

# FRP シート曲げ補強 RC 梁に関するシートの剥離挙動解析

岸 徳光<sup>1</sup>・三上 浩<sup>2</sup>・張 広鋒<sup>3</sup>

<sup>1</sup>フェロー会員 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)

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

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

<sup>3</sup>学生会員 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)

FRP シートを引張側下面に接着して曲げ補強した RC 梁の耐荷性状およびシートの剥離挙動を適切に評価可能な数値解析手法を確立することを目的として、シートの剥離モデルを提案してその妥当性を実験結果との比較により検証し、さらに提案の解析手法を用いてアラミド繊維シートや炭素繊維シートで曲げ補強した RC 梁に関する数値解析を行った。検討の結果、1) 提案の剥離モデルを用いることにより、シート材料や補強量にかかわらず実験結果のシート剥離現象を大略再現可能であること、2) シートは載荷点の支点側近傍下縁かぶり部に形成されるコンクリートブロックのピーリング作用により剥離すること、および 3) 曲げひび割れの発生のみによってはシートが剥離する傾向にないこと、等が数値解析的に確認された。

**Key Words :** RC beam, FRP sheet, flexural strengthening, nonlinear analysis, discrete crack, debonding behavior, peeling action

## 1. はじめに

近年、既設鉄筋コンクリート (RC) 構造物の補強方法として、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) を構造物の表面に接着する工法や巻き付ける工法が数多く採用されるようになってきた。

この中で、矩形 RC 梁を対象として梁の引張側下面 (以後、単に下面) に FRP シートを接着して曲げ補強する場合、その RC 梁はシートの破断あるいは圧縮側上縁 (以後、単に上縁) コンクリートが圧壊する場合の他、シートの剥離によって終局に至る場合のあることが明らかになっている。前者の場合には、従来の断面分割法等の評価法を用いることにより終局耐力が評価可能である。一方、後者の場合には、シートとコンクリート間の付着界面 (以後、単に付着界面) の力学挙動やシートの剥離メカニズムが複雑であるため、前述の断面分割法等によって終局耐力を算定することが困難である。そのため、これらの問題を解決し FRP シートを用いた RC 梁の合理的な曲げ補強設計手法を確立するための実験的・解析的研究が現在も盛んに行われている<sup>1)~9)</sup>。

FRP シートの付着界面における力学挙動に関しては、吉澤ら<sup>10)</sup>、上原子ら<sup>11)</sup>および佐藤ら<sup>12)</sup>が、2つのコンクリート角柱の両側面あるいは片面に 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を行い、一面せん断型の剥離現象を想定したせん断応力-相対変位関係を求めている。吉澤ら<sup>10)</sup>は、弾性-剥離モデル、剛性-軟化モデル、弾性-軟化モデル、および剛塑性-剥離モデルを提案し、弾性-軟化モデルの最大せん断応力および破壊エネルギーが、それぞれ 8.0 MPa および 1.2 N/mmであることを報告している。また、上原子ら<sup>11)</sup>は、破壊エネルギーを等価にして、弾性-剥離型モデルおよび弾性-軟化-剥離型モデルを提案している。一方、国外では、Varastehpour and Hamelin<sup>13)</sup>が、付着界面の法線方向引張応力および面内せん断応力の相互作用を考慮した Mohr-Coulomb の基準を用いて、付着界面の破壊を評価している。さらに、Mohr-Coulomb モデルの粘着力  $C$  および内部摩擦角  $\phi$  は、それぞれ 5.4 MPa および  $33^\circ$  であると報告している。また、Arduini ら<sup>14)</sup>は、付着界面の引張せん断および圧縮せん断試験から粘着力  $C$  が 5.0 MPa 程度になる Mohr-Coulomb 包絡線を提示している。

表-1 試験体の一覧

試験体名	梁高 $h$ (mm)	主鉄筋 比 (%)	シート 材料	シート補強 層数	体積補強 割合 (%)	せん断 スパン比 $a/d$	せん断 余裕度 $\alpha$	実験結果の破壊形式
N-250-0	250	1.28	-	-	-	5.0	3.25	コンクリートの圧壊
A-250-1	250	1.28	アラミド繊維	1	0.99	5.0	2.32	曲げ圧壊型
C-250-1			炭素繊維		0.58			
A-400-2	400	0.74	アラミド繊維	2	1.24	2.9	2.06	剥離破壊型
C-400-2			炭素繊維		0.72			

一方、FRP シートで曲げ補強した RC 梁の剥離発生メカニズムに関しては、Buyukozturk and Hearing<sup>15)</sup>や岳尾ら<sup>16)</sup>が、静載荷実験結果に基づいてシートの終局時に載荷点の支点側下縁近傍部に発生する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ることを報告している。著者ら<sup>17)~19)</sup>も同様の静載荷実験を行い、RC 梁は上述の下縁かぶり部に形成されたコンクリートブロックのピーリング作用によってシートが剥離し終局に至ることを確認している。一方、呉ら<sup>20)</sup>は曲げひび割れ端部の接着界面に発生するせん断応力に起因してシートが一面せん断的に剥離することを報告している。

このように、これまでシートの剥離挙動を解明するための幾つかの剥離メカニズムや実験法が提案されているが、未だ統一的なものに集約されるには至っていない。また、シートの剥離現象を適切に再現可能な数値解析的な検討例もほとんど見当たらないのが現状である。なお、FRP シートを用いた曲げ補強 RC 梁の耐力は、シートの剥離性状と密接に関連していることが実験的に明らかになっている<sup>19)</sup>。従って、RC 梁の合理的な曲げ補強設計法を構築するために援用される数値解析手法には、梁の曲げ耐力は勿論のこと終局までの変形特性を精度よく評価可能であることが要求される。

このような背景より、本研究では FRP シートを下面接着して曲げ補強した RC 梁の耐荷性状およびシートの剥離挙動を適切に評価可能な数値解析手法を確立することを目的として、有限要素法に基づいた 3 次元弾塑性解析を試みた。本数値解析ではシートの剥離挙動に着目しているため、主なひび割れ発生位置やその進展方向は実験結果に基づき接触面要素 (Interface Element)<sup>21)</sup>を用いてモデル化している。また、シートの剥離を再現するために Coulomb Friction モデル<sup>21)</sup>(以後、剥離モデル)の適用を試み、付着界面の力学挙

動およびシートの剥離メカニズムに関する検討を行った。なお、本解析手法の妥当性検討は、静的曲げ載荷実験結果<sup>22)</sup>と比較することにより行っている。

## 2. 試験体概要

本数値解析に用いた試験体は、著者ら<sup>22)</sup>が過去に実施した実験の中の 2 種類の断面タイプで、無補強試験体 1 体とアラミドケブラー繊維 (AFRP) シートおよび炭素繊維 (CFRP) シートで曲げ補強した各 2 体全 5 体の矩形 RC 梁である。表-1 には解析に用いた試験体の一覧を示している。試験体名の第 1 項目は、シート材料 (N: 無補強, A: AFRP, C: CFRP)、第 2 項目は梁高 (mm)、第 3 項目はシートの接着層数 (0: 無補強, 1: 1 層貼り, 2: 2 層貼り)を表している。また、著者ら<sup>19)</sup>の既往の実験結果より、4 体の補強試験体に関する破壊形式は、それぞれ、1) 断面分割法に基づいて算出した計算終局耐力や変位を上回った後に上縁コンクリートが圧壊して、シート剥離により終局に至るタイプ (以後、曲げ圧壊型) および、2) 計算終局耐力や変位を下回る状態でシートが剥離し終局に至るタイプ (以後、剥離破壊型) に分類されている。なお、表中のせん断余裕度  $\alpha$  は計算せん断耐力  $V_{cs}$  を計算曲げ耐力  $P_{cs}$  で除して求められる値である。これらの試験体は、いずれも  $\alpha > 1.0$  であることより、FRP シートによる曲げ補強後も、設計的に曲げ破壊先行型の RC 梁であることが分かる。ここで、計算曲げ耐力は断面分割法を用いて評価しており、計算せん断耐力  $V_{cs}$  はシートの剛性を無視し、土木学会コンクリート標準示方書<sup>23)</sup>(以後、単に示方書)に準拠して算出している。

