

接着長の異なる AFRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊挙動解析

Numerical study on failure behavior of flexural strengthened RC beams with AFRP sheet
in cases varying bonding length

岸 徳光* 張 広鋒** 三上 浩*** 栗橋 祐介****

Norimitsu KISHI, Guangfeng Zhang, Hiroshi MIKAMI, and Yusuke KURIHASHI

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

** 修(工) 室蘭工業大学大学院 工学研究科 建設工学専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

*** 博(工) 三井建設(株)技術研究所 主席研究員 (〒270-132 千葉県流山市駒木 518-1)

**** 博(工) 北海道開発土木研究所 研究員 (〒062-0912 札幌市豊平区平岸 1 条 3 丁目 1-34)

To establish a numerical analysis method for appropriately evaluating the failure behavior of flexural strengthened RC beams with Aramid FRP (AFRP), eight flexural strengthened RC beams taking bonding length of AFRP sheet as variable, were analyzed by means of three-dimensional elasto-plastic finite element method. Discrete crack approach was used in the analysis to take into account of the opening of cracks, slipping of rebar, and debonding of FRP sheet. An applicability of this analysis method was discussed comparing with the experimental results in detail. From this study, it can be concluded that applying the proposed analysis method, failure behavior of RC beams and debonding behavior of AFRP sheet can be estimated rationally in spite of bonding length of AFRP sheet.

Key Words : RC beam, AFRP sheet, bond length, nonlinear analysis

キーワード : RC 梁, AFRP シート, 接着長, 非線形解析

1. はじめに

近年, 既設鉄筋コンクリート (RC) 構造物の劣化の抑制や耐震・耐荷性能の向上を目的として, 軽量で施工性に優れかつ高引張強度を有する連続繊維シート (以後, FRP シート) の接着工法が数多く採用されるようになってきた^{1)~4)}. このため, 各研究機関では, FRP シートを用いた RC 構造物の合理的かつ実用的な補強設計手法の確立に関する実験的・解析的研究を盛んに実施している^{5)~10)}.

著者らも, これまで FRP シート曲げ補強 RC 梁の耐荷性状やシート剥離挙動に着目した実験的研究を行ってきた¹¹⁾. これらの実験より, RC 梁は, シートの破断および上縁コンクリートの圧縮破壊の他, 斜めひび割れに起因するピーリング作用によってシートが剥離し終局時に至る場合のあることを明らかにしている. また, シートの接着長を変化させた実験も行い, 全面接着の場合と同程度の耐荷性能を保持するために必要なシート接着長に関する検討も行っている¹²⁾. その結果, 等せん断区間において, 図-1 のように後述の断面分割法による計算終局時主鉄筋降伏領域 L_{yu} と等曲げ区間を主曲げ補強領域, その支点側の L_a を主定着領域として考え, シートの必要接着長の算定法を提案している. なお, 主定着領域 L_a は梁高 D の α 倍として表している.

さらに, 著者らは, シート補強 RC 梁の耐荷性状およびシート剥離挙動を適切に評価可能な数値解析的手法の確立を目的として, シートの剥離モデルを含む解析手法を提案し, その妥当性を実験結果と比較することにより検討を行ってきた¹³⁾. その結果, 提案の解析手法を用いることにより, RC 梁の耐荷性状やシートの剥離現象を

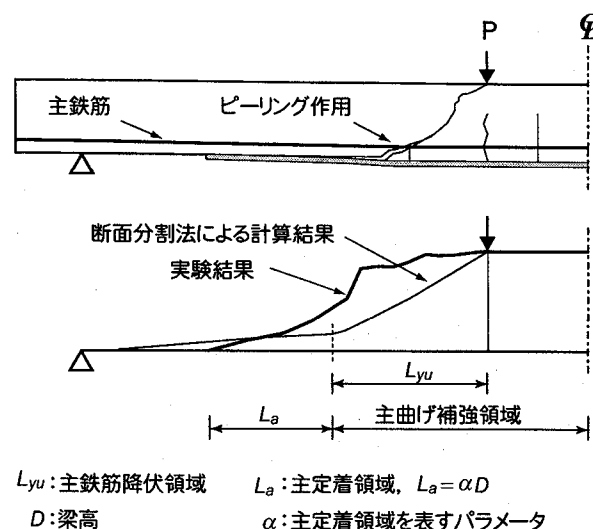


図-1 シートのひずみ分布性状に関する概念図

表-1 試験体の一覧

試験体名	主鉄筋の 呼び径	主鉄筋 比 (%)	純スパン 長 (mm)	せん断 スパン比 a/d	繊維 目付量 (g/m ²)	補強 層数	繊維の体積 補強割合 (%)	主鉄筋 降伏領域 L_{yu}^* (mm)	主定着部 接着長 αD^{**}
D19-F	D19	1.82	2,600	5.0	415	1層	1.0	210	全面接着
D19-0.5									0.5D
D19-1.0									1.0D
D19-2.0									2.0D
D16-F	D16	1.26	2,600	5.0	415	1層	1.0	290	全面接着
D16-0.5									0.5D
D16-1.0									1.0D
D16-2.0									2.0D

*: 等せん断力区間における計算終局時の値, **: D は梁高を意味する

表-2 コンクリートおよび鉄筋の力学的特性値

材料	圧縮強度 f_c' (MPa)	引張強度 f_t (MPa)	降伏強度 f_y (MPa)	弾性係数 E (GPa)	ポアソン比 ν
コンクリート 1	28.2	2.24	-	23.4	0.2
コンクリート 2	23.9	1.92	-	20.9	0.2
主鉄筋 (D19)	-	-	389	206	0.3
主鉄筋 (D16)	-	-	386	206	0.3
帯鉄筋	-	-	382	206	0.3

コンクリート 1: D16-F および D19-F 試験体, コンクリート 2: 他の試験体

表-3 AFRP シートの力学的特性 (公称値)

シート材料	繊維目付量 (g/m ²)	厚さ t_f (mm)	引張強度 f_f (MPa)	弾性係数 E_f (GPa)	破断ひずみ ε_{fu} (%)
アラミド繊維 (AFRP)	415	0.286	2,480	131	1.89

大略再現可能であることを明らかにしている。

しかしながら, この解析手法の妥当性検討は, FRP シートを RC 梁の曲げ引張面の全面に接着した場合の試験体を対象として行ったものであり, シート接着長が短い場合については検討を行っていない。一方, シート接着長が短い場合には, 全面接着の場合とは異なった, シート端部かぶりコンクリートの引き剥がれ破壊が顕在化して終局に至る場合のあることも実験的に明らかになっている。汎用性の高い解析手法は, 任意のシート接着長に対しても同程度の精度で解析可能であることが必要である。

このような観点より, 本研究では, FRP シート曲げ補強 RC 梁に関する合理的かつ汎用性の高い解析手法を確立することを目的に, シート接着長が短い場合における RC 梁の破壊挙動解析も可能にするために, 著者らが過去に提案した解析手法を基本としてシート端部かぶりコンクリートの引き剥がれ破壊モードも考慮した新たなモデルを構築し, 実験結果との比較によりその妥当性を試みることとした。ここでは, 主鉄筋比を 2 種類, 主定着

領域のシート接着長を 4 種類に変化させた全 8 体の矩形 RC 梁を対象に解析を行い, 実験結果および断面分割法による解析結果と比較する形で検討を行った。数値解析は, 有限要素法に基づいた 3 次元弾塑性解析を採用することとし, ひび割れの開口, 主鉄筋のすべり, およびシートの剥離などの幾何学的不連続現象を全て離散ひび割れモデル¹⁴⁾を適用して考慮することとした。なお, 数値解析には, 構造解析用汎用プログラム DIANA¹⁴⁾を用いている。

