に解放区間および遷移区間を設定することによって, 接着端部近傍での応力集中を大幅に低減することができる。その結果, 端部固定治具を併用せず接着固定のみを用いて, 提案工法Iと同等の高い緊張力(後述するように, 破壊力学的評価によって決定できる)を補強シートに導入することが可能となる。なお, 実際の作業では, 提案工法Iの場合と同様に緊張力の導入に重錘を使用し, 接着剤の塗布領域を適切に制限することによって, 補強シートに導入するひずみおよび緊張区間や遷移区間の長さを容易に制御することが可能である。

3. 数値解析による接着端部強度の評価

MLMT工法は, 補強シート端部の処理方法を適切に制御することによって, 補強シートを剥離させることなく, 被補強部材に高い予圧縮応力を導入することを狙ったものであるが, 境界条件の複雑さゆえに, 補強

表-1 数値解析モデルの一覧

名称	シート枚数 (枚)	緊張ひずみ (%)	端部治具 の有無	端部処理 の方法
モデル A	3	0.4, 0.4, 0.4	あり	解放処理
モデル A'	3	0.4, 0.4, 0.4	あり	なし
モデル B	3	0.2, 0.5, 0.5	なし	解放+遷移
モデル B'	3	0.2, 0.5, 0.5	なし	なし
モデル C	3	0.1, 0.1, 0.1	なし	なし
モデル C'	3	0.2, 0.2, 0.2	なし	なし



(a) モデル A (提案工法 I)

シートに導入可能な緊張力を理論的に決定することは容易ではない。このことから、本節では、有限要素解析によって、外力が作用しない状態での接着端部近傍の応力状態を評価し、補強シート端部の処理方法と補強シートに導入可能な緊張力との関係を明らかにすることを試みた。なお、このような境界条件は、補強シートの施工途中の状態を想定したものであり、次節で述べる載荷試験に使用した供試体は、本節で得られた知見をもとに補強条件を決定したものである。

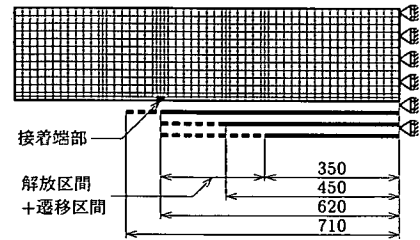
(1) 数値解析モデル

表-1、図-5 に数値解析モデルの一覧および概略を示す。ただし、モデル A の境界条件を変更したモデル A'、モデル B の境界条件を変更したモデル B'、モデル C の緊張ひずみを変更したモデル C' については図示を省略した。また、図中で、補強シートを実線で示した領域は補強シートに緊張力が導入されていることを表し、補強シートを破線で示した領域は補強シートに緊張力が導入されていないことを表す。

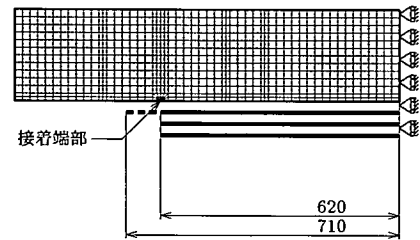
解析には、汎用有限要素解析コード MARC 2001 を使用し、被補強部材 (RC はり) を 4 節点シェル要素、補強シート (CF シート) を 2 節点はり要素を用いてモデル化した。主鉄筋およびせん断補強鉄筋については、それぞれ等価な剛性を有する 2 節点はり要素として簡略化した。また、数値解析に使用したモデルの幾何形状および材料特性については、すべて後述する載荷試験に使用した供試体と同様とした。

モデル A は提案工法 I を用いて補強した RC はり (載荷試験供試体 A に相当) であり、補強シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = \epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.4\%$ とした。各部の寸法は、図中に示すとおりであり、補強シート端部の解放区間の長さは 170 mm とした。モデル A' はモデル A の解放区間をなくしたモデルであり、モデル A との比較のために使用した。

モデル B は提案工法 II を用いて補強した RC はり (載荷試験供試体 B に相当) であり、補強シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = 0.2\%$ 、 $\epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.5\%$ 、遷移区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^{**} =$



(b) モデル B (提案工法 II)



(c) モデル C (従来工法)

図-5 数値解析モデルの概略

$\epsilon_2^{**} = \epsilon_3^{**} = 0$ とした。各部の寸法は、図中に示すとおりであり、補強シート端部の解放区間と遷移区間とを合わせた長さは 270 mm とした。モデル B' はモデル B の解放区間および遷移区間をなくしたモデルであり、モデル B との比較のために使用した。

モデル C は補強シートを単純接着のみによって固定した RC はり (載荷試験供試体 C に相当、便宜上、従来工法と称する) であり、補強シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = \epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.1\%$ とした。モデル C' はモデル C との比較のために用意したモデルであり、補強シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = \epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.2\%$ とした。

(2) 初期条件と境界条件

いずれのモデルについても、対称性を考慮して対象部材全体の 1/2 のみを離散化し、対称面に必要な変位拘束条件を適用した。また、接着端部の位置は図中に

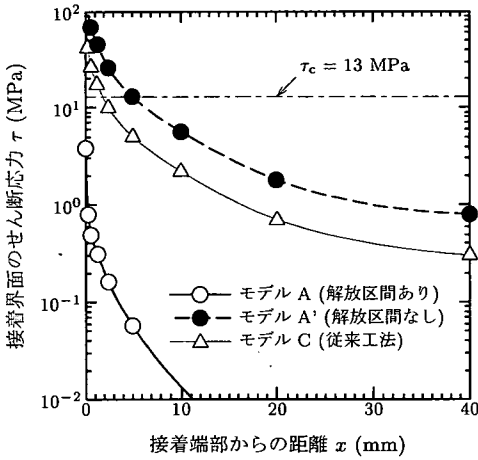


図-6 接着端面近傍でのせん断応力分布 (モデル A)

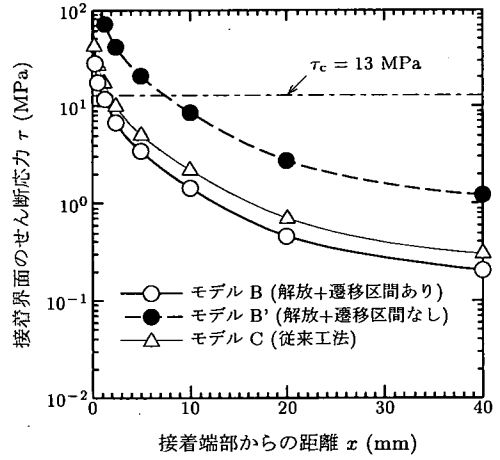


図-7 接着端面近傍でのせん断応力分布 (モデル B)