図-1 には、試験体の形状寸法、配筋状況、載荷点位置およびシートの接着概要図を示している。試験体の断面寸法 (幅 × 高さ) は 150 × 250 mm もしくは 150 × 400 mm、軸方向筋として 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)

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 $\nu$
コンクリート	29.6	2.34	-	22.1	0.2
主鉄筋 D16	-	-	406	210	0.3
帯鉄筋 D10	-	-	380		

表-3 FRP シートの力学的特性値

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)	破断歪 $\epsilon_{fu}$ (%)
アラミド繊維 (AFRP)	415	0.286	2,060	118	1.75
炭素繊維 (CFRP)	300	0.167	3,400	230	1.48

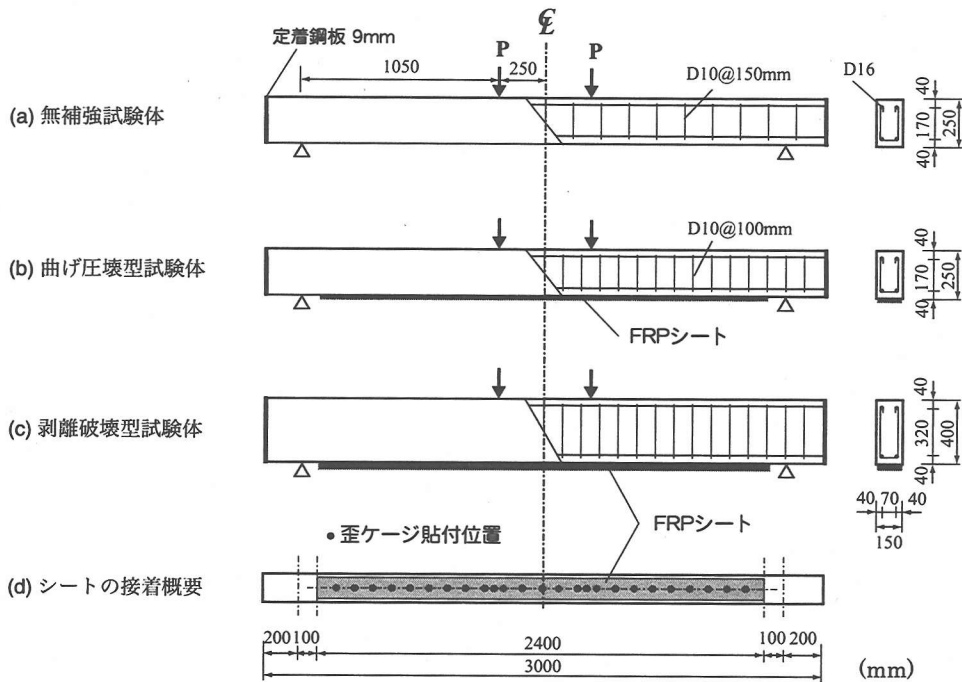


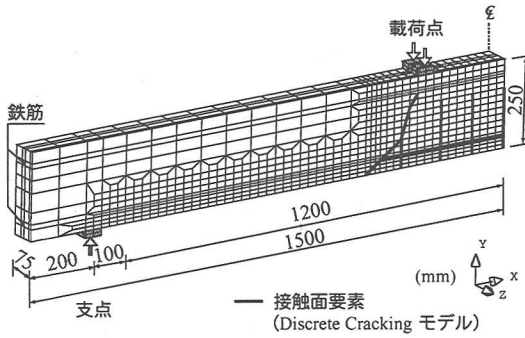
図-1 試験体の形状寸法、配筋状況、載荷点位置およびシートの接着概要図

を用いている。曲げ補強材には全て強化方向が一方のFRPシートを用い、梁下面に1層もしくは2層をスパン中央部から支点の100mm手前の範囲まで接着している。シート上には、その付着状況を検査するため、歪ゲージを100mm間隔および載荷点直下に貼り付けている。なお、表-2および表-3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FRPシートの材料試験により得られた力学的特性値の一覧を示している。

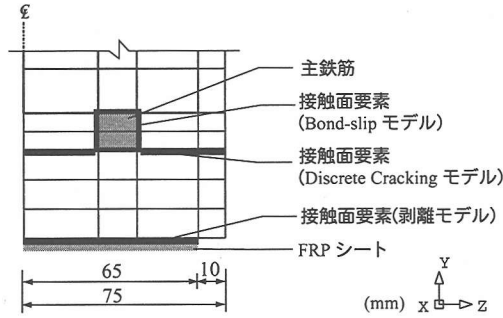
### 3. 数値解析概要

#### (1) 解析モデル

図-2には、要素分割図の一例として、A-250-1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(斜めひび割れを後述の接触面要素でモデル化した領域)3次



(a) 全体図



(b) 断面図 (主鉄筋近傍)

図-2 要素分割図 (A-250-1 試験体)

元固体要素を用いてモデル化している。また、帯鉄筋には、DIANA<sup>21)</sup>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、鉄筋要素の歪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。

## (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-2 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-

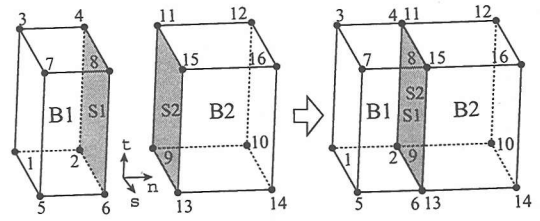


図-3 接触面要素の概念図

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。図-3 には、接触面要素の概念図を示している。図に示しているように、任意の 2 要素 (図中の B1, B2 要素) 間に接触面要素を配置する場合には、接触面要素はこれら 2 つの要素の相対する面 (図中の S1, S2 面) で構成される二重節点を有する厚さ 0 の要素として定義される。

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。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 つのモデルについて詳述する。なお、各接触面要素の配置に関しては、3 章 3 節で詳説することとする。

### a) 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、 $\Delta U$  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。図に示しているように、このモデルでは、引張応力  $\sigma_n$  が限界引張応力値  $f_{ct}$  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  $\Delta U_{n-ult}$  である。本論文では、図中の限界引張応力値  $f_{ct}$  が、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 Code<sup>24)</sup> を参考にして、以下のように定義している。

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

$$f'_{ck} = f'_c - \Delta f \quad (2)$$

$f'_{ck}$  はコンクリートの圧縮強度の特性値、 $f'_c$  はコンクリートの圧縮強度、 $\Delta f$  は CEB-FIP Model Code により  $\Delta f = 8 \text{ MPa}$  である。剛性  $k_n$  には、ひび割れ発生前の要素間の連続性を保証するために、大きな値を設定

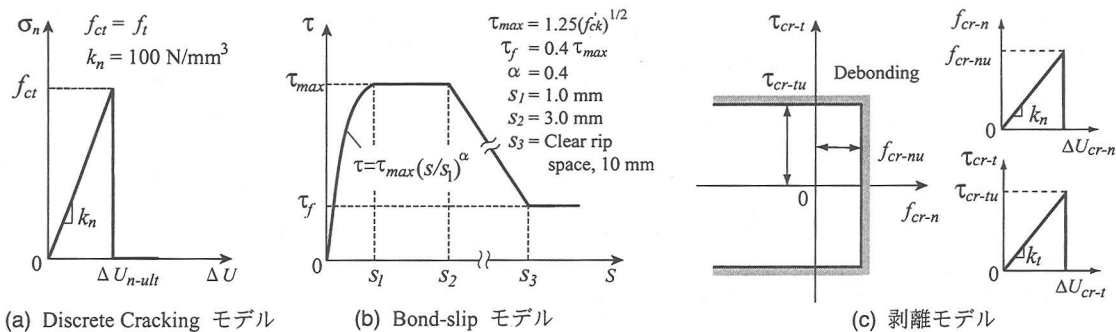


図-4 接触面要素に適用した各応力-相対変位関係

しなければならない。本研究では、文献 25) を参考にして便宜的に  $k_n = 100 \text{ N/mm}^3$  と仮定している。また、定義したクラック面における接線方向応力-変位関係も、文献 25) 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く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  $\sigma_n$  が限界引張応力  $f_{ct}$  に達した後は、シートの剥離現象に主眼をおくこととし、ひび割れ開口後の咬み合わせ効果等を無視して、せん断剛性  $k_t$  も消失するものと仮定している。