2. 試験体概要

表-1 には, 解析に用いた試験体を一覧にして示している。これらの試験体は, 主鉄筋比を 2 種類, シート補強範囲を 4 種類 (全面補強, $\alpha = 0.5/1.0/2.0$) に変化させた全 8 体の矩形 RC 梁である。試験体名に関しては, 第 1 項目は主鉄筋の呼び径, 第 2 項目は α の値 (ただし, 全面補強の場合は F と示す) を示している。また, いずれの試験体も AFRP シート曲げ補強後に, コンク

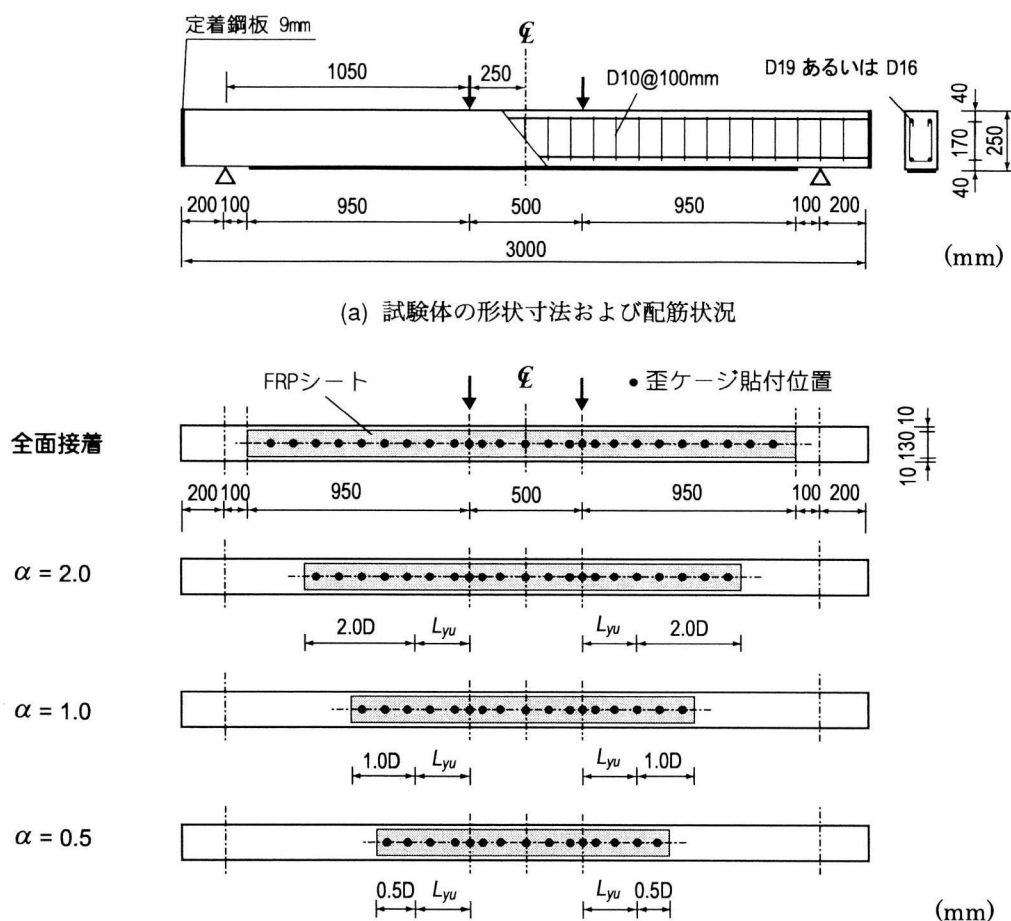


図-2 試験体の形状寸法, 配筋状況, およびシートの貼付概要

リート標準示方書¹⁵⁾に基づいた計算曲げ耐力が計算せん断耐力を上回りせん断破壊先行型とならないように補強設計を行っている。

図-2(a)には, 試験体の形状寸法, 配筋状況, および荷重点位置を示している。試験体は断面寸法 (幅 × 高さ) が $150 \times 250 \text{ mm}$ であり, 軸方向筋に D19 (SD345) あるいは D16 (SD345) を用いた複鉄筋矩形 RC 梁である。また, 帯鉄筋には D10 (SD295) を用い, いずれの試験体も 100 mm 間隔で配筋している。図-2 (b) には, 試験体底面に対するシートの接着状況を示している。これらの試験体において, シート接着領域にはショットブラスト処理 (処理深さ $1 \sim 2 \text{ mm}$) を施し, シートの付着性能の向上を図っている。シート材料は, 繊維目付量 415 g/m^2 の AFRP シートを用い, 全て 1 層貼り付けることとしている。シート上には, その補強効果や剥離挙動を精査するため, 箔ひずみゲージを 100 mm 間隔および荷重点直下に貼り付けている。なお, これらの試験体は著者らが過去に実施した静荷重実験^{11), 12)}の一部である。

表-2 には, 材料試験から得られたコンクリートおよ

び鉄筋の力学的特性値, 表-3 には AFRP シートの力学的特性の公称値を示している。なお, 全面補強試験体 (D19/D16-F) は, 表-2 のコンクリート 1 を用いて製作しており, 他の試験体と同時期に実験を実施していないため, コンクリートの物性値が若干異なっている。

3. 数値解析概要

3.1 解析モデル

図-3 には, 要素分割図の一例として, D19-1.0 試験体に関する要素分割状況を示している。解析対象は, RC 梁の対称性を考慮してスパン方向および断面方向に 2 等分した $1/4$ モデルである。コンクリート, 鉄筋および FRP シートは, 8 節点あるいは 6 節点 3 次元固体要素を用いてモデル化している。また, 帯鉄筋は, DIANA¹⁴⁾ に予め組み込まれている埋め込み鉄筋要素 (Embedded Reinforcement Element) を用いてモデル化している。この要素は, 鉄筋要素と周囲のコンクリート要素との完全付着を仮定し, 鉄筋要素のひずみを周囲のコンクリート母要素から算出するため, 節点の位置によらず簡易に鉄

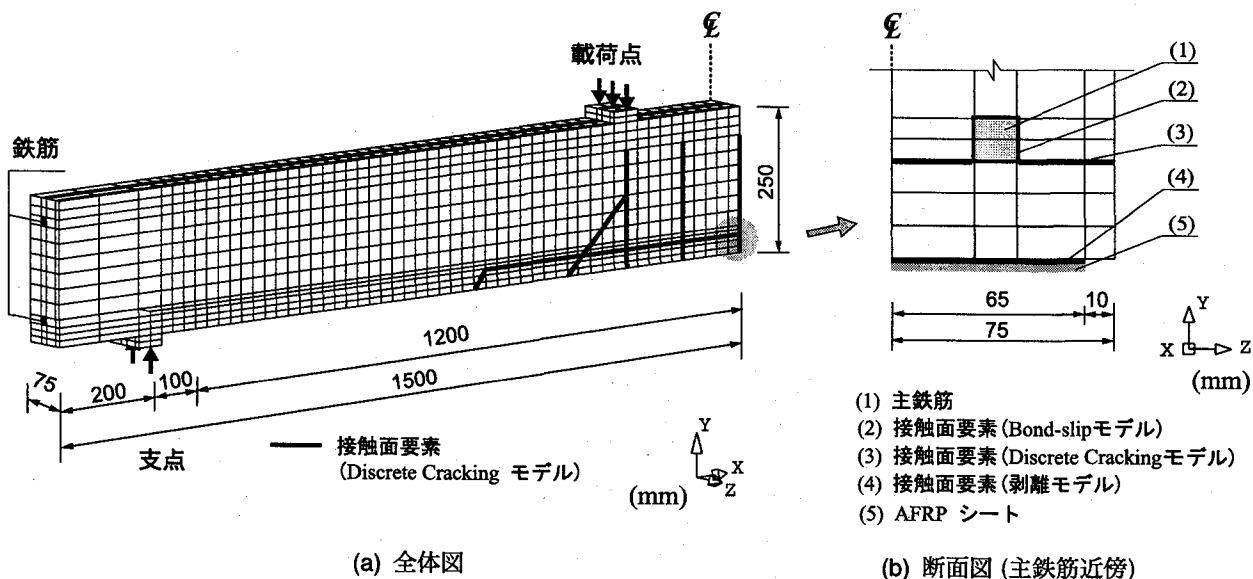


図-3 要素分割図 (D19-1.0 試験体)