示したとおりであり、第1層の補強シートと被補強部材との接着界面に着目した離散化を行った。このようなモデル化は、補強シートの施工途中において最も剥離が発生しやすい状態を想定したものであり、提案工法 I においては第2層および第3層の緊張治具を撤去した状態 (工程 3)、提案工法 II においては第1層の緊張治具を撤去した状態 (工程 4) に相当する。

解析の実行にあたっては、このような施工途中の応力状態を評価するために、対象部材には外力が作用せず、補強シートに導入した緊張力のみが接着部分に作用するよう境界条件を設定した。すなわち、補強シートの各部に所定のひずみが生ずるよう初期条件を設定した上で、補強シートが被補強部材に密着固定するよう境界条件を設定した²⁸⁾。また、接着界面での応力分布を正確に評価するために、第1層の補強シートと被補強部材の間には十分に剛性の大きいバネ要素を導入し、それぞれのバネ要素に作用する反力をもとに応力成分およびエネルギー解放率を算出した。

(3) モデル A の数値解析結果

図-6 にモデル A およびモデル A' の数値解析結果を示す。図中で、横軸は接着端面からの距離 x 、縦軸は接着界面のせん断応力 τ を表す。○はモデル A、●はモデル A'、△はモデル C の解析結果である。また、一点鎖線は後述するアクリル系接着剤のせん断強度 $\tau_c = 13$ MPa (カタログ値) を表す。

図から分かるように、いずれのモデルに関しても、接着端面近傍の応力特異性によって、せん断応力 τ はきわめて大きな値となっている (せん断応力 τ は、理論的には無限大となるが、数値解析上は要素寸法に依存した有限値となっている)。例えば、供試体 C に相当する

モデル C では、接着端面から約 2 mm の範囲でせん断応力 τ はせん断強度 τ_c を超えている。しかし、実際には、供試体 C では、補強シート定着直後の無負荷の状態では補強シートの剥離は全く発生していない。このことは、破壊力学的にみて自明の結果であり、応力特異点近傍における破壊の有無を応力基準にもとづいて定量的に評価することはできないことが確認された²⁹⁾。

一方、提案工法 I に相当するモデル A では、補強シートにモデル C の 4 倍の緊張力が導入されているにもかかわらず、補強シート端部に緊張力の解放区間を設定し端部補強治具を併用したことによって、せん断応力 τ はモデル C と比較してはるかに小さな値となっていることが分かる。

ところが、モデル A の解放区間をなくしたモデル A' では、せん断応力 τ はモデル C よりもむしろ大きな値となっている。しかし、モデル A' では、補強シートにモデル C の 4 倍の緊張力が導入されていることを考慮すると、端部固定治具を使用することが、接着端面近傍での応力集中の低減に有効であることが分かる。また、モデル A の解析結果とモデル A' の解析結果との比較から、補強シート端部に緊張力の解放区間を設定することが、接着端面近傍での応力集中の低減に非常に有効であることが分かる。

以上のように、提案工法 I では、補強シートの端部に緊張力の解放区間を設定し端部補強治具を併用することによって、接着端面近傍での応力集中を大幅に低減できることが確認された。

(4) モデル B の数値解析結果

図-7 にモデル B およびモデル B' の数値解析結果を示す。図中で、横軸は接着端面からの距離 x 、縦軸は接

着界面のせん断応力 τ を表す。○はモデルB、●はモデルB'、△はモデルCの解析結果である。また、一点鎖線は後述するアクリル系接着剤のせん断強度 $\tau_c = 13$ MPa (カタログ値)を表す。

図から分かるように、提案工法Ⅱに相当するモデルBでは、補強シートにモデルCの4倍の緊張力が導入されているにもかかわらず、補強シート端部に緊張力の解放区間および遷移区間を設定したことによって、せん断応力 τ はモデルCと比較してむしろ小さな値となっていることが分かる。

ところが、モデルBの解放区間および遷移区間をなくしたモデルB'では、せん断応力 τ はモデルCの約4倍の値となっている。また、モデルBの解析結果とモデルB'の解析結果との比較から、補強シート端部に緊張力の解放区間と遷移区間を設定することが、接着端部近傍での応力集中の低減に非常に有効であることが分かる。

以上のように、提案工法Ⅱでは、補強シートの端部に緊張力の解放区間および遷移区間を設定することによって、接着端部近傍での応力集中を大幅に低減できることが確認された。

なお、いずれのモデルに関しても、せん断応力 τ と距離 x との関係は $\tau \propto x^{-\lambda}$ と近似できたが、応力特異性の強さを表す指数は $\lambda = 1/4$ 程度となり、均質材料中のき裂や同種材料の界面き裂などの場合の $\lambda = 1/2$ より小さな値となった。これは、異種材料の界面き裂に特有の現象であり、すでに報告されている多くの結果と類似したものであった³⁰⁾。また、異種材料の界面き裂では、材料の組み合わせによって、応力特異性が消失することも知られているが、検討に使用したCFシートとRCはりとの組み合わせでは、応力特異性が消失することはなかった³⁰⁾。

(5) 線形破壊力学の適用

前述したように、補強シートの剥離の有無を応力基準にもとづいて定量的に評価することはできず、応力拡大係数 K やエネルギー解放率 G などを用いて破壊力学的に評することが不可欠である。しかし、当該分野で破壊力学の適用が試みられた例は必ずしも多いとはいえず、接着剤を使用した補強工法の普及に伴って基礎的なデータの蓄積が必要とされているのが現状である¹⁸⁾⁻²¹⁾。このようなことから、ここでは、検討に使用した6種類の解析モデルに対して、エネルギー解放率 G を用いた破壊力学的評価を行うことを試みた。