#### b) 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  $\tau$  と相対変位関係  $S$  は、CEB-FIP Model Code<sup>24)</sup> 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  $\tau$  がすべりの増加とともに最大値  $\tau_{max}$  まで非線形に増大して  $\tau_{max}$  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されている。また、主鉄筋とコンクリート要素間の法線方向引張応力-相対変位関係には、Discrete Cracking モデルに準拠した線形関係を定義している。

#### c) 剥離モデル

本研究では、シートの全面剥離を再現するために、Coulomb Friction モデル<sup>21)</sup> に基づいた図-4(c) に示す剥離モデルを提案した。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  $f_{cr-n}$ 、面内限界せん断応力を  $\tau_{cr-t}$  とすると、付着界面の法線方向引張応力  $f_{cr-n}$  が<sup>3)</sup>

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

の場合、あるいは、面内せん断応力  $\tau_{cr-t}$  が<sup>3)</sup>

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

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、付着界面における各変数は、

$$\begin{aligned} \tau_{cr-ts} &: \text{面内軸方向せん断応力} \\ \tau_{cr-tt} &: \text{面内軸直角方向せん断応力} \end{aligned}$$

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、剥離したシートの全面には多くのコンクリート塊が付着していることを確認している。これは、シートとコンクリートの付着界面における剥離抵抗が下縁コンクリート表層近傍の剥離抵抗よりも大きいことを意味している。これより、本研究では実現現象に即して、シートはコンクリートが薄く付着した状態で剥離するものと仮定し、その面を付着面あるいは付着界面として再定義することとする。従って、 $f_{cr-n}$  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  $100 \text{ N/mm}^3$  に等価であるものとして仮定した。なお、 $\tau_{cr-tu}$  と  $k_t$  に関しては、未だ統一的な値が提示されるに至っていない。そのため、ここでは、後章に示されるように吉澤ら<sup>10)</sup>、上原子ら<sup>11)</sup>、Varastehpour and Hamelin<sup>13)</sup>、Arduini ら<sup>14)</sup>、新保ら<sup>26)</sup> が提案する値を参考に、著者らの実験結果と比較する形で数値解析的に検討を行い、定数を決定することとした。

### (3) 接触面要素の配置

#### a) コンクリート部

数値解析における RC 梁のコンクリート要素部には、写真-1 のような実験時に発生した顕著なひび割れ分布 (写真の灰色の部分) を参考にして、図-2(a) に示されているような幅方向に貫通する斜めひび割れや曲げひび割れ発生部に Discrete Cracking モデルを適用した接触面要素を配置している。なお、各試験体における接触面要素の配置位置は各実験結果のひび割れ分布に基づいて決定している。また、写真-1 に示されているように、実験ではいずれの試験体に関して

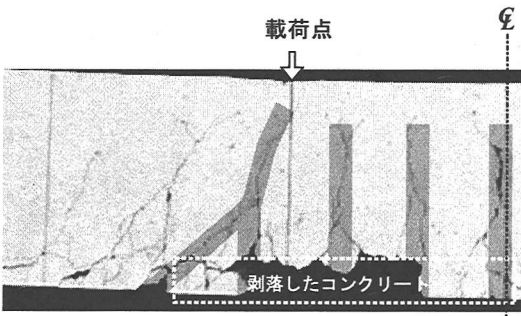


写真-1 実験終了時の試験体状況 (A-250-1 試験体)

もシートの剥離とともに等曲げ区間および荷点近傍の下縁かぶりコンクリートが剥落していることを確認している。従って、等曲げ区間および荷点から斜めひび割れ発生位置までの範囲における主鉄筋の下面と同一面のコンクリート要素間 (図-2 b) にも Discrete Cracking モデルを適用した接触面要素を配置することとした。

#### b) 主鉄筋-コンクリート間

主鉄筋要素とコンクリート要素間には、図-2(b) に示されているように、鉄筋の軸方向付着すべりをモデル化するために、Bond-slip モデルを適用した接触面要素を配置している。

#### c) FRP シート-コンクリート間

シートとコンクリート要素間には、実験時に見られたシートの剥離挙動を参考にして、シートの接着面全体に剥離モデルを適用した接触面要素を配置している。なお、本研究では、前述のように付着界面の法線方向引張応力と面内せん断応力間の連成作用を無視した剥離モデルを適用し、シートの剥離挙動を検討することとしている。

### (4) 材料構成則

#### a) コンクリート要素

図-5(a) には、コンクリート要素に適用した応力-歪関係を示している。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、圧縮歪  $3,500\mu$  までは示方書に基づいて定式化し、 $3,500\mu$  以後は初期弾性係数の  $0.05$  ( $E_{c1} = 0.05E_c$ ) 倍で  $0.2 f'_c$  まで線形軟化するモデルを設定した<sup>27), 28)</sup>。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、その後終局引張歪  $\epsilon_{tu}$  まで線形に減少するモデ

ルである。終局歪  $\epsilon_{tu}$  に関しては、文献 21) 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 Code<sup>24)</sup> に基づいて、次のように定義した。

$$G_f = G_{f0} (f'_c / f_{cm0})^{0.7} \quad (5)$$

ここで、 $f_{cm0} = 10 \text{ MPa}$ 、 $G_{f0}$  は粗骨材の大きさに基づいて決定される定数である。本研究では、粗骨材径を実験に即して  $15 \text{ mm}$  と設定し、 $G_{f0} = 0.029 \text{ N/mm}$  としている。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ニング効果を考慮していない。また、帯鉄筋には前述のように埋め込み鉄筋要素を用いている。

本研究では、コンクリート要素に発生する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<sup>21), 25)</sup>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。その詳細は文献 21) に譲る。

#### b) 鉄筋要素

図-5(b) には、鉄筋要素の応力-歪関係を示している。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  $\nu_s$  には、表-2 に示す値を用いている。なお、表中の  $f_y$  は材料試験結果、 $E_s$ ,  $\nu_s$  は鋼材の公称値である。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。

#### c) FRP シート要素

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-3 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と考えられる。しかしながら、本研究では、対

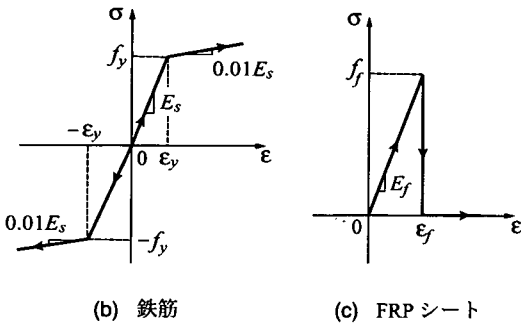
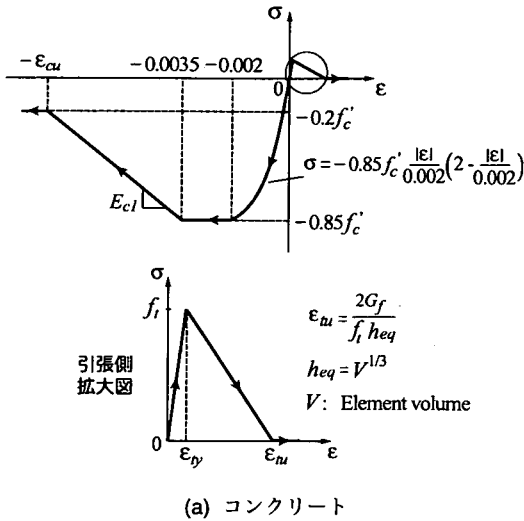


図-5 材料構成則

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、軸直角方向の軸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。

#### (5) 非線形数値解析過程

本研究では、曲げ補強RC梁に関するポストピーク領域までの耐荷挙動を把握するため、変位制御による増分解析を行うこととした。収束計算には最も一般的に用いられているNewton-Raphson法を採用している。また、収束の判定にはエネルギー法を適用している<sup>24)</sup>。

### 4. 剥離モデルのせん断応力-相対変位関係

前述の剥離モデルのせん断応力-相対変位関係における限界せん断応力値および剛性勾配に関しては、未だ統一的な見解が示されていないことより、研究者の独自の考え方に基いて決定されているのが現状であ