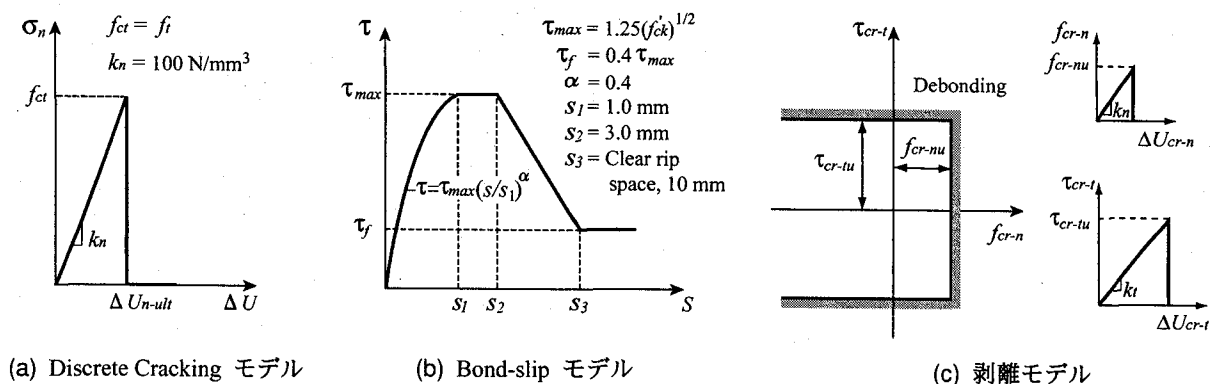


図-4 接触面要素に適応した各応力-相対変位関係

筋要素を配置できる特徴を有している。境界条件は、解析対象の連続性を考慮して、対称切断面においてはその面に対する法線方向変位成分を拘束し、支点部は節点の鉛直方向変位成分を拘束している。なお、本解析では、載荷点および支点部における応力集中をできるだけ避けるため、両部分に梁軸方向長さ 50 mm、幅 150 mm、厚さ 20 mm の鋼板要素を配置している。また、解析は載荷点部の鋼板要素中央節点の幅方向全 5 点に強制変位を与えることにより実施した。収束計算には一般に広く用いられている Newton-Raphson 法を採用している。

3.2 接触面要素および応力-相対変位関係

本数値解析では、RC 梁の実挙動に即してひび割れ状況やシートの剥離性状に着目した検討を行うため、図-3 に示しているように予め規定したコンクリートの一部、コンクリート-主鉄筋間、コンクリート- FRP シート

間に接触面要素を配置して、ひび割れの開口、主鉄筋のすべり、およびシートの剥離などの幾何学的不連続現象をモデル化している。不連続面の力学的挙動は接触面要素を構成する両面間の応力と各方向の相対変位との関係を用いて規定される。本数値解析では、3 種類の応力-相対変位関係を設定している¹³⁾。すなわち、1) 接触面の法線方向に開口する Discrete Cracking モデル、2) 接触面の接線方向のすべりをモデル化する Bond-slip モデル、および 3) FRP シートの剥離現象を表現するための剥離モデル、である。以下にこれら 3 つのモデルおよび接触面要素の配置について詳述する。

(1) Discrete Cracking モデル

図-4(a) には、Discrete Cracking モデルの引張応力-相対変位関係を示している。ここで、 ΔU は接触面の法線方向引張相対変位、 f_{ct} は限界引張応力、 k_n はその剛性である。このモデルは、引張応力 σ_n が限界引張応力

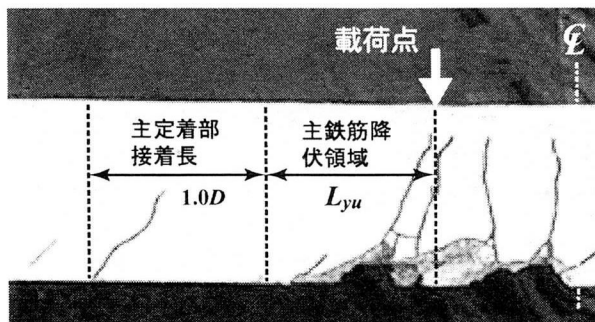


写真-1 実験終了後の試験体破壊状況 (D19-1.0)

値 f_{ct} に達すると伝達されている引張応力が解放され、ひび割れが完全に開口するものと仮定している。この時の法線方向引張相対変位は ΔU_{n-ult} である。本論文では、図中の限界引張応力値 f_{ct} が³⁾、コンクリートの引張強度 f_t と等価であるものと設定した。なお、 f_t は CEB-FIP Model Code¹⁶⁾を参考にして、以下のように定義している。

$$f_t = 1.4 \cdot (f_{ck}'/10)^{2/3} \quad (1)$$

$$f_{ck}' = f_c' - \Delta f \quad (2)$$

f_{ck}' はコンクリートの設計圧縮強度、 f_c' はコンクリートの圧縮強度、 $\Delta f = 8$ (MPa) である。剛性 k_n は、文献 17) を参考にして、便宜的に $k_n = 100$ N/mm³ と仮定している。また、定義したクラック面に対する接線方向応力と対応する変位関係も、文献 17) を参考にして便宜的にせん断剛性 k_t を $k_t = k_n$ と仮定し、法線方向応力によってひび割れが開口するまで線形関係が保たれるものと仮定した。また、法線方向の引張応力 σ_n が限界引張応力 f_{ct} に達した後は、ひび割れ開口後の咬み合わせ効果等を見無視してせん断剛性 k_t も消失するものと仮定している。これは、実験時において、シート剥離が発生する前に斜めひび割れが明瞭に開口していることを確認していることに基づいている。

Discrete Cracking モデルは、コンクリートに発生した曲げおよび斜めひび割れの開口、シート端部とスパン中央間のかぶりコンクリートの剥落 (図-3 b) の 3) およびシート端部の斜めひび割れの開口をモデル化する接触面要素に適用されている。ここで、図-3(b) の (3) で示している接触面要素に適応した Discrete Cracking モデルに関しては、この部分のかぶりコンクリートが剥落するまで軸方向にすべりが発生しないことより、 k_n は大きな値を設定している ($k_n = 10^5$ N/mm³)。一方、これらの離散ひび割れの配置位置および進展方向は、解析モデルを簡略化するために、実験結果^{11), 12)}の破壊状況を参考にして全ての試験体に対して同様な方法で決定している。写真-1 には、実験終了後の試験体の破壊状

況の一例として D19-1.0 試験体の写真を示している。

(2) Bond-slip モデル

主鉄筋要素周囲に配置した Bond-slip モデルから成る接触面要素において、主鉄筋方向の付着応力 τ と相対変位関係 S は、CEB-FIP Model Code¹⁶⁾を参考にして図-4(b) のように定義した。すなわち、付着応力 τ がすべりの増加とともに最大値 τ_{max} まで非線形に増大して τ_{max} を保った後、線形に減少して $\tau_f (= 0.4 \tau_{max})$ に収束するように定義した。

(3) 剥離モデル

著者らは、シートの全面剥離を再現するため、Coulomb Friction モデルに基づき、図-4(c) に示す剥離モデルを提案した¹³⁾。このモデルでは、付着界面の法線方向引張応力と面内せん断応力間の相互作用を見無視し、法線方向およびせん断方向の剥離基準を簡易に次のように定義した。すなわち、法線方向限界引張応力を f_{cr-nu} 、面内限界せん断応力を τ_{cr-tu} とすると、付着界面の法線方向引張応力 f_{cr-n} が、

$$f_{cr-n} > f_{cr-nu} \quad (3)$$

の場合、あるいは、面内合せん断応力 τ_{cr-t} が、

$$\tau_{cr-t} = \sqrt{\tau_{cr-ts}^2 + \tau_{cr-tt}^2} > \tau_{cr-tu} \quad (4)$$