図-8に各モデルごとのエネルギー解放率 G の比較結果を示す。図中で、括弧内の数値は、次式で表される修正クラックロージャータ法³¹⁾を用いて算出した計算

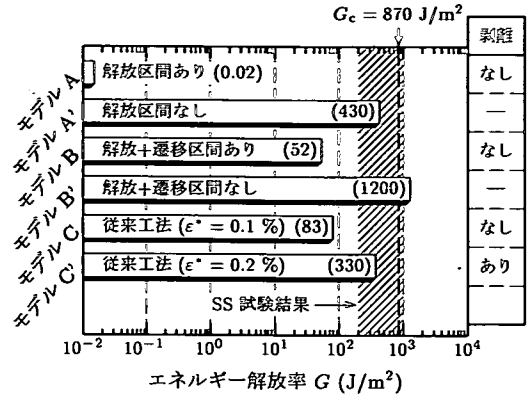


図-8 接着端部でのエネルギー解放率

値である。

$$G = \lim_{\delta a \rightarrow 0} \int_0^{\delta a} \frac{\sigma_y u_y}{2\delta a} dx + \lim_{\delta a \rightarrow 0} \int_0^{\delta a} \frac{\sigma_x u_x}{2\delta a} dx$$

$$= \frac{F_y U_y}{2b\Delta a} + \frac{F_x U_x}{2b\Delta a} \quad (8)$$

ここで、第1式は連続体に関する一般形であり、 σ_x 、 σ_y はき裂先端近傍の応力、 u_x 、 u_y はき裂先端近傍の開口変位、 δa は仮想的なき裂進展長である。第2式は有限要素法などを想定した離散化形であり、 F_x 、 F_y はき裂先端の節点に働く節点力、 U_x 、 U_y はき裂先端に隣接する2つの節点間の相対変位、 Δa はき裂先端部の要素寸法である。 x 、 y はき裂先端を原点とし、それぞれき裂面と平行および垂直にとった座標軸である。なお、均質材料中のき裂や同種材料の界面き裂などの場合には、式(8)の第1項および第2項は、それぞれモードⅠおよびモードⅡのエネルギー解放率 G_I 、 G_{II} に対応するが、異種材料の界面き裂の場合には、このような簡単なモード分離ができないことに注意を要する³⁰⁾。ただし、巨視的にみた場合には、接着端部近傍はほぼ純粋なモードⅡの応力状態であった。

また、斜線を施した領域は別途実施したSS (Simple Shear) 試験³²⁾の結果であり、本報で使用したアクリル系接着剤によるコンクリート/CFシート接着界面の破壊じん性値 G_c は200~1000 J/m²、平均で870 J/m²であった。ただし、微視的にみた場合には接着端部での破壊はコンクリート内部にも及んでいたが、一般的な接合界面の破壊特性の取り扱いと同様、巨視的にみた場合の破壊挙動の臨界値として破壊じん性値 G_c を定義した³⁰⁾。なお、このような取り扱いの妥当性については、後述する数値解析結果と施工試験結果との整合性によって確認された。

図から分かるように、モデルAでは、エネルギー解放率 G は、他の解析モデルと比較して著しく小さくなっている。一方、モデルBでは、エネルギー解放率 G は、

モデル A と比較してかなり大きいもののモデル C と同程度であり、モデル B とモデル C では緊張力に 4 倍の差があることを考慮すると、きわめて良好な結果であるといえる。これに対し、モデル A' およびモデル B' では、解放区間や遷移区間をなくしたことによって、エネルギー解放率 G はモデル A およびモデル B と比較して著しく大きくなっている。

また、モデル A' とモデル B' との相違は端部固定治具の有無のみであるが、モデル B' ではエネルギー解放率 $G = 1200 \text{ J/m}^2$ であるのに対しモデル A' では $G = 430 \text{ J/m}^2$ であり、端部固定治具を使用したことによってエネルギー解放率 G が約 64 % 低減されたことになる。一方、モデル B とモデル B' との相違は解放区間および遷移区間の有無のみであるが、モデル B' ではエネルギー解放率 $G = 1200 \text{ J/m}^2$ であるのに対しモデル B では $G = 52 \text{ J/m}^2$ であり、解放区間および遷移区間を設定したことによってエネルギー解放率 G が約 96 % 低減されたことになる。ところが、これら 2 つをそれぞれ個別に足し合わせた改善効果と比較して、モデル A の解析結果とモデル A' の解析結果との差異が著しく大きいことに気がつく。このことは、解放区間および遷移区間の設定と端部固定治具の使用を同時に行うことによって、接着端部近傍での応力集中の低減に関して、大きな相乗効果が得られることを意味している。

(6) 補強シート剥離に関する評価

図-8 の座標範囲外に別途実施した施工試験³²⁾の結果(補強シートの剥離の有無)を示す。この試験は、モデル A、モデル B、モデル C およびモデル C' に相当する供試体の補強シート接着過程での剥離の有無を評価したものであり、それぞれの施工条件に対して 2~5 回の試験を実施した。

図から分かるように、数値解析によって求めたエネルギー解放率 G が SS 試験によって求めた破壊じん性値 G_c の分布範囲より小さいモデル A、モデル B、モデル C では、補強シートの剥離は見られなかった。しかし、数値解析によって求めたエネルギー解放率 G が SS 試験によって求めた破壊じん性値 G_c の分布範囲に入っているモデル C' では、高い頻度で補強シートの剥離が見られた。このことから、エネルギー解放率 G を用いた破壊力学的評価によって、提案工法 I、提案工法 II および従来工法(単純接着固定)において補強シートを導入可能な緊張力を決定できることが分かる。

また、同一の境界条件下ではエネルギー解放率 G が応力特異点近傍の応力の 2 乗に比例することを勘案すると、補強シート 3 枚に対して導入可能な緊張ひずみ ε^* は、従来工法では $\varepsilon_1^* = \varepsilon_2^* = \varepsilon_3^* = 0.16 \%$ 程度、提案工法 II では $\varepsilon_1^* = 0.39 \%$ 、 $\varepsilon_2^* = \varepsilon_3^* = 0.98 \%$ 程度と

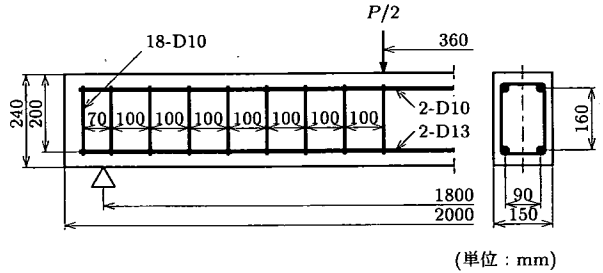


図-9 RC はりの概略

なり、提案工法 I では補強シートの破断ひずみ程度まで緊張可能ということになる。

以上のように、MLMT 工法を応用した提案工法 I および提案工法 II では、接着端部近傍での応力集中を効果的に低減させることができ、その結果、従来工法(単純接着固定)のみでは導入が困難な非常に高い緊張力を補強シートに導入できることが明らかになった。また、補強シート端部を固定治具を用いて機械的に固定することが有効であることが明らかになった。特に、両者を併用した場合には、それぞれを単独で使用した場合と比較して、著しく大きな応力集中の低減効果が得られることが明らかになった。なお、これらの知見のすべてがエネルギー解放率 G を用いて的確に説明されていることは特筆すべきであり、この種の問題の定量的評価には線形破壊力学の適用がきわめて有効であることが確認された。