る。本研究では、過去に公表されている値を基本に、実験結果の荷重-変位関係と比較することにより最適値を決定することとした。なお、これらの最適なパラメータを決定するためには、各変数単独の影響のみならず、各変数間の影響度合いに関する検討も行わなければならない。しかしながら、これらの検討には膨大な計算量を要することより、ここでは事前解析によって最終的に採用したパラメータを基本にして各変数単独のパラメータのみを変化させ、その影響を調べることとした。

#### (1) 限界せん断応力

はじめにも述べているように、付着試験から得られた付着界面の限界せん断応力  $\tau_{cr-tu}$  に関しては、各研究機関によって異なった値が報告されている。吉澤ら<sup>10)</sup>は 8.0 MPa、上原ら<sup>11)</sup>は 3.8 MPa 程度、Arduiniら<sup>14)</sup>は 5.0 MPa、Varastehpour and Hamelin<sup>13)</sup>は 5.4 MPa であると報告している。本研究では、前述のようにシートがシート材料にかかわらずコンクリート塊の付着した状態で剥離するという実験結果を前提にし、これらの値を参考にして、 $\tau_{cr-tu}$  の値を 4.0, 5.0, 6.0, 8.0 MPa と設定し A-250-1 および A-400-2 試験体に関する数値解析を試みた。なお、剛性勾配  $k_t$  に関しては、最終的に決定した  $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$  を用いている。図-6には、それぞれ A-250-1, A-400-2 試験体に関する荷重-梁中央部変位 (以後、単に変位) 関係を実験結果と比較して示している。また、表-4には最大荷重値、最大荷重時変位および終局原因を実験結果と比較して示している。

図-6(a)に示している A-250-1 試験体に関する比較図より、変位 38 mm 付近までは各解析結果が実験結果とよく一致していることが分かる。しかしながら、この時点から、 $\tau_{cr-tu} = 4.0 \text{ MPa}$  とする場合の荷重は急激に低下している。 $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$  とする場合の荷重は、変位が 45 mm 近傍から低下する傾向を示している。一方、 $\tau_{cr-tu} = 6.0 \text{ MPa}$  の場合には、変位が 47 mm 近傍からシート剥離の進展により曲線の勾配が低下しているものの、シートの応力が引張強度に達したため、梁等曲げ区間におけるシート破断により解析は終了した。 $\tau_{cr-tu} = 8.0 \text{ MPa}$  の場合には、 $\tau_{cr-tu} = 6.0 \text{ MPa}$  の場合より小さい変位で最大荷重に到達し、等曲げ区間におけるシートの破断によって終了している。

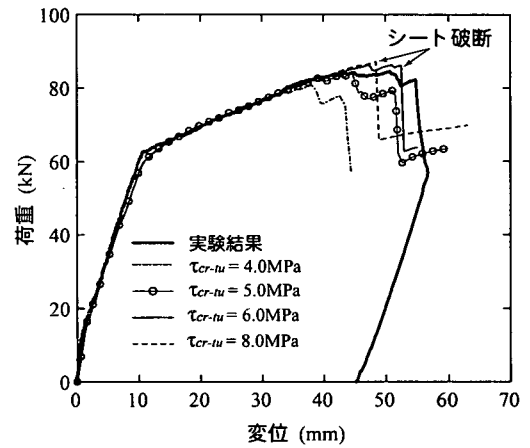
図-6(b)に示している A-400-2 試験体に関する比較図を見ると、実験結果の最大荷重近傍まで実験結果と各解析結果は類似な分布性状を示しているが、その後  $\tau_{cr-tu}$  の値によって最大荷重および最大荷重時変位が大きく異なっている。 $\tau_{cr-tu} = 4.0 \text{ MPa}$  の場合には、最大荷重および最大荷重時変位が最も小さく、 $\tau_{cr-tu} =$

表-4 剥離モデルにおける設定限界せん断応力値に対する解析結果と実験結果の比較一覧  
(剛性勾配  $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$ )

試験体	設定限界せん断応力 $\tau_{cr-tu}$ (MPa)	最大荷重 (kN)		最大荷重時変位 (mm)		終局原因	
		解析結果	実験結果	解析結果	実験結果	解析結果	実験結果
A-250-1	4.0	80.7	84.2	38.0	45.0	全面剥離	全面剥離
	5.0	83.8		44.7			
	6.0	86.2		52.5		シート破断	
	8.0	87.1		48.5			
A-400-2	4.0	154.0	160.0	18.1	21.4	全面剥離	全面剥離
	5.0	168.9		23.4			
	6.0	173.3		30.1			
	8.0	197.6		36.0			

8.0 MPa の場合には最も大きい。この場合の最大荷重値は実験結果の約 1.25 倍を示している。これより、限界せん断応力  $\tau_{cr-tu}$  の増大に伴い、最大荷重や最大荷重時変位は増加する傾向にあることが分かる。

以上より、1) 限界せん断応力値にかかわらず、シートの剥離が開始するまでは類似な荷重-変位分布を示す、2) 限界せん断応力の増加に伴い、RC 梁の最大耐荷荷重や最大荷重時変位は増加する傾向にある、3) しかしながら、限界せん断応力  $\tau_{cr-tu}$  の値を過大に設定すると、本来剥離する梁がシート破断として評価される場合もある、等が明らかとなった。本解析範囲内では、 $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$  を用いた解析結果が実験結果とよく対応しているものと判断されることより、以後の解析においては限界せん断応力値として  $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$  を採用することとする。

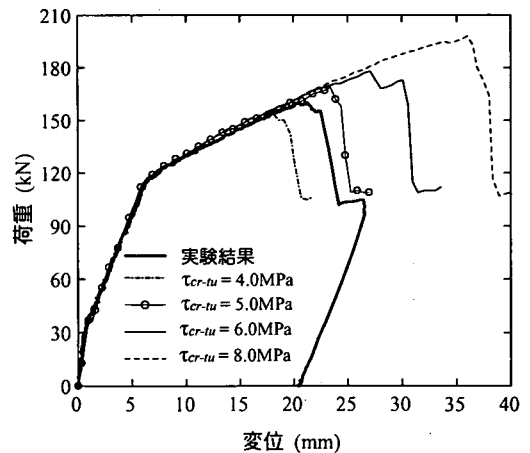


(a) A-250-1 試験体

## (2) 剥離せん断剛性

新保ら<sup>26)</sup>は、FRP シート補強 RC 梁のせん断耐力に関する感度解析において、限界 (本文では剥離) せん断強度、限界せん断変位をそれぞれ 0.94~60 MPa、0.025~1.6 mm と設定して検討を行っている。ここでは、前述のようにシート剥離の構成式に弾性カットオフモデルを採用することを前提に、限界せん断応力  $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$  とし、新保らが用いた限界せん断変位を参考に、剥離せん断剛性  $k_t$  を 25, 50, 100, 150  $\text{N/mm}^3$  と設定した。図-7 には、A-250-1、A-400-2 試験体の荷重-変位関係に関する解析結果を実験結果と比較して示している。また、表-5 には表-4 と同様の項目を一覧にして整理している。

図-7(a) の A-250-1 試験体に関する比較図より、 $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$  および  $k_t = 150 \text{ N/mm}^3$  とする場合には、解析終局時まで実験結果とほぼ同様な分布性状を示していることが分かる。両解析ケースとも、変位 38 mm 付



(b) A-400-2 試験体

図-6 荷重-変位関係に関する限界せん断応力の影響 ( $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$ )



表-5 剥離モデルにおける設定限界せん断応力値に対する解析結果と実験結果の比較一覧

(限界せん断応力  $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$ )