の場合にシートの剥離が発生するものと定義した。ここに、 τ_{cr-ts} および τ_{cr-tt} は、それぞれ、面内軸方向せん断応力および面内軸直角方向せん断応力である。また、付着界面における各応力成分は剥離発生後全て解放されることとした。

実験終了後の観察より、剥離したシートにはコンクリート塊が付着していることを確認している。これより、 f_{cr-nu} と k_n は、Discrete Cracking モデルに準拠して、それぞれコンクリートの引張強度 f_t と 100 N/mm³ と設定した。なお、 τ_{cr-tu} は、文献 18) を参考にして、以下の式を用いて計算することとした。

$$\tau_{cr-tu} = 0.92 \sqrt{f_c'} \quad (5)$$

上式は、文献 18) の式の単位 (psi) を MPa の単位に換算している。また、 k_t に関しては、著者ら¹³⁾の過去の研究によって、100 N/mm³ とした。なお、剥離モデルは、シートとコンクリート間に配置している接触面要素に適応している。

3.3 材料構成則

(1) コンクリート

図-5(a) には、コンクリート要素に適用した応力-ひずみ関係を示している。図中、正が引張側を、負が圧縮側を示している。圧縮側に関しては、材料試験から得られた圧縮強度 f_c' (表-2 参照) を用い、圧縮ひずみ 3,500 μ まではコンクリート標準示方書¹⁵⁾に基づいて定式化し、3,500 μ 以後は初期弾性係数の 0.05 ($E_{c1} = 0.05 E_c$)

倍で $0.2 f'_c$ まで線形軟化するモデルを設定した。また、降伏判定に関しては、von Mises の降伏条件を適用している。

一方、引張側の構成則に関しては、図に示しているような線形引張軟化モデルを用いることとした。すなわち、応力が初期剛性 E_c で引張強度 f_t まで線形に増加し、その後終局引張ひずみ ϵ_{tu} まで線形に減少するモデルである。終局ひずみ ϵ_{tu} に関しては、文献 14) を参考にして、図-5(a) に示す計算式を用いて定義している。図中の V , h_{eq} , f_t , および G_f は、それぞれ、要素の体積、要素の等価長さ、コンクリートの引張強度および引張破壊エネルギーである。 G_f は、CEB-FIP Model Code¹⁶⁾に基づいて、次のように定義した。

$$G_f = G_{f0} (f'_c / f_{cm0})^{0.7} \quad (6)$$

ここで、 $f_{cm0} = 10 \text{ MPa}$, G_{f0} は骨材の大きさより定められる定数である。本研究では、粗骨材径を実験に即して 15 mm と設定し、 $G_{f0} = 0.029 \text{ N/mm}$ としている。また、本解析では、1) 主鉄筋とコンクリートに 3 次元固体要素を用い、かつ 2) 主鉄筋とコンクリート間の相互作用を Bond-slip モデルを用いてモデル化していることより、主鉄筋周りのコンクリート要素に関してはテンションステイフニング効果を考慮していない。

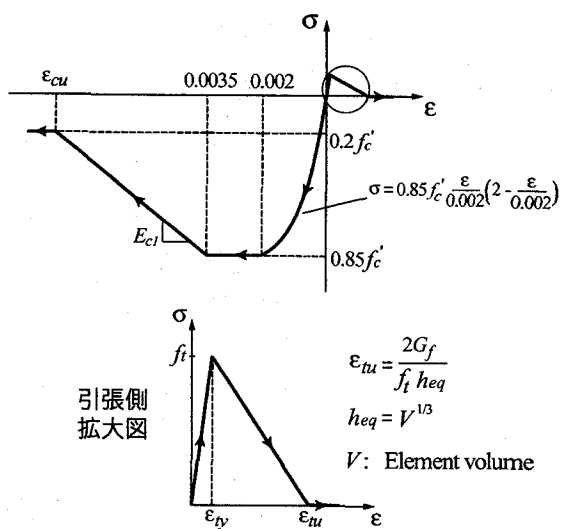
本研究では、コンクリート部に発生した顕著なひび割れは離散ひび割れモデルを用いてモデル化している。また、接触面要素を配置していないコンクリート要素に発生する微小ひび割れは、分布ひび割れモデルを適用することによりモデル化することとした。分布ひび割れの発生は、コンクリートの引張強度を用い、Fixed Orthogonal Crack モデル^{14),17)}によって判定することとした。すなわち、主応力がコンクリートの引張強度に達すると、この主応力の方向に対して直交する方向に分布ひび割れが発生すると定義している。また、分布ひび割れが発生した要素のひび割れ面に沿うせん断剛性は、コンクリートの初期せん断剛性 G の 1% と設定した¹⁴⁾。

(2) 鉄筋

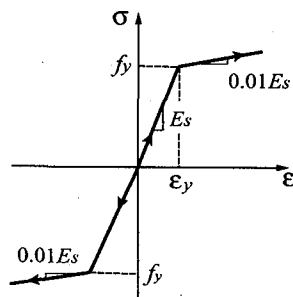
図-5(b) には、鉄筋要素の応力-ひずみ関係を示している。ここでは、降伏後の塑性硬化係数 H' を考慮した等方弾塑性体モデルを採用することとした。降伏応力 f_y 、弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_s には、表-2 に示す値を用いている。硬化係数 H' は、弾性係数 E_s の 1% と仮定した。降伏の判定には、von Mises の降伏条件を用いている。

(3) FRP シート

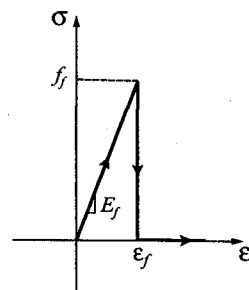
FRP シート要素に用いたモデルは、図-5(c) に示されているように、シートの応力が表-2 に示す引張強度 f_f に達した時点で破断するものと設定した。本研究では、一方向強化繊維シートを用いた曲げ補強 RC 梁に関する実験結果に着目して解析を行っていることより、FRP シートを直交異方性材料として取り扱うべきもの



(a) コンクリート



(b) 鉄筋



(c) FRP シート

図-5 材料構成則

と考えられる。しかしながら、本研究では、対象としている試験体が梁構造であるため、シートの軸方向応力が卓越し軸直交方向剛性のシート剥離への影響が小さいものと判断されることより、簡略化のために、FRP シートを等方弾塑性体と仮定した。

4. 解析結果および考察

ここでは、提案の解析手法のシートの接着長が異なる場合におけるシート補強 RC 梁の耐荷性状やシートの剥離挙動解析への適用性を、1) 荷重-変位関係、2) AFRP シート軸方向ひずみ分布、および 3) 破壊状況や付着界面の応力分布に着目して検討を行うこととした。なお、参考値として断面分割法による解析結果も併せて示している。これは、断面分割法が、コンクリートとシートの完全付着状態を仮定していることから、FEM による解析結果や実験結果を断面分割法による解析結果と比較することにより、シートの付着状況に関する検討が可能になるためである。

断面分割法による解析において、各材料の構成則に関しては、1) コンクリートの応力-ひずみ関係は、引張側の軟化域を考慮せずに引張強度に達した時点でカットオフされる、2) 鉄筋のひずみ硬化は無視する、とした。その他の各材料の基本物性値は FEM 解析時と同様である。また、数値解析はシートとコンクリートが計算終局時(コンクリートの圧縮ひずみ $\varepsilon_{cu}=3,500\ \mu$)まで完全付着状態にあるものと仮定して行っている。なお、要素分割は、本研究では効率よく安定した解が得られることを確認の上、断面高さ方向には 1 要素長を 5 mm、スパン方向には 1 要素長を 100 mm として行った。