4. 載荷試験による曲げ耐力特性の評価

前述したように、MLMT 工法では、補強シートを剥離させることなく、被補強部材に高い予圧縮応力を導入することができるが、実用化のためには、耐力特性の改善効果を詳細に検討する必要がある。このことから、本節では、曲げ載荷試験によって、外力が作用した状態での被補強部材の破壊挙動を評価し、補強シートに導入された緊張力と曲げ耐力特性の改善効果との関係を明らかにすることを試みた。なお、本節で述べる載荷試験に使用した供試体は、前節で得られた数値解析結果をもとに、補強シートの強度なども勘案して、補強条件を決定したものである。

(1) 使用材料と諸元

図-9 に示すように、本報では、提案工法の施工対象として RC はりを採用した。なお、RC はりの外形寸法は $150 \times 240 \times 2000 \text{ mm}$ であり、主鉄筋およびせん断補強鉄筋として D13 および D10 の異形棒鋼を使用した。また、コンクリートの示方配合は表-2 に示すとおりで

表-2 コンクリートの示方配合

W/C (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m ³)			
		水	セメント	細骨材	粗骨材
66	47	175	275	869	990

表-3 使用材料の力学的特性

(a) コンクリート			
ヤング率 (GPa)	ポアソン比 (—)	引張強度 (MPa)	圧縮強度 (MPa)
29	0.2	1.9	31
(b) 補強シート (UT70-30, 東レ製)			
ヤング率 (GPa)	引張強度 (MPa)	破断ひずみ (%)	公称厚さ (mm)
250	3400	1.4	0.167
(c) 接着剤 (DK-530, 電気化学工業製)			
ヤング率 (GPa)	引張強度 (MPa)	圧縮強度 (MPa)	せん断強度 (MPa)
4.8	34	50	13

表-4 荷重試験供試体の一覧

名称	シート枚数 (枚)	緊張ひずみ (%)	総緊張力 (kN)	導入ひずみ (%)
供試体 A	3	0.4, 0.4, 0.4	59	0.0133
供試体 B	3	0.2, 0.5, 0.5	59	0.0127
供試体 C	3	0.1, 0.1, 0.1	15	0.0031
供試体 D	3	0.0, 0.0, 0.0	0	—
供試体 E	0	—	—	—

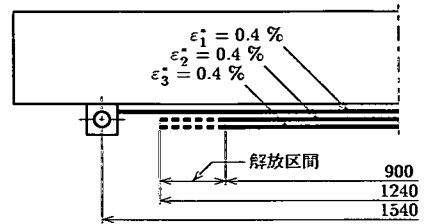
あり、打設後 4 週間の養生期間を経て施工試験および荷重試験に供した。

一方、補強部材としては高強度タイプの PAN 系 CF シート (UT70-30, 東レ製) を採用し、接着剤としては常温硬化型の二液性アクリル系接着剤 (DK-530, 電気化学工業製) を採用した。いずれもコンクリート構造物の補修・補強用に開発された材料であり、接着施工の際には、メーカー指定の順に従い、下地処理およびプライマー塗布などを行った。表-3 に使用したコンクリート、CF シートおよび接着剤の力学的特性 (コンクリートについては実測値、CF シートおよび接着剤についてはカタログ値) を示す。

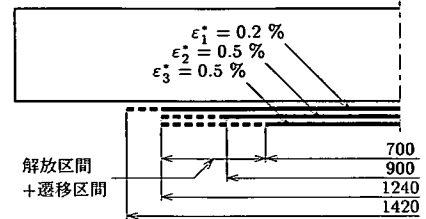
(2) 荷重試験供試体

表-4、図-10 に供試体の一覧および概略を示す。ただし、非補強の供試体 E については図示を省略した。また、図中で、補強シートを実線で示した領域は補強シートに緊張力が導入されていることを表し、補強シートを破線で示した領域は補強シートに緊張力が導入されていないことを表す。

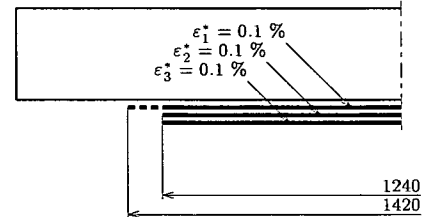
(単位: mm)



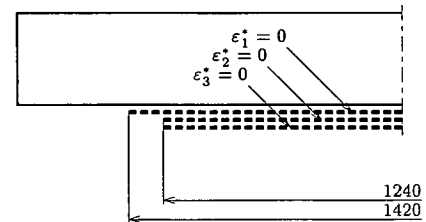
(a) 供試体 A (提案工法 I)



(b) 供試体 B (提案工法 II)



(c) 供試体 C (補強+緊張)



(d) 供試体 D (補強+非緊張)

図-10 荷重試験供試体の概略

供試体 A は提案工法 I を用いて補強した RC はり (数値解析モデル A に相当) であり、CF シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = \epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.4\%$ (破断ひずみの 29%) とした。このとき、緊張区間での緊張力の合計は $T_{ten} = 59 \text{ kN}$ と概算され、実際に補強側の主鉄筋に導入された圧縮ひずみは 0.0133%、コンクリートの圧縮応力に換算して約 3.9 MPa となった。

供試体 B は提案工法 II を用いて補強した RC はり (数値解析モデル B に相当) であり、CF シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = 0.2\%$ 、

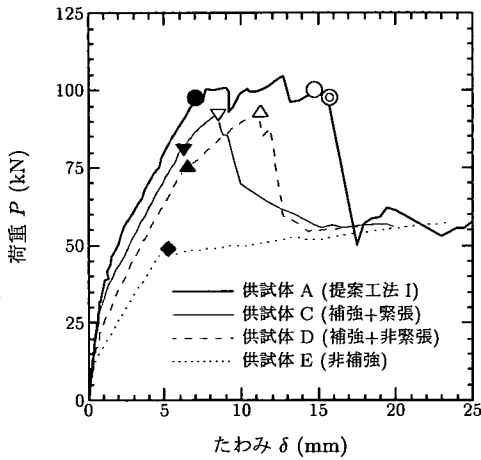


図-11 載荷試験結果(供試体 A)

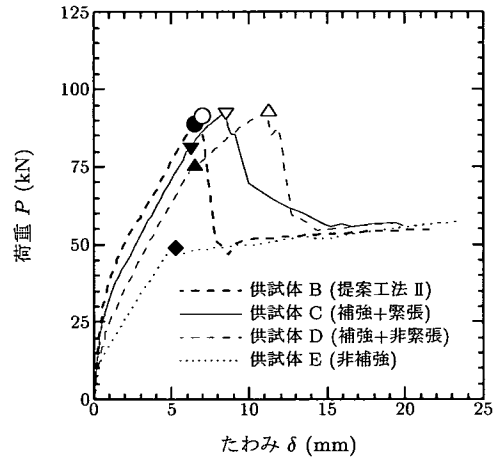


図-12 載荷試験結果(供試体 B)