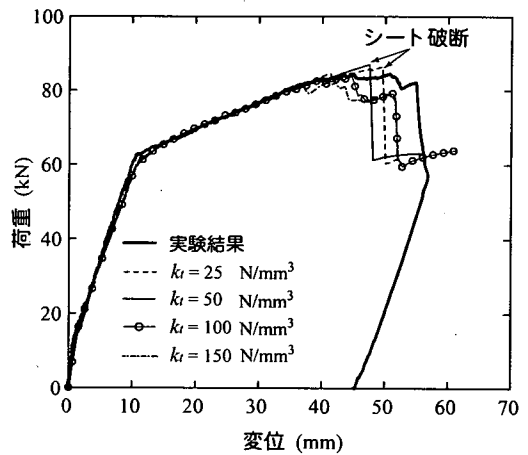
試験体	設定剛性勾配 $k_t$ ( $\text{N/mm}^3$ )	最大荷重 (kN)		最大荷重時変位 (mm)		終局原因	
		解析結果	実験結果	解析結果	実験結果	解析結果	実験結果
A-250-1	150	82.8	84.2	42.1	45.0	全面剥離	全面剥離
	100	83.8		44.7			
	50	86.9		50.0		シート破断	
	25	86.5		49.5			
A-400-2	150	157.9	160.0	21.2	21.4	全面剥離	全面剥離
	100	168.9		23.4			
	50	165.3		21.3			
	25	169.0		24.0			

近でシート剥離の進行により剛性勾配が低下し、シートの全面剥離によって終局に至っている。これに対し、 $k_t = 25 \text{ N/mm}^3$  と  $k_t = 50 \text{ N/mm}^3$  の場合には、実験結果より大きい荷重値を示し、シートの破断により終局に至っている。

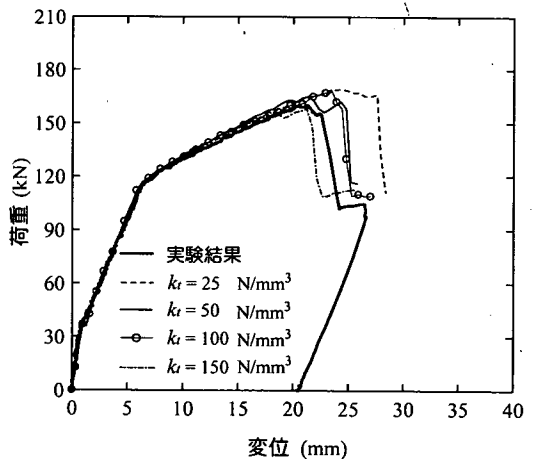
図-7(b)には A-400-2 試験体に関する比較図を示している。 $k_t = 25 \text{ N/mm}^3$  の場合は、実験結果とほぼ同程度の荷重レベルを示しているものの、終局変位が実験結果を上回っている。これは、 $k_t$  が小さいことにより、剥離先端部におけるせん断応力が限界せん断応力に達するまで、シートとコンクリート間のせん断ずれが大きくなるためと考えられる。他の3解析ケースは実験結果と類似な分布性状を示している。

以上より、限界せん断応力を  $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$  と一定とする場合には、剥離せん断剛性を低減することによって剥離せん断変位が増加することになるため、荷重および変位も若干増加する傾向にあることが明らかとなった。本解析の範囲内では、 $k_t = 25 \text{ N/mm}^3$  の場合を除き、類似の荷重-変位関係を示している。しかしながら、 $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$  の場合には実験結果と最もよく対応していると判断されることより、以後の解析では剥離せん断剛性として  $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$  を採用することとする。

なお、本文では、上述のように剥離モデルの限界せん断応力およびせん断剛性を AFRP シート補強 RC 梁に関する実験結果との比較により決定し、シート材料にかかわらず同一の値を用いることとした。これは、1) 実験結果<sup>19)</sup>より、AFRP シートおよび CFRP シートのいずれを用いる場合においても、シートはコンクリート塊が付着した状態で剥離すること、2) これらの定数はシートの材料特性よりも付着界面におけるコンクリートの材料特性に大きく依存しているものと推察されること、に基づいている。



(a) A-250-1 試験体



(b) A-400-2 試験体

図-7 荷重-変位関係に関する剥離せん断剛性の影響 ( $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$ )

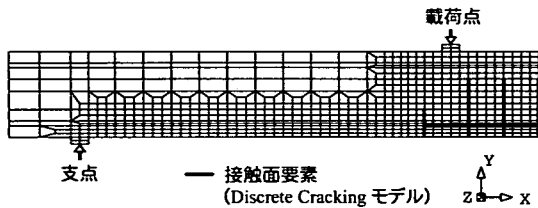


図-8 主曲げひび割れのみを離散ひび割れとする場合の解析モデル

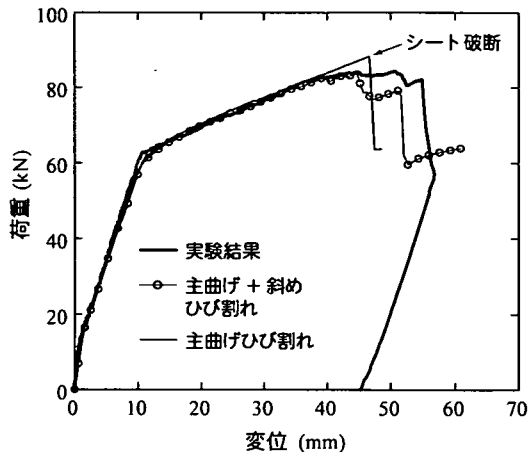
### (3) 離散ひび割れの影響

本節では、離散ひび割れ分布の荷重-変位関係への影響について、2つのケースを設定して検討を行うこととした。すなわち、

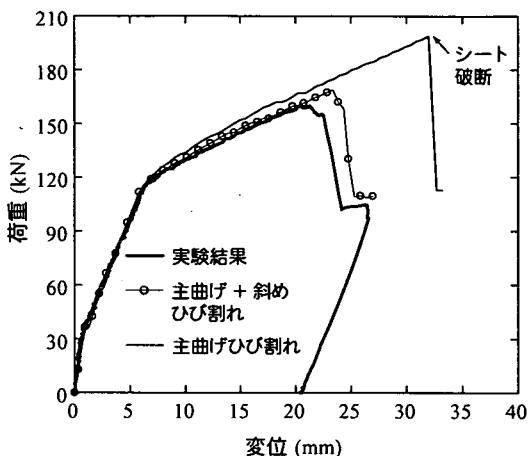
- 1) 主曲げと載荷点の支点側近傍に生じる斜めひび割れを離散ひび割れとして考慮する場合 (以後、単に主曲げ+斜めひび割れ)。この解析モデルは、曲げおよび斜めひび割れの交叉により形成されたコンクリートブロックがシートを下方に押し下げて引き剥がすピーリング作用によって、シートが剥離することを想定した解析ケースである。解析では、図-2に示しているモデルを用いている。
- 2) 主曲げひび割れのみを離散ひび割れとして考慮する場合 (以後、単に主曲げひび割れ)。この解析モデルは、曲げひび割れの発生に起因してシートが一面せん断的に剥離することを想定した解析ケースである。図-8には、本解析に用いたモデルを示している。

両解析ケースとも、剥離モデルの限界せん断応力および剥離せん断剛性は、それぞれ  $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$ 、 $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$  としている。

図-9には、A-250-1試験体とA-400-2試験体に関する解析結果を実験結果と比較して示している。両試験体とも、主曲げひび割れのみを考慮する場合の解析結果は、荷重がシート破断するまでほぼ直線的に増加しており、シートが剥離する傾向にないことが分かる。これに対し、主曲げ+斜めひび割れを考慮する場合における荷重-変位曲線は、シートの全面剥離まで実験結果とよく対応していることが分かる。これは、後述のように1)主曲げおよび斜め方向の離散ひび割れの開口とともに主鉄筋のダウエル作用によって下縁かぶり部にコンクリートブロックが形成され、2)そのコンクリートブロックがシートを下方に押し下げて引き剥がすピーリング作用によって、斜めひび割れ先端部からシートの剥離が発生し、付着界面の引張応力および面内せん断応力の増大に伴いシートの剥離が支点に向かって進行したことによるものと考えられる。主曲げひび割れのみを考慮する場合には、斜めひび割れを離