4.1 荷重-変位関係

図-6 には、各試験体における荷重-変位関係に関する FEM 解析結果を実験結果および断面分割法による解析結果と比較して示している。また、前述のように、全面補強試験体(D19/D16-F)に用いたコンクリート強度は、他の試験体より高い。ここでは、同様な条件で比較検討するため、全面補強試験体の FEM 解析には、同試験体のコンクリート材料物性(表-2のコンクリート 1)を用いた解析結果の他、シートの接着長を変化させた試験体のコンクリート材料物性(表-2のコンクリート 2)を用いた場合の解析結果(破線)も示している。なお、FEM 解析結果において、シート接着長の短い $\alpha=0.5$ の 2 試験体(D19/D16-0.5)は、シート端部のかぶりコンクリートの引き剥がれによって終局に至っている。これらを除き、他の試験体は全てシートの剥離によって終局に至っていることを確認している。

図より、FEM 解析結果と実験結果を比較すると、終局時変位に若干の差異が見られるものの、主鉄筋比やシート接着長にかかわらず、FEM 解析結果は実験結果を大略再現していることが分かる。各試験体の終局荷重および終局時変位に着目すると、 $\alpha \geq 1.0$ の試験体の場合には、シート接着長にかかわらず終局荷重がほぼ同程度であるのに対し、終局時変位はシート接着長が大きい場合ほど大きくなっていることが分かる。一方、接着長の短い $\alpha=0.5$ の試験体では、載荷荷重は終局に至るまでほぼ線形的に増加している。ただし、終局荷重およびその変位は、 $\alpha \geq 1.0$ 試験体と比較して若干小さく示されている。

これらの性状について、以下に詳細な考察を行う。ここでは、現象を分かりやすく説明するために $\alpha=2.0$ である D19-2.0 試験体を例に考察を行う。図より、FEM 解析結果の荷重-変位曲線は、変位が 30 mm 付近からその剛性勾配が低下していることが分かる。これは、ブロック化された載荷点近傍下縁かぶりコンクリートのピーリング作用によってシートの剥離が開始され、剥離の進展とともに変形のみが増加し、やがてシートの全面剥離によって終局に至ることを示している。このため、シート接着長が長いほど変形性能は向上するものと推察

される。一方、この時の RC 梁は、荷重の増加に対してコンクリートとシート界面の付着力のみで抵抗するため、荷重が著しくは増加せずに変形のみが増大するものと推察される。 $\alpha=1.0$ の場合においても同様の傾向が見受けられるものの、剛性勾配低下後の変位増加は小さい。また、全面接着の場合の解析結果(コンクリート 2 の材料物性を用いた場合)を見ると、 $\alpha=2.0$ の場合よりも剛性勾配低下後の変位増加が大きいことが分かる。

一方、 $\alpha=0.5$ 試験体の場合には、 $\alpha \geq 1.0$ の場合のような剛性低下は見られず、載荷点近傍下縁かぶりコンクリートのピーリング作用によってシートの剥離が発生あるいは顕在化する前に、シート接着長が短いことによって、シート端部断面が段落的な状態となるため曲げひび割れが顕在化し、かぶりコンクリートを伴ってシート端部から剥離が進行し終局へ至ったためと考えられる。この現象は、後述の変形状(図-8, 9)や、実験終了時のひび割れ分布性状(図-10)からも確認できる。なお、シートとコンクリートとの完全付着を仮定した断面分割法による解析結果は、FEM 解析結果および実験結果よりも大きく示されている。

以上より、1) 十分な接着長を有する場合には、載荷点近傍下縁かぶりコンクリート部に発生した斜めひび割れに起因するピーリング作用によってシートの剥離が発生し、シート剥離の進展とともに変形が増大し、やがてシートの全面剥離によって終局に至ること、2) 接着長が短い場合には、ピーリング作用によってシートの剥離が進展する前に、シート端部の断面が段落的な状態となり、曲げひび割れが顕在化してかぶりコンクリートを伴いシートが剥離し終局へ至ったこと、が考えられる。

4.2 AFRP シートの軸方向ひずみ分布

ここでは、FRP シートの付着性状に関する解析結果の妥当性を検討するために、シートの軸方向ひずみ分布性状に着目して検討を行う。図-7 には、FEM 解析結果の軸方向ひずみ分布を実験結果および断面分割法による解析結果と比較して示している。なお、これらの結果は、断面分割法における終局時(図-6の(i)点)のひずみ分布である。ただし、 $\alpha=0.5$ の場合については FEM 解析結果における終局時の結果を示している。図中には、計算主鉄筋降伏領域 L_{yu} および主定着領域 L_a も併せて示している。

図より、 $\alpha \geq 1.0$ の試験体の結果に着目すると、主鉄筋比にかかわらず、計算主鉄筋降伏領域 L_{yu} において、FEM 解析結果は実験結果とほぼ一致していることが分かる。一方、断面分割法による解析結果は、FEM 解析結果および実験結果を下回っていることが分かる。これは、この範囲に発生した斜めひび割れに起因するピーリング作用によってシートの剥離が進行していることを意味している。特に、 $\alpha=1.0$ の両試験体の FEM 解析結果に着目すると、シート端部から約 50 mm の領域がほ