$\epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.5\%$ (破断ひずみの 14% および 36%), 遷移区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^{**} = \epsilon_2^{**} = \epsilon_3^{**} = 0$ とした。このとき、緊張区間での緊張力の合計は $T_{ten} = 59\text{ kN}$ と概算され、実際に補強側の主鉄筋に導入された圧縮ひずみは 0.0127%, コンクリートの圧縮応力に換算して約 3.7 MPa となった。

供試体 C は、CF シートを単純接着のみによって固定した RC はり (数値解析モデル C に相当) であり、CF シートの貼付枚数は 3 枚、緊張区間での緊張ひずみは $\epsilon_1^* = \epsilon_2^* = \epsilon_3^* = 0.1\%$ (破断ひずみの 7%) とした。このとき、緊張区間での緊張力の合計は $T_{ten} = 15\text{ kN}$ と概算され、実際に補強側の主鉄筋に導入された圧縮ひずみは 0.0031%, コンクリートの圧縮応力に換算して約 0.9 MPa となった。

供試体 D および供試体 E は、比較のために用意した非緊張の CF シートを貼付した RC はりおよび非補強の RC はりである。

(3) 載荷試験方法

供試体の破壊特性に及ぼす曲げ応力の寄与とせん断応力の寄与がより明確になるよう、載荷試験には四点曲げ試験を採用し、支持点間スパンを 1800 mm、載荷点間スパンを 360 mm とした。載荷には油圧式試験機を使用し、載荷開始から曲げひび割れ発生までについては、2.5 kN ごとに単調増加載荷した。曲げひび割れ発生以降については、適宜、ひび割れ発生および進展の状況を目視観察した。

また、引張側鉄筋および圧縮側鉄筋にはスパン中央部 (合計 4 箇所) にひずみゲージを貼付し、補強シートの緊張によって鉄筋に導入されるひずみ ϵ_s を計測した。また、載荷試験の際の曲げひび割れ発生荷重 P_f および

主鉄筋の降伏荷重 P_y の評価にもひずみゲージの出力を参照した。

(4) 載荷試験結果

図-11、図-12 に供試体 A および供試体 B の載荷試験結果を示す。図中で、横軸はスパン中央部のたわみ δ 、縦軸は荷重 P を表す。太実線は供試体 A、太破線は供試体 B、細実線は供試体 C、細破線は供試体 D、点線は供試体 E の試験結果である。●、▼、▲、◆ は引張側の主鉄筋が降伏した点、○、▽、△ は補強シートが剥離した点、◎ は補強シートが破断した点を表す。

図から分かるように、非補強の供試体 E では、 $P = 49\text{ kN}$ で主鉄筋が降伏した後、荷重の上昇率は低下し、最終的には $P = 61\text{ kN}$ で圧縮側コンクリートが圧壊した。また、0.1% 緊張した CF シートで補強した供試体 C や非緊張の CF シートで補強した供試体 D では、 $P = 82\text{ kN}$ および $P = 76\text{ kN}$ で主鉄筋が降伏した後も荷重は上昇し、 $P = 92\text{ kN}$ および $P = 93\text{ kN}$ の補強シートが大きく剥離した点で最大荷重となった。なお、供試体 C、供試体 D とともに、せん断ひび割れの開口に伴うものであり、せん断ひび割れが起点となって接着層の破壊が不安定的に進行した。

一方、提案工法 I を用いて補強した供試体 A では、 $P = 97\text{ kN}$ で主鉄筋が降伏した後、せん断ひび割れ発生による剛性の低下によって荷重上昇はわずかであった。しかし、供試体 C や供試体 D の場合と異なり、せん断ひび割れ発生以降にも高い荷重保持性能を維持し、最大荷重は非補強の供試体 E の 2 倍に近い $P = 104\text{ kN}$ に達した。また、供試体 A の最終破壊モードは補強シートの破断であり、せん断ひび割れとの接触部分で補強シートが切断された。

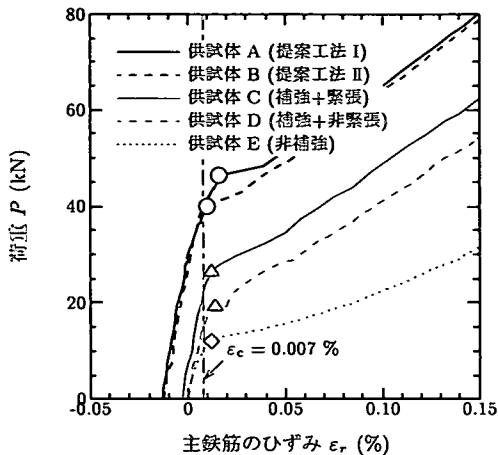


図-13 ひび割れ発生荷重の比較

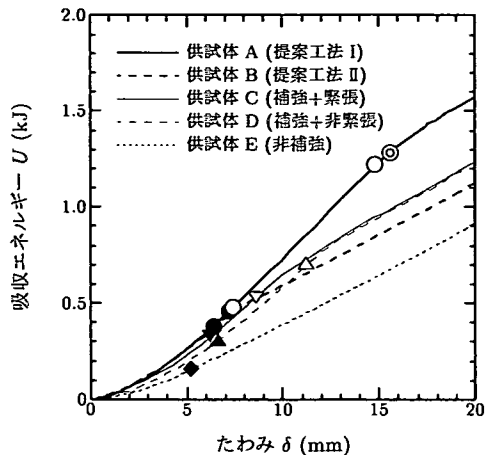


図-14 エネルギー吸収特性の比較

これに対し、提案工法Ⅱを用いて補強した供試体 B では、 $P = 88 \text{ kN}$ で主鉄筋が降伏した後、 $P = 91 \text{ kN}$ で補強シートが剥離し荷重が低下した。また、供試体 B についても、補強シートの剥離は、供試体 C および供試体 D の試験結果と同様、せん断ひび割れの開口に伴うものであり、せん断ひび割れが起点となって接着層の破壊が不安定的に進行した。