(a) A-250-1試験体

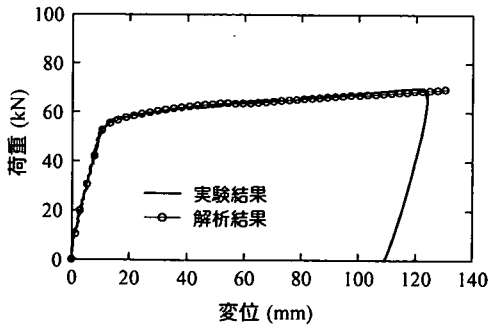


(b) A-400-2試験体

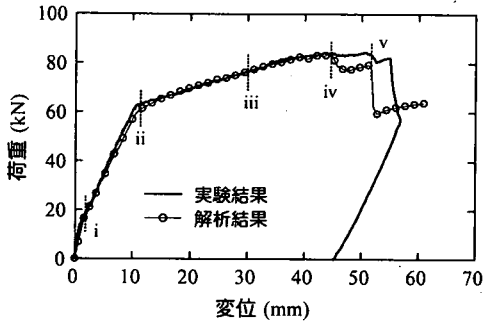
図-9 荷重-変位関係に関する離散ひび割れの影響 ( $\tau_{cr-tu} = 5.0 \text{ MPa}$ 、 $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$ )

散化していないために、下縁かぶり部の斜めひび割れ先端部に発生する主鉄筋のダウエル作用によるせん断ずれが再現できず、かつ付着界面におけるせん断応力が剥離限界応力に達しないためにシートが剥離せず荷重が増加し、最終的にいずれの試験体もシート破断で終局に至ったものと判断される。

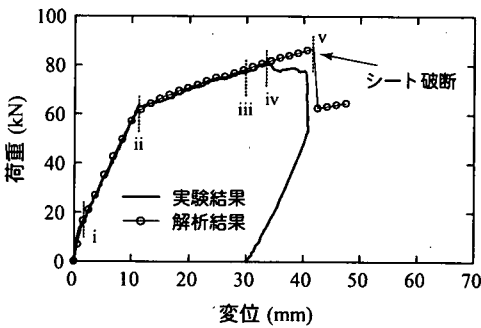
以上より、鉛直荷重載荷によって梁に曲げとせん断力が作用する場合には、載荷点の支点側近傍部下縁における曲げと斜めひび割れを離散化することにより、実験結果のシート剥離を精度よく再現できることが明らかとなった。また、曲げひび割れのみを離散化する場合にはシート剥離を再現できず、荷重が増加しやがてシート破断に至ることが明らかになった。



(a) N-250-0 試験体

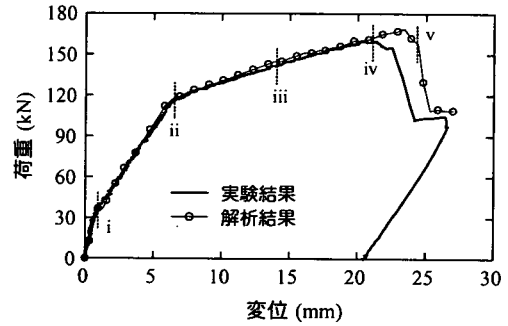


(b) A-250-1 試験体

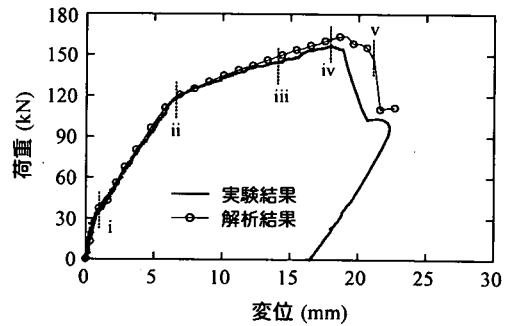


(c) C-250-1 試験体

- i : 曲げひび割れ発生時
- ii : 主鉄筋降伏時
- iii : 中間時点
- iv : 実測最大荷重時
- v : 全面剥離/破断直前  
(C-250-1 の場合は破断)



(d) A-400-2 試験体



(e) C-400-2 試験体

図-10 荷重-変位関係

従って、以後の解析においては、図-2 に示されているように主曲げと載荷点の支点側近傍に発生する斜めひび割れを離散化することとする。

## 5. 数値解析結果および考察

### (1) 荷重-変位関係

図-10 には、各試験体における荷重-変位関係に関する解析結果を実験結果と比較して示している。各解析において、N-250-0 試験体の場合には実験時の除

荷点に達したことにより、また、C-250-1 試験体の場合にはシートの破断により計算を終了した。他の3試験体の場合には全てシートの全面剥離により計算を終了している。なお、これらの解析では、前述の検討結果に基づき、限界せん断応力  $\tau_{cr-lu}$  および剛性勾配  $k_t$  は、それぞれ、 $\tau_{cr-lu} = 5.0 \text{ MPa}$  および  $k_t = 100 \text{ N/mm}^3$  と設定している。図中、(i) は曲げひび割れ発生時、(ii) は主鉄筋降伏時、(iii) は主鉄筋降伏時と全面剥離あるいはシート破断直前の中間時点(以後、単に中間時点)、(iv) は実測最大荷重時、(v) は全面剥離あるいはシート破断直前の時点の意味している。

図-10 (a) の無補強試験体に関する比較図より、解析結果は実験結果の除荷点まで実験結果を精度よくシミュレートしていることが分かる。

図-10 (b) の A-250-1 試験体に関する比較図において、実験結果は (i), (ii) および (iv) 時点において、剛性勾配が低下している。これは、それぞれ等曲げ区間における曲げひび割れの発生、主鉄筋の降伏、シート剥離の進展によるものと推察される。また、(v) 時点以降ではシートの全面剥離により荷重が急激に低下していることが分かる。解析結果は (iv) 時点まで実験結果とよく対応している。また、解析結果の終局荷重および変位は実験結果より若干低く評価されている。

図-10 (c) より、A-250-1 と同一の断面形状を有し CFRP シートで補強した C-250-1 試験体に関する結果を見ると、解析結果は主鉄筋降伏による剛性勾配低下時から実測最大荷重時 (iv) まで実験結果と精度よく対応していることが分かる。しかしながら、(iv) 時点以降、解析結果は明瞭な剛性勾配の低下が見られず、荷重はシートの破断までほぼ直線的に増加しており、実験時の梁の破壊挙動 (最終的にはシートの全面剥離) と異なっている。一方、後述の実験結果のシートの歪分布 (図-15 b) を見ると、シートの全面剥離前に等曲げ区間におけるシート歪が  $20,000 \mu$  以上の値を示していることから、実験的にもシート破断に近い状況であり、解析結果は実験結果とよく対応しているものと判断される。

図-10 (d) の A-400-2 試験体に関する比較図より、解析結果は曲げひび割れ発生時 (i) から実測最大荷重時 (iv) まで、実験結果と精度よく対応していることが分かる。なお、解析結果の最大荷重および最大荷重時変位は、実験結果よりそれぞれ 6% および 9% 程度大きく評価されている。

一方、図-10 (e) の C-400-2 試験体に関する結果を見ると、解析結果は主鉄筋降伏後の中間時点 (iii) 付近において、実験結果を若干上回っているものの、終局時まで実験結果と同様な分布性状を示している。

以上より、提案の解析手法を用いることによって、試験体の破壊形式およびシート材料にかかわらず荷重初期からシートの全面剥離に至るまで、荷重-変位関係を大略再現可能であることが明らかとなった。

## (2) 離散ひび割れ分布およびシート剥離性状

図-11 ~ 14 には、図-10 に示した各補強試験体に関する 1) 主鉄筋降伏時 (ii), 2) 中間時点 (iii), 3) 実測最大荷重時 (iv) および、4) 解析結果のシートの全面剥離あるいはシート破断直前 (v), 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歪および付着界面の三方向応力成分 (法線方向応力、

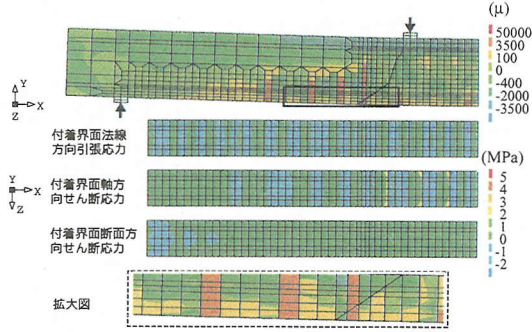
軸方向せん断応力、断面方向せん断応力) のカウンター図を示している。本解析では梁下縁かぶりコンクリート部の主鉄筋のダウエル作用に基づいたコンクリートのブロック化とピーリング作用によるシートの引き剥がれ現象にも注目していることより、梁下縁かぶりコンクリート部に発生した曲げおよび斜めひび割れ交叉部に着目した軸方向歪と変形に関する拡大図も合わせて示している。なお、梁軸方向歪のカウンターレベルにおいて、 $100, 3500 \mu$  の引張歪は、それぞれ図-5(a) におけるコンクリートのひび割れ発生歪  $\epsilon_y$  およびひび割れ開口歪  $\epsilon_u$  と対応しており、 $-400 \mu$  はコンクリートの圧縮強度  $f'_c$  の 1/3 点近傍の値に対応している。