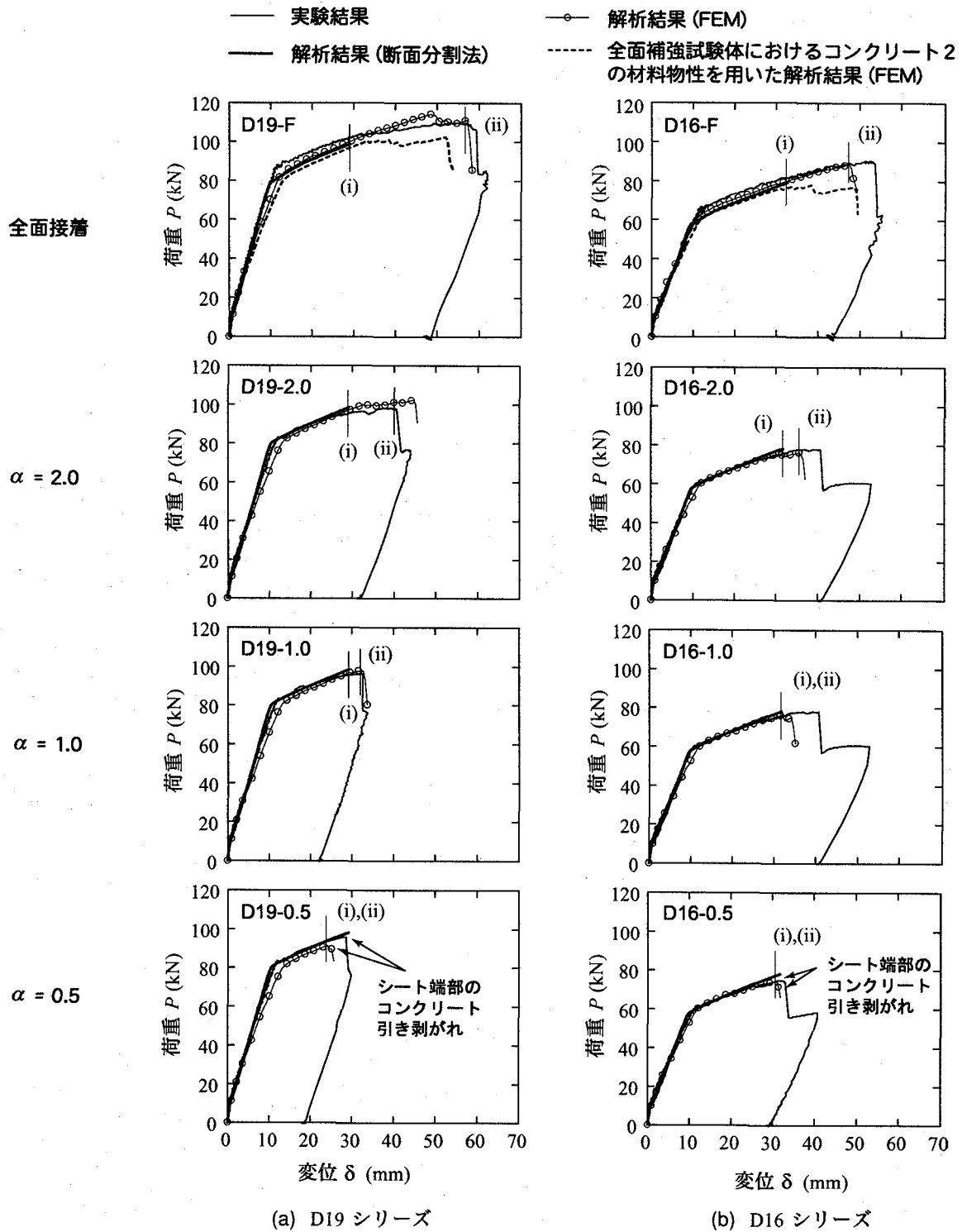


図-6 荷重-変位関係

ほぼ零レベルのひずみとなっていることが分かる。これは、シート端部のかぶりコンクリート部曲げひび割れが顕在化してかぶりコンクリートを伴ってシートが剥離する傾向を示していることを暗示している。また、写真-1に示している実験終了時のD19-1.0試験体の破壊状況より、シート端部に斜めひび割れが発生していることが観察できる。これはFEM解析が実際の剥離挙動を適切に再現していることを裏付けている。

一方、 $\alpha = 0.5$ の両試験体(D19/D16-0.5)の結果を見ると、FEM解析結果は、載荷点から L_{yu} の中央付近までの領域で大きなひずみが発生しているのに対し、 L_{yu} の左側端部では非常に小さいひずみとなっている。これは、載荷点近傍下縁かぶりコンクリートのピーリング作用による斜めひび割れ先端部からのシートの剥離現象と、シート端部のかぶりコンクリートを伴ったシートの剥離現象がほぼ同時に進展しているためと推察される。

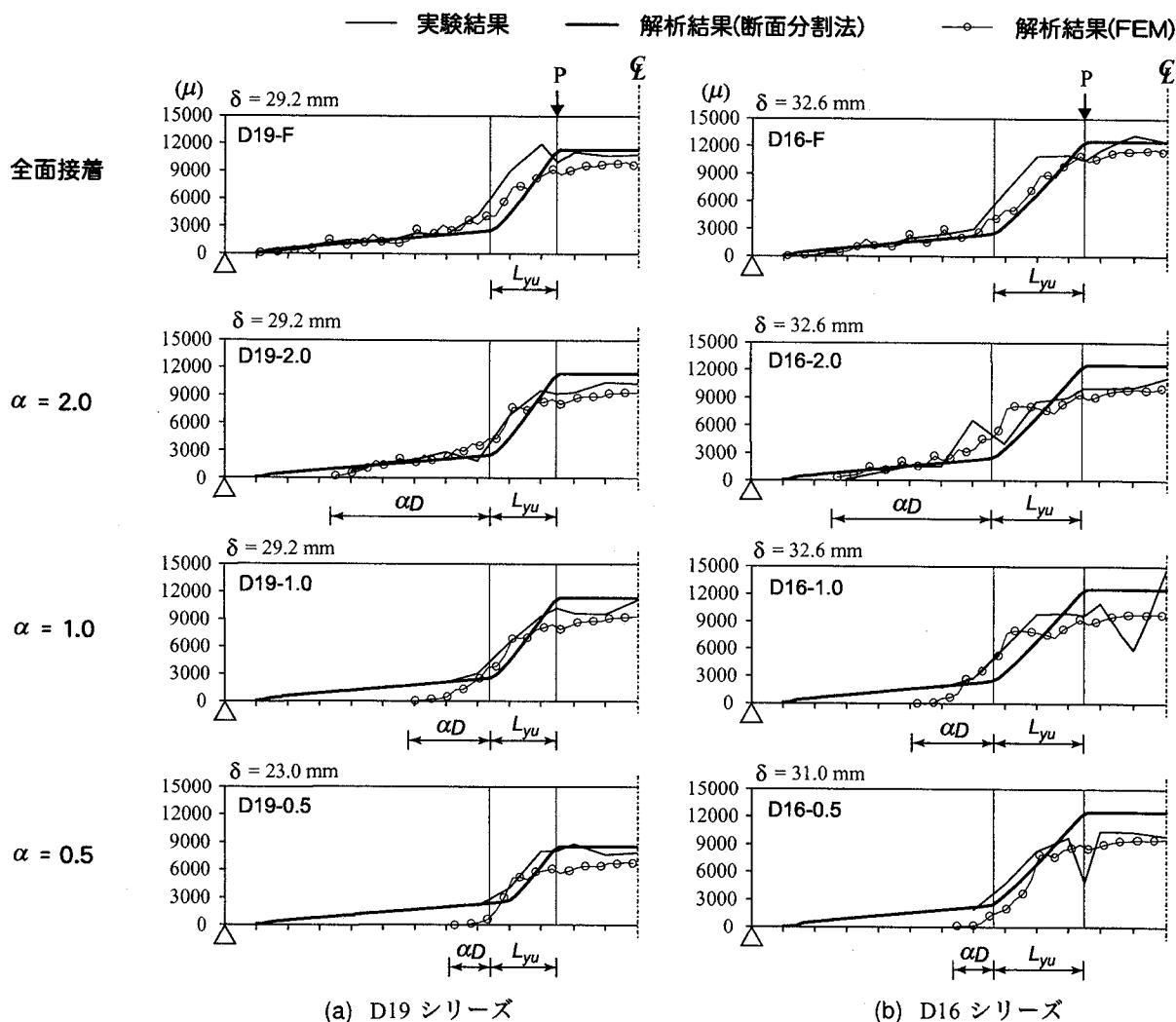


図-7 AFRP シートの軸方向ひずみ分布

なお、FEM 解析結果では、実験結果と同様に RC 梁がシート端部のかぶりコンクリートを伴うシートの剥離現象によって終局に至っている。

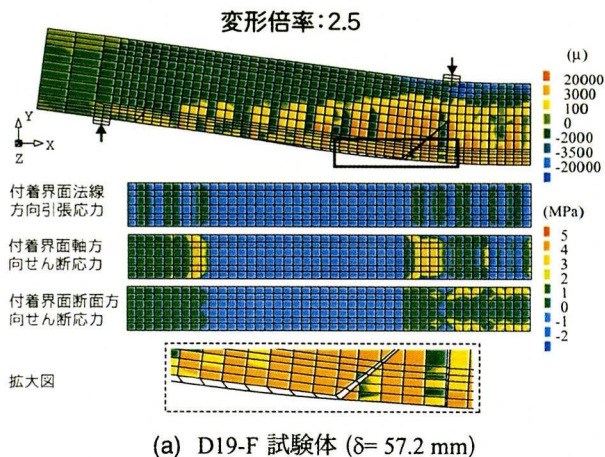
以上より、シート接着長が短い場合には、シート端部断面が段落的な状態となり、曲げひび割れの発生とともにかぶりコンクリートを伴ってシートが剥離することにより終局に至る傾向にあることを解析的に明らかにすることができた。また、4.1 節および本節の検討から、AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の場合には、ピーリング作用によってシートの剥離が顕在化するまで、シート端部のかぶりコンクリートを伴うシート剥離を抑制するための接着長を確保することにより、全面補強の場合とほぼ同程度の耐荷荷重を保証できることが明らかになった。すなわち、本研究範囲内では、 $\alpha \geq 1.0$ の場合には全面補強とほぼ同様な耐荷性能を有している。