なお、供試体 B、供試体 C、供試体 D における補強シートの剥離は、例えば吳¹¹⁾の試験結果と同様、補強シート端部付近に発生したせん断ひび割れの開口に起因するものであった。また、補強シート端部付近のせん断ひび割れ発生荷重は、補強シートの剥離荷重より小さく、開口量が十分に大きくなるまで不安定な剥離進展は見られなかった。このような試験結果を含めて、各供試体の破壊挙動を詳細に考察するためには、供試体内部の応力状態を正確に把握することが不可欠であり、今後、コンクリートのひび割れ、主鉄筋およびせん断補強筋の降伏、接着界面の剥離などを考慮した数値解析を実施する予定である。

(5) ひび割れ発生荷重の評価

図-13 に主鉄筋のひずみ ϵ_r と荷重 P との関係を示す。太実線は供試体 A、太破線は供試体 B、細実線は供試体 C、細破線は供試体 D、点線は供試体 E の試験結果である。○、▽、△、◇は、引張側コンクリートに曲げひび割れが発生した点を表す。また、一点鎖線は別途実施した強度試験の結果であり、本報で使用したコンクリート単体の引張破断ひずみ ϵ_c は平均で 0.007 % 程度であった。

図から分かるように、いずれの供試体に関しても、ひび割れの発生に伴って、ひずみ-荷重曲線の勾配が大

きく変化した。また、非補強の供試体 E ではひび割れ発生荷重 P_1 は 12 kN に過ぎないが、供試体 D では 19 kN、供試体 C では 27 kN となり、それぞれ供試体 E と比較して 58 % および 125 % と非常に大きな補強効果が得られた。

一方、供試体 A では、ひび割れ発生荷重 P_1 は 46 kN に達し、供試体 E と比較して 283 %、供試体 D と比較して 142 %、供試体 C と比較しても 70 % ときわめて大きな補強効果が得られた。また、供試体 B でも、ひび割れ発生荷重 P_1 は 40 kN に達し、供試体 A とほぼ同等のきわめて大きな補強効果が得られた。

また、ひび割れ発生荷重 P_1 は供試体ごとに異なるものの、その際の主鉄筋のひずみ ϵ_r はほぼ等しく、コンクリートの引張破断ひずみ ϵ_c と同程度であった。すなわち、補強シートを貼付した供試体に関して言えば、ひび割れ発生荷重 P_1 の上昇量は補強シートの貼付によってコンクリートに導入される圧縮ひずみに比例するということが分かり、非緊張の CF シートで補強した供試体 D を基準にした場合、ひび割れ発生荷重 P_1 は、供試体 A、供試体 B ではそれぞれ 27 kN および 21 kN、供試体 C では 8 kN と、補強シートの緊張力の合計 T_{ten} にほぼ比例した補強効果が得られた。

(6) エネルギー吸収特性の評価

図-14 に供試体の吸収エネルギー U とスパン中央部のたわみ δ との関係を示す。太実線は供試体 A、太破線は供試体 B、細実線は供試体 C、細破線は供試体 D、点線は供試体 E の試験結果である。●、▽、▲、◆は引張側の主鉄筋が降伏した点、○、▽、△は補強シートが大きく剥離した点、◎は補強シートが破断した点を表す。なお、吸収エネルギー U は図-11 および図-12 を

数値積分することによって算出した ($U = \int P d\delta$).

図から分かるように、供試体 B, 供試体 C, 供試体 D は、ほぼ同程度のエネルギー吸収特性を有し、非補強の供試体 E と比較してはるかに優れたエネルギー吸収特性が得られることが明らかになった。一方、供試体 A では、非補強の供試体 E はもとより、供試体 B, 供試体 C, 供試体 D をさらに上回る優れたエネルギー吸収特性が得られることが明らかになった。

また、供試体の曲げ剛性が最も大きく低下する点 (供試体 A では補強シートの破断点、供試体 B, 供試体 C, 供試体 D では補強シートの剥離点、供試体 E では主鉄筋の降伏点) を臨界点と仮定し、臨界点までの吸収エネルギー U_c を計算すると、非補強の供試体 E の 150 kJ に対して、供試体 A では 1300 kJ, 供試体 B では 490 kJ, 供試体 C では 520 kJ, 供試体 D では 690 kJ などとなり、補強方法の相違によるエネルギー吸収特性の改善効果の差異はより明確になる。

(7) 載荷試験結果のまとめ

図-15 に各供試体ごとの曲げ耐力特性の比較結果を示す。図中で、横軸は、ひび割れ発生荷重 P_i , 降伏荷重 P_y , 終局耐力 P_u , 吸収エネルギー U_c を表す。また、括弧内の数値はそれぞれに対する測定値であり、座標範囲外の数値ははり理論によって求めた理論値である。

図から、ひび割れ発生荷重 P_i に関しては、非緊張の補強シートを貼付するのみでも一定の強度向上が望めるものの、補強シートに導入する緊張力の大きさが強度向上により大きな役割を果たすことが分かる。この点において、提案工法 I, 提案工法 II いずれについても、ひび割れ発生荷重 P_i の向上に対してきわめて有効であるといえる。

降伏荷重 P_y に関しては、補強シートに導入する緊張力の大きさが強度向上に一定の寄与をするものの、補強シートの貼付枚数が強度向上により大きな役割を果たすことが分かる。特に、非緊張の補強シートを貼付した供試体 D においても、非補強の供試体 E と比較して約 1.6 倍の耐力特性を有し、補強シートの貼付が主鉄筋の降伏荷重 P_y の向上に対して非常に有効であることが分かる。

終局耐力 P_u に関しては、提案工法 I, 提案工法 II いずれについても、他の補強工法に対する優位性は確認されなかった。しかし、補強シートの剥離に対する抵抗性に関しては、提案工法 I は接着固定のみによる補強工法と比較してきわめて高い優位性を有することが確認された。