図-11 には A-250-1 試験体に関する解析結果を示している。中間時点 (iii) までは、かぶりコンクリート部に配置した曲げおよび斜め方向の離散ひび割れが未だ開口していないことが分かる。実測最大荷重時 (iv) には、これらのひび割れが開口し、主鉄筋のダウエル作用によってコンクリートブロックが形成され、そのブロックのピーリング作用によってシートが剥離傾向にあることが分かる。それは、斜めひび割れ先端部から支点方向に向かって付着界面の三方向応力成分が軸方向に部分的に零応力を示していることから確認できる。全面剥離直前 (v) には、コンクリートブロック直下まで剥離が進行しかつ剥離範囲がシート端部近傍まで及んでいることが、三方向応力が全て零を示していることから確認できる。また、この時点においても、等曲げ区間における付着界面軸方向せん断応力が 1 MPa 前後の応力状態を示していることから、この領域ではシートが剥離する傾向にないことが分かる。

コンクリートの軸方向歪分布に着目すると、主鉄筋降伏時 (ii) には、等せん断力区間では  $50,000 \mu$  歪が発生していることを示す橙色の帯が下縁から上方に向かって 4 本伸びており、その部分で分布ひび割れが開口していることをうかがわせる。しかしながら、中間時点 (iii) では、等曲げ区間下縁においても分布ひび割れが進展しており、さらに等せん断力区間では分布ひび割れの開口が 6 本に増えている。また、等曲げ区間上縁かぶり部では圧縮歪が  $3,500 \mu$  程度まで達していることが分かる。

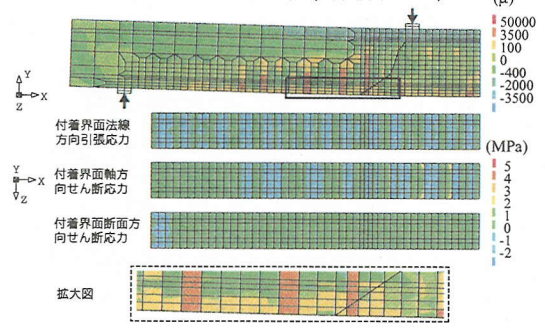
図-12 の C-250-1 試験体に関する解析結果を見ると、中間時点 (iii) までは A-250-1 試験体の場合と同様の軸方向歪分布および付着界面応力分布を示している。その後も A-250-1 試験体と同様の軸方向歪分布を示しているものの、シート破断直前 (v) においても付着界面応力からはシート剥離の傾向が示されていない。これより、C-250-1 試験体の場合には、その後等曲げ区間におけるシートの軸方向歪が破断歪である  $14,800 \mu$  を超え一瞬にしてシートの破断が進行したも

軸方向歪および変形分布 (変形倍率: 2.5)

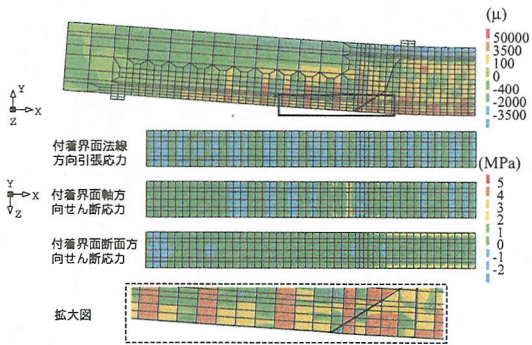


(a) 主鉄筋降伏時 (ii 時点)

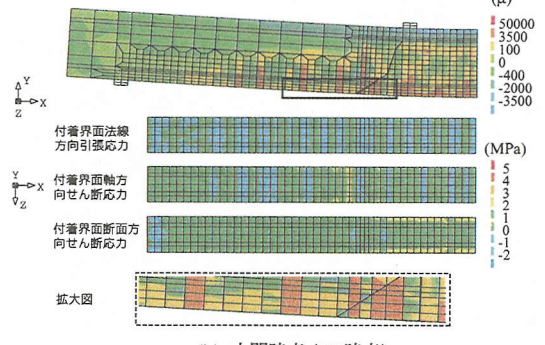
軸方向歪および変形分布 (変形倍率: 2.5)



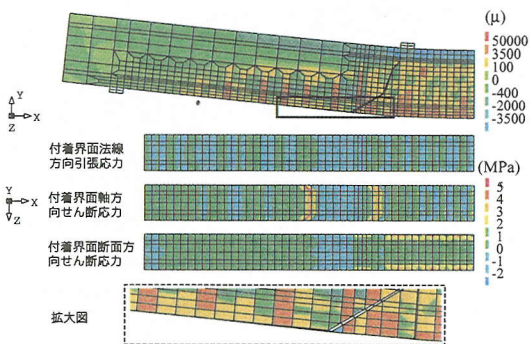
(a) 主鉄筋降伏時 (ii 時点)



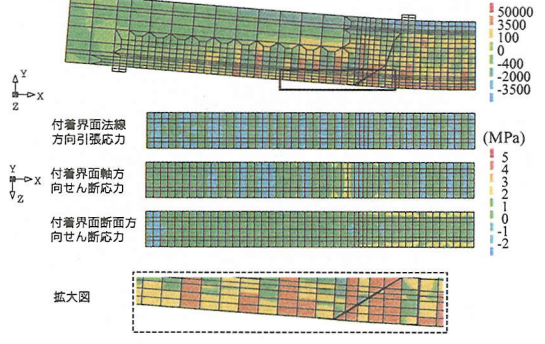
(b) 中間時点 (iii 時点)



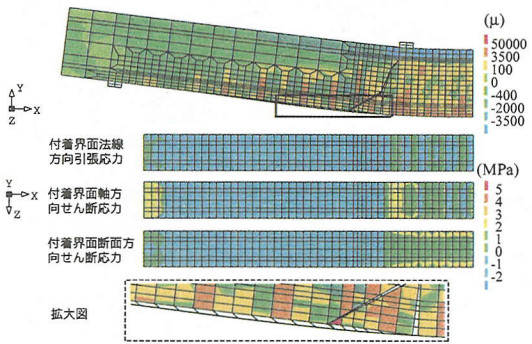
(b) 中間時点 (iii 時点)



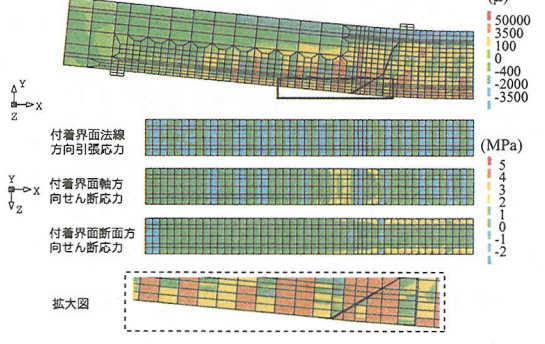
(c) 実測最大荷重時 (iv 時点)



(c) 実測最大荷重時 (iv 時点)



(d) 全面剥離直前 (v 時点)



(d) シート破断直前 (v 時点)

図-11 梁軸方向歪, 変形状況, および付着界面応力コンター図 (A-250-1 試験体)

図-12 梁軸方向歪, 変形状況, および付着界面応力コンター図 (C-250-1 試験体)