4.3 破壊状況および付着界面応力分布

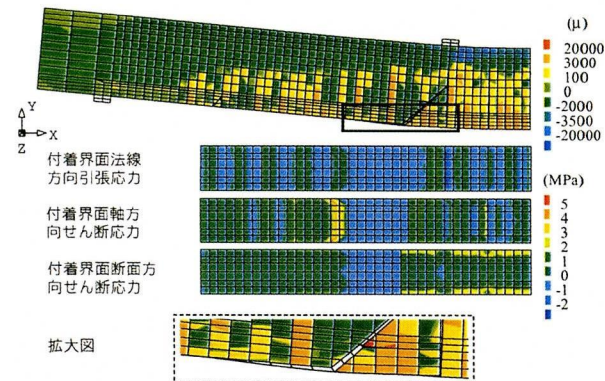
図-8 および 図-9 には、それぞれ、D19、D16 試験

体の全面剥離直前 (図-6 の (ii) 点) における離散ひび割れの開口を含む梁の変形状況、コンクリートの軸方向ひずみおよびシートとコンクリートとの付着界面の三方向応力成分 (法線方向応力、軸方向せん断応力、断面方向せん断応力) のコンター図を示している。また、斜めひび割れ先端部における拡大図も合わせて示している。なお、梁軸方向ひずみのコンターレベルにおいて、100, 3,000 μ の引張ひずみは、それぞれ 図-5(a) におけるコンクリートのひび割れ発生ひずみ ϵ_{ty} およびひびわれ開口ひずみ ϵ_{tu} と対応している。また、図-10 には、比較検討のため、全面接着試験体 (D19/D16-F) を除いた全 6 体の実験終了後のひび割れ分布性状を示している。

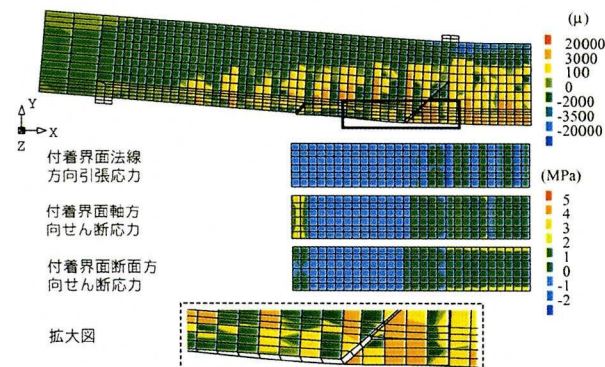
図-8 および 図-9 の (a), (b) に示している全面補強試験体および $\alpha = 2.0$ 試験体の結果より、ピーリング作用によって FRP シートの剥離が開始し、支点側に向って進行している状況が分かる。また、付着界面応力コンター図より、シート剥離領域における付着界面の応力成分は全て零応力を示していることも確認できる。ま



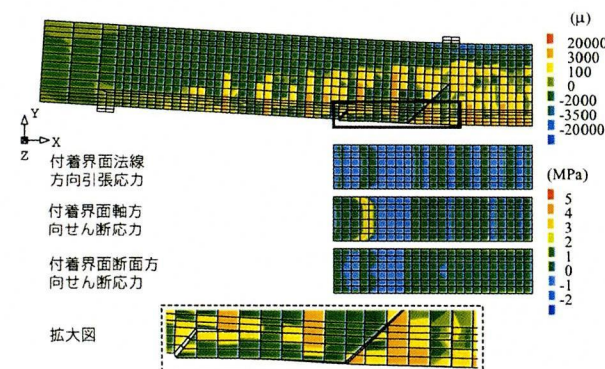
(a) D19-F 試験体 ($\delta = 57.2$ mm)



(b) D19-2.0 試験体 ($\delta = 40.5$ mm)

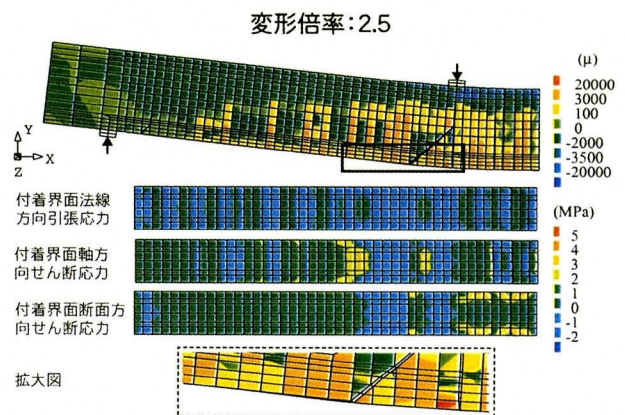


(c) D19-1.0 試験体 ($\delta = 32.7$ mm)

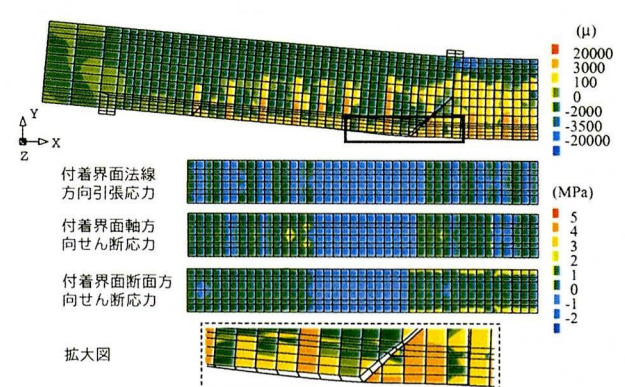


(d) D19-0.5 試験体 ($\delta = 24.5$ mm)

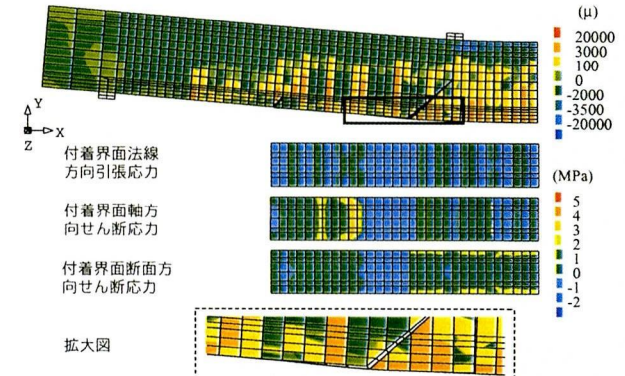
図-8 梁軸方向ひずみ, 変形状況, および付着界面応力コンター図 (D19 シリーズ)



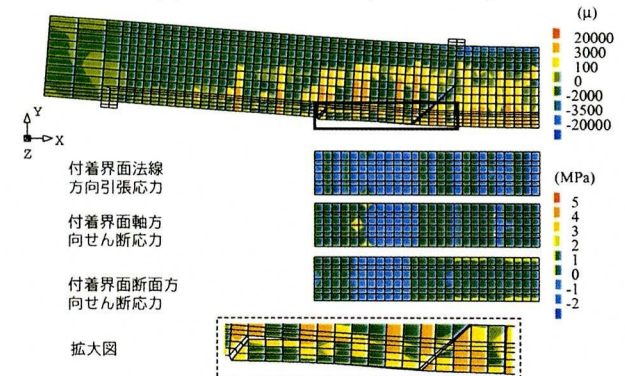
(a) D16-F 試験体 ($\delta = 47.4$ mm)



(b) D16-2.0 試験体 ($\delta = 38.8$ mm)



(c) D16-1.0 試験体 ($\delta = 32.6$ mm)



(d) D16-0.5 試験体 ($\delta = 31.0$ mm)

図-9 梁軸方向ひずみ, 変形状況, および付着界面応力コンター図 (D16 シリーズ)