吸収エネルギー U_c に関しては、提案工法 I の試験結果が突出していることが分かる。これは、端部固定治具を用いて補強シートの剥離に対する抵抗性を向上さ

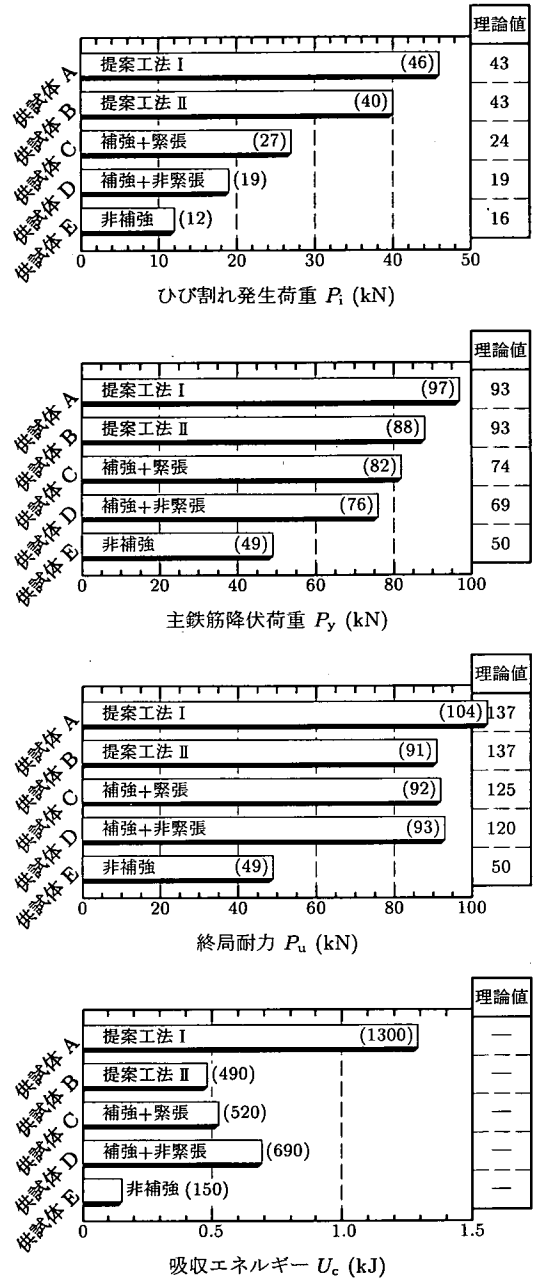


図-15 載荷試験結果のまとめ

せたことによって、せん断ひび割れ発生以降にも高い荷重保持性能を維持できたことに由来し、補強シート端部を機械的に固定することが、大規模変形時のエネルギー吸収特性の改善にきわめて有効であることを示唆するものである。

また、ひび割れ発生荷重 P_i および降伏荷重 P_y に関しては、載荷試験結果と理論値はほぼ一致しているが、

終局耐力 P_u に関しては、両者の差異が非常に大きい。これは、終局耐力 P_u の理論値が曲げによるコンクリート圧縮破壊を仮定したものであるのに対し、実際の破壊は補強シートの剥離や破断によって起こっているためであり、今後、数値解析などによって詳細な破壊プロセスを明らかにした上で、破壊力学的評価を行う必要があると考えられる。

以上のように、MLMT工法を応用した提案工法Iおよび提案工法IIは、いずれもRCはりの補強工法として非常に優れた性能を有し、特に、ひび割れ発生荷重 P_f に関しては、きわめて高い改善効果が得られることが明らかになった。また、提案工法Iでは、吸収エネルギー U_c に関しても、きわめて高い改善効果が得られることが明らかになった。前者は平常時の比較的低い荷重に対する耐力特性に関連し、後者は地震などの突発的で短時間に収束する高い荷重に対する耐力特性に関連するものであるが、上記の試験結果から、提案工法Iはいずれの荷重レベルに対しても非常に有効であり、提案工法IIは低い荷重レベルに対して非常に有効であると結論できる。

5. 結 言

著者らが提案するMLMT工法の有効性を検証することを目的として、最初に、有限要素解析によって、外力が作用しない状態での接着端部近傍の応力状態を評価し、補強シート端部の処理方法と補強シートに導入可能な緊張力との関係を明らかにすることを試みた。次に、曲げ載荷試験によって、外力が作用した状態での被補強部材の破壊挙動を評価し、補強シートに導入された緊張力と曲げ耐力特性の改善効果との関係を明らかにすることを試みた。

有限要素解析によって得られた知見および結論は以下のとおりである。

- (1) MLMT工法を応用した提案工法Iおよび提案工法IIでは、接着端部近傍での応力集中を効果的に低減させることができ、その結果、単純接着固定のみでは導入が困難な非常に高い緊張力を補強シートに導入することができる。
- (2) 接着端部近傍での応力集中を低減させるためには、補強シート端部に緊張力の解放区間および遷移区間を設定することが有効である。
- (3) 接着端部近傍での応力集中を低減させるためには、補強シート端部を固定治具を用いて機械的に固定することが有効である。
- (4) 上記の(2)と(3)とを併用した場合には、それぞれを単独で使用した場合と比較して、著しく大きな応力集中の低減効果を得ることができる。

- (5) 破壊力学的考察によって得られた(1)~(4)の知見は実験事実を非常に忠実に再現しており、この種の問題の定量的評価には線形破壊力学の適用がきわめて有効である。

曲げ載荷試験によって得られた知見および結論は以下のとおりである。

- (6) MLMT工法を応用した提案工法Iおよび提案工法IIでは、補強シートに非常に高い緊張力を導入できることによって、引張側コンクリートの曲げひび割れに関して、きわめて高い改善効果を得ることができる(非補強の場合に対して、ひび割れ発生荷重 P_f で283%および233%の改善)。
- (7) 提案工法Iでは、緊張力の一部を端部固定治具に分担させることによって、せん断ひび割れを起点とした補強シートの剥離に関しても、きわめて高い改善効果を得ることができる。
- (8) さらに、(7)の結果として、提案工法Iでは、せん断ひび割れ発生以降にも高い荷重保持性能を維持することができ、構造物全体のエネルギー吸収特性に関しても、きわめて高い改善効果を得ることができる(非補強の場合に対して、吸収エネルギー U_c で760%の改善)。

謝辞：本研究の一部は、新エネルギー・産業技術総合開発機構の企画した「産業技術フェローシップ事業(技術者養成事業)」の一環として実施されたものである。また、補強シートについては、鈴川研二氏を通じて、東レ株式会社から提供いただいたものであり、接着剤については、加藤貞信氏、佐々木博志氏、山本雅洋氏を通じて、電気化学工業株式会社から提供いただいたものである。記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 村橋久弘, 木村耕三, 角田 敦: 連続繊維による補修・補強, 理工図書, 2000.
- 2) 小島克朗: 連続繊維による耐震補強, 理工図書, 2000.
- 3) 中辻照幸: 複合材料によるコンクリート構造物の補修・補強-I, 日本複合材料学会誌, Vol. 22, No. 4, pp. 129-135, 1996.
- 4) 植村政彦: 複合材料によるコンクリート構造物の補修・補強-II, 日本複合材料学会誌, Vol. 22, No. 5, pp. 165-173, 1996.
- 5) 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, 丸善, 2000.
- 6) Maruyama, K. and Ueda, T.: JSCE recommendations for upgrading of concrete structures with use of continuous fiber sheets, *FRP Composites in Civil Engineering*, Vol. 1, Teng, J.G. ed., pp. 99-106, Elsevier, 2001.
- 7) Quantrill, R.J., Hollaway, L.C. and Thorne, A.M.: Experimental and analytical investigation of FRP strengthened beam response: part I, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 48, No. 177, pp. 331-342, 1996.