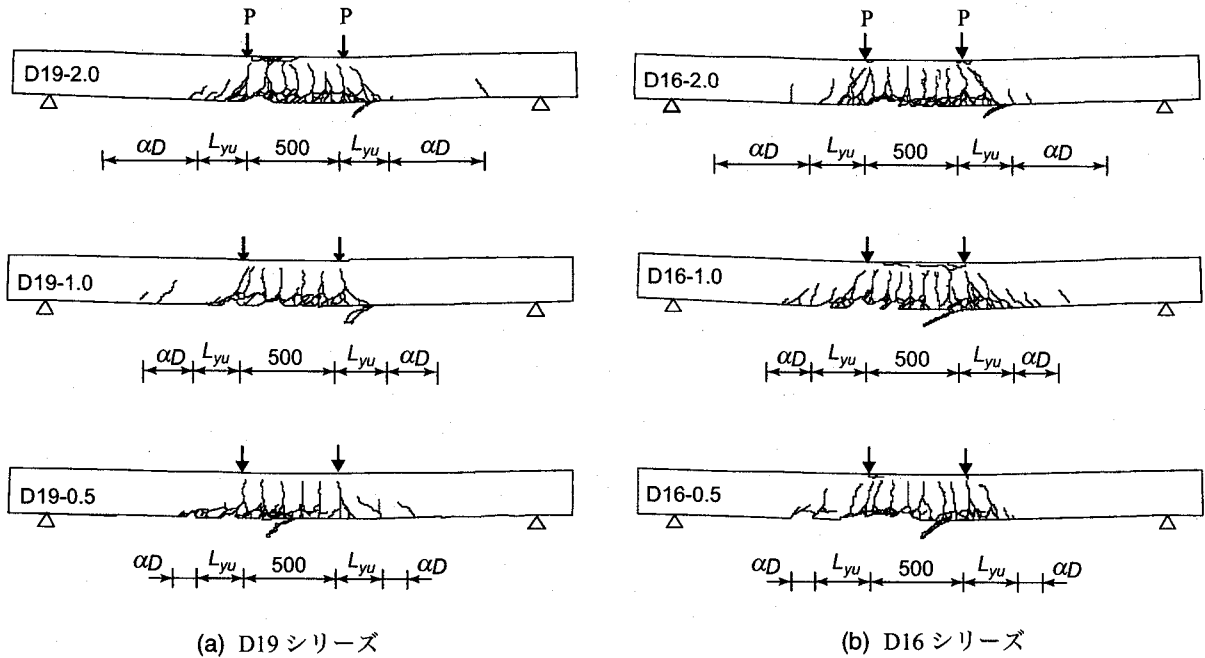


図-10 実験結果のひび割れ分布性状

た、シート端部のかぶりコンクリートには、明確なひび割れが発生していないことも分かる。

次に、図-8(c)に示しているD19-1.0試験体の結果を見ると、シートの剥離が端部付近まで進展し、まさに全面剥離する寸前であることが分かる。一方、この時点では、シート端部に配置した斜め離散ひび割れが開口し、かぶりコンクリートを伴ったシート剥離が進行している状況も見られる。図-10に示している実験終了時のひび割れ分布性状を見ると、シート端部付近に斜めひび割れの発生が確認できる。ただし、FEM解析結果では、実験結果の場合と同様にかぶりコンクリートのひび割れが大きく進展する前にシートの全面剥離によって終局に至っている。また、図-9(c)に示しているD16-1.0試験体の結果についてもD19-1.0試験体とほぼ同様な分布性状を示している。

図-8および図-9の $\alpha=0.5$ の結果に関しては、載荷点近傍下縁かぶりコンクリートのピーリング作用による斜めひび割れ先端部のシートの部分剥離のみならず、シート端部のかぶりコンクリートが曲げひび割れの発生とともに、かぶりコンクリートを伴ってシートが剥離する様子がうかがえる。この破壊特性は実験結果と大略一致している。なお、図-10に示している実験終了時のひび割れ分布性状からもシート端部においてシートがかぶりコンクリートを伴って剥離した様子が分かる。

以上より、提案する解析手法を用いることにより、主鉄筋比やシート接着範囲にかかわらず、シート端部のかぶりコンクリートに発生したひび割れの開口やシートの剥離挙動を精度よく再現可能であることが明らかとなった。

5. まとめ

本研究では、AFRPシート曲げ補強RC梁の破壊挙動を適切に評価可能な汎用性の高い数値解析手法の確立を目的として、シート端部におけるシートの引き剥がれ破壊モードも考慮したモデルを提案し、シート接着長の異なる曲げ補強RC梁を対象として有限要素法に基づいた弾塑性解析を試みた。解析では、ひび割れの開口、主鉄筋のすべり、およびシートの剥離などの幾何学的不連続現象を離散ひび割れモデルを用いてモデル化している。検討は、主鉄筋比(2種類)、主定着領域のシート接着長(4種類)が異なる場合における荷重-変位関係、AFRPシートの軸方向ひずみ分布および破壊状況の解析結果を実験結果と比較することにより検討を行った。本研究で得られた知見を整理すると、以下のとおりである。

- 1) AFRPシート曲げ補強RC梁は、i) 十分な接着長を有する場合には、載荷点近傍下縁かぶりコンクリートがブロック化し、そのピーリング作用によってシートの剥離が顕在化した後、荷重が大きく増加せずに変位のみが増加すること、ii) 接着長が短い場合には、シート端部断面が段落的な状態となり、曲げひび割れの発生とともにシートがかぶりコンクリートを伴って剥離することにより終局に至る傾向にあること、等を解析的に明らかにした。
- 2) このため、RC梁は、ピーリング作用によってシートの剥離が顕在化するまでに、シート端部のかぶりコンクリートを伴ったシート剥離が進展しないように十分な接着長を確保することにより、全面補強

の場合とほぼ同程度の耐荷荷重を保証できることを明らかにした。

- 3) 本研究で提案した解析手法を用いることにより、シート接着長が異なる場合においても、AFRP シート曲げ補強 RC 梁の荷重-変位関係、AFRP シートの軸方向ひずみ分布性状、および RC 梁の破壊挙動を比較的精度よく再現可能であるものと考えられる。

参考文献

- 1) 村橋久弘, 木村耕三, 勝俣英雄, 角田 敦, 谷垣正治: 連続繊維による補修・補強-炭素繊維, アラミド編-, 理工図書, 2000.
- 2) 小島克朗: 連続繊維による耐震補強-正しい設計・施工の基礎知識-, 理工図書, 2000.
- 3) 土木学会: コンクリート構造物の補強設計・施工の将来像 -性能照査補強設計指針(試案)-, コンクリート技術シリーズ 28, 1998.
- 4) 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.
- 5) 出雲健司, 浅水俊博, 佐伯 昇, 志村和記: アラミドおよび炭素繊維シートの付着特性, コンクリート工学年次論文報告集, 第 9 巻第 2 号, 1998.
- 6) 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・剥離挙動の解析, 土木学会論文集, No. 634 / V-45, pp.197-208, 1999.
- 7) Wu, Z. S. and Niu, H. : Study on Debonding Failure Load of RC Beams Strengthened with FRP Sheet, *Journal of Structural Engineering*, JSCE, Vol. 46A, 2000.
- 8) Triantafillou, T. C. and Plevris, N. : Strengthening of RC Beams with Epoxy-bonded Fibre-composite Materials, *Materials and Structures*, Vol. 25, pp. 201-211, 1992.
- 9) Buyukozturk, O. and Hearing, B.: Failure Behavior of Precracked Concrete Beams Retrofitted with FRP, *Journal of Composites for Construction*, pp.138-144, 1998.
- 10) 岳尾弘洋, 松下博通, 佐川康貴, 牛込敏幸: セン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.
- 11) 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.
- 12) 岸 徳光, 三上 浩, 栗橋祐介, 澤田純之: AFRP シート曲げ補強 RC 梁のシートの必要接着長評価に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 48A, pp. 987-997, 2002.
- 13) 岸 徳光, 三上 浩, 張 広鋒: FRP シート曲げ補強 RC 梁に関するシートの剥離挙動解析, 土木学会論文集, 投稿中.
- 14) Nonlinear Analysis User's Manual (7.2), TNO Building and Construction Research.
- 15) 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.
- 16) CEB-FIP Model Code 1990, Thomas Telford.
- 17) Rots, J.G.: *Computational Modeling of Concrete Fracture*, PhD thesis, Delft University of Technology, 1988.
- 18) Chajes, M. J., Finch, W. W., Januszka, T. F., and Thomson, T. A.: Bond and Force Transfer of Composite Material Plates Bonded to Concrete, *ACI Structural Journal*, V.93, No.2, pp.208-217, 1996.

(2002年9月13日受付)