- 8) Quantrill, R.J., Holloway, L.C. and Thorne, A.M.: Prediction of the maximum plate end stresses of FRP strengthened beams: part II, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 48, No. 177, pp. 343-351, 1996.
- 9) 吳 智深, 田名部菊次郎, 松崎智優, 神田 建, 横山功一: FRP シート緊張接着によるコンクリート構造部材の補強法の提案, 土木学会構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 1299-1308, 1998.
- 10) 吳 智深, 松崎智優, 福沢公夫, 神田 建: CFRP シート緊張接着による鉄筋コンクリート曲げ部材の補強効果に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.641/V-46, pp. 153-165, 2000.
- 11) 吳 智深, 岩下健太郎, 林 啓司, 樋口哲郎, 村上信吉, 小関徳昭: PBO 連続繊維シート緊張接着による RC 曲げ部材の補強法, 日本複合材料学会誌, Vol. 28, No. 4, pp. 146-155, 2002.
- 12) Meier, U., Stöcklin, I. and Terrasi, G.P.: Making better use of the strength of advanced materials in structural engineering, *FRP Composites in Civil Engineering*, Vol. I, Teng, J.G. ed., pp. 41-48, Elsevier, 2001.
- 13) Stöcklin, I. and Meier, U.: Strengthening of concrete structures with prestressed and gradually anchored carbon fibre reinforced plastic (CFRP) strips, *Proceedings of the First International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management*, pp. 1-8, 2002.
- 14) 井上真澄, 濱田 譲, 高木宣章, 児島孝之: 緊張した連続繊維プレートで補強した RC はりの曲げ特性, コンクリート工学年次論文集, Vol. 23, No. 1, pp. 1081-1086, 2001.
- 15) Kojima, T., Takagi, N., Inoue, M., Hamada, Y. and Kobayashi, A.: Flexural strengthening of bridge by using tensioned carbon fiber reinforced polymer plate, *FRP Composites in Civil Engineering*, Vol. II, Teng, J.G. ed., pp. 1077-1084, Elsevier, 2001.
- 16) 濱田 譲, 井上真澄, 小林 朗, 高木宣章, 児島孝之: 緊張した連続繊維プレートによる既設コンクリート部材の補強, 第 1 回コンクリート構造物の補修・補強・アップグレードシンポジウム講演論文集, pp. 163-170, 2001.
- 17) 池端隼人, 井上真澄, 鈴木研二, 高木宣章, 児島孝之: 炭素繊維プレートにより接着補強された RC はりの曲げ耐荷性状, 第 2 回コンクリート構造物の補修・補強・アップグレードシンポジウム講演論文集, pp. 107-114, 2002.
- 18) Roberts, T.M.: Approximate analysis of shear and normal stress concentrations in the adhesive layer of plated RC beams, *The Structural Engineer*, Vol. 67, No. 12, pp. 229-233, 1989.
- 19) Malek, A.M., Saadatmanesh, H. and Ehsani, M.R.: Prediction of failure load of R/C beams strengthened with FRP plate due to stress concentration at the plate end, *ACI Structural Journal*, Vol. 95, No. 1, pp. 142-152, 1998.
- 20) Täljsten, B.: Strengthening of concrete prism using the plate-bonding technique, *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 82, pp. 253-266, 1996.
- 21) Wu, Z. and Niu, H.: Study on debonding failure load of RC beams strengthened with FRP sheets, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 46A, pp. 1431-1441, 2000.
- 22) 大菅重幸, 日下貴之, 堀川教世, 並木宏徳, 矢島秀治: 予ひずみを導入した炭素繊維シートの接着によるコンクリートの補強に関する研究, 第 1 回コンクリート構造物の補修・補強・アップグレードシンポジウム講演論文集, pp. 171-174, 2001.
- 23) 堀川教世, 日下貴之, 大菅重幸, 浅野禎之, 並木宏徳, 矢島秀治: 炭素繊維シートの緊張接着によるコンクリートの補強効果に関する研究, 第 31 回 FRP シンポジウム講演論文集, pp. 291-292, 2002.
- 24) 堀川教世, 日下貴之, 野出光吉, 矢島秀治, 並木宏徳: 炭素繊維シートによるコンクリートのポストテンション補強, 土木学会平成 14 年度関西支部年次学術講演会講演論文集, VI-9-1-2, 2002.
- 25) Horikawa, N., Kusaka, T., Takagi, N., Inoue, M. and Namiki, H.: Flexural Behavior of RC Beams Reinforced by Tensioned Carbon Fiber Sheets, *Proceedings of the 5th China-Japan-US Joint Conference on Composites*, pp. 81-86, 2002.
- 26) 堀川教世, 日下貴之, 並木宏徳, 高木宣章, 井上真澄, 丸山康平: 緊張した炭素繊維シートを用いた RC 梁の曲げ補強, 第 2 回コンクリート構造物の補修・補強・アップグレードシンポジウム講演論文集, pp. 103-106, 2002.
- 27) 堀川教世, 日下貴之, 高木宣章, 並木宏徳, 井上真澄: 炭素繊維シート緊張接着による RC はりの曲げ補強, 材料, (掲載予定).
- 28) *MARC 2001 Reference Library, Volume C*, MSC Software, 2001.
- 29) Broek, D.: *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, Kluwer Academic Publishers, 1986.
- 30) 結城良治: 界面の力学, 培風館, 1993.
- 31) Rybicki, E.F. and Kanninen, M.F.: A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 9, pp. 931-938, 1977.
- 32) 大野一樹: 炭素繊維シートの緊張接着による RC はりの曲げ補強, 立命館大学卒業論文, 2003.

(2002.12.24 受付)

IMPROVEMENT OF FLEXURAL CAPACITY IN REINFORCED CONCRETE BEAMS BY APPLYING THE MULTI-LAYER MULTI-TENSIONING (MLMT) METHOD WITH CARBON FIBER SHEETS

Takayuki KUSAKA, Noriyo HORIKAWA, Hironori NAMIKI,
Nobuaki TAKAGI and Masumi INOUE

The advantage of the MLMT (Multi-Layer Multi-Tensioning) method, which was proposed by the authors, was studied on the basis of the results of numerical analyses and loading tests. The numerical results showed that the stress concentration around the end of adhesive interface was effectively reduced by using the MLMT method. Considerably high tensioning force could be consequently applied to the reinforcing sheets. The experimental results showed that the MLMT method had advantageous effects not only on the crack initiation of the concrete structures induced at lower level of loading but also on the debonding of adhesive interface induced at higher level of loading.