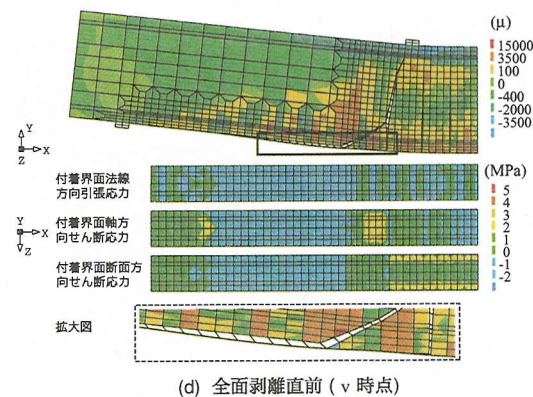
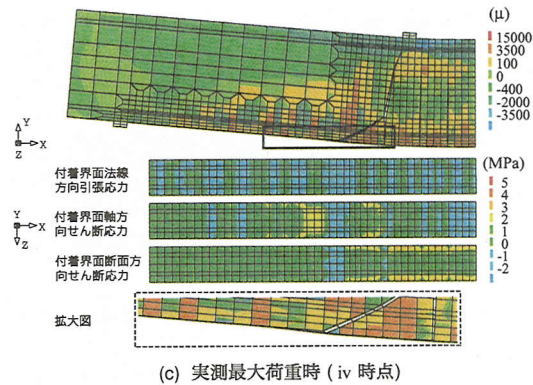
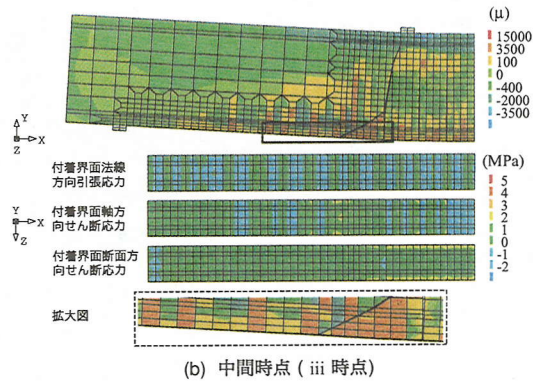
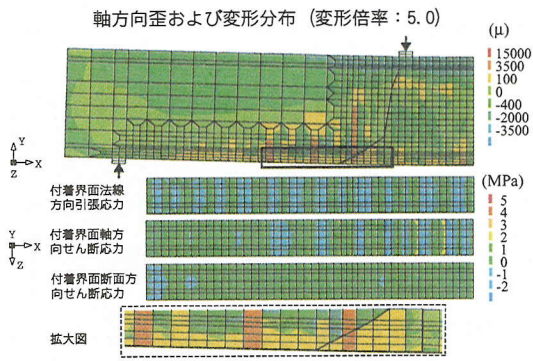


図-13 梁軸方向歪, 変形状況, および付着界面応力コンター図 (A-400-2 試験体)

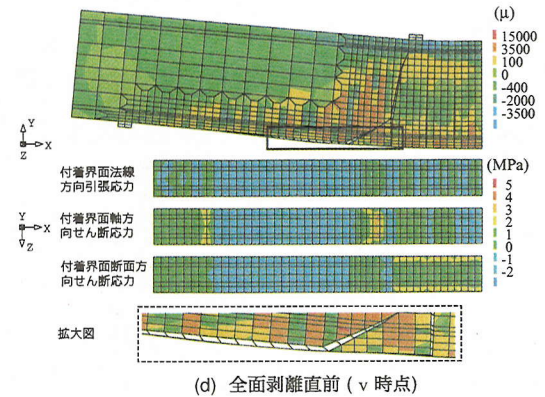
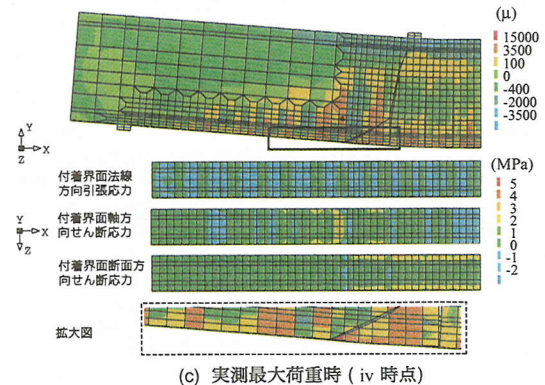
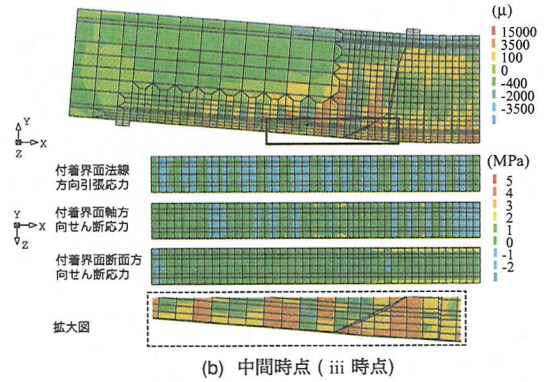
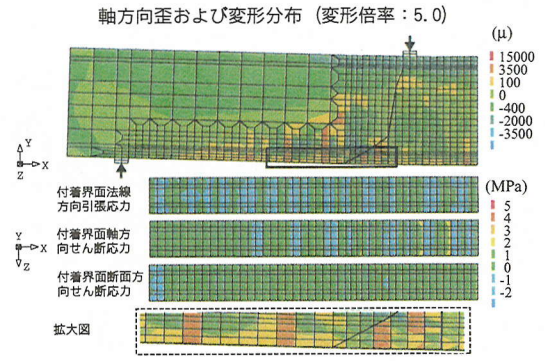


図-14 梁軸方向歪, 変形状況, および付着界面応力コンター図 (C-400-2 試験体)

のと推察される。

図-13には、A-400-2試験体に関する解析結果を示している。実測最大荷重時(iv)には、曲げおよび斜め方向の離散ひび割れが開口して、かぶりコンクリート部に主鉄筋のダウエル作用による明瞭なコンクリートブロックの形成が確認でき、かつそのピーリング作用によってシートが剥離傾向にあることが分かる。等せん断力区間には多数の分布ひび割れが発生し支点側に拡大している。上縁圧縮域のコンクリートに着目すると、荷重点付近には局所的に $3,500\mu$ を超える歪が発生しているものの、等曲げ区間の上縁かぶり部の圧縮歪は $2,000\mu$ 程度であることより未だ圧縮破壊に至っていないことが分かる。全面剥離直前(v)には、下縁かぶり部に形成されたコンクリートブロックのピーリング作用が顕在化しシートの剥離が大きく進展していることが分かる。また、この時点においても等曲げ区間の付着界面軸方向せん断応力が $1\text{MPa}$ 程度の応力状態であることが確認でき、等曲げ区間ではシート剥離が進行していないことが分かる。

図-14のC-400-2試験体に関する解析結果を見ると、図-13のA-400-2試験体に関する解析結果と比較して分布ひび割れの進展が小さく示されているが、歪の分布性状は両者類似であることが分かる。また、実測最大荷重時(iv)には下縁かぶり部にコンクリートブロックの形成が確認できるが、未だシートの剥離現象は現れていない。

以上、本研究で提案した解析手法を用いることにより、1)シートの剥離は、支点側荷重点近傍下縁かぶり部のコンクリートが曲げと斜めひび割れの発生および主鉄筋のダウエル作用によってブロック化し、かつそのブロックがダウエル作用のもとにシートを下方に押し下げて引き剥がすピーリング作用によって、シートの付着界面の法線方向応力あるいは面内せん断応力が限界値を超過することにより進展すること、2)鉛直荷重荷重時のように曲げとせん断が作用する場合には、上述の主鉄筋のダウエル作用によるコンクリートのブロック化とそのピーリング作用によるシートの剥離現象が卓越し、曲げひび割れの開口のみによる剥離現象は発生しないこと、等が解析的に明らかとなった。

前述のように、本解析手法を適用することによって、荷重初期からシートが全面剥離に至るまでの荷重-変位関係を大略再現できることが明らかになった。従って、実験時のシートの剥離現象は、本解析結果と同様のメカニズムによって生じるものと推察される。

### (3) FRPシートの軸方向歪分布

ここでは、FRPシートの付着性状や解析結果の妥当性を検討するために、シートの軸方向歪分布性状に関

する実験結果と解析結果の比較を行う。なお、検討はシートの曲げ補強効果が顕著に発揮される主鉄筋降伏以降の結果に着目して行うこととする。すなわち、図-10に示している、1)主鉄筋降伏時(ii)、2)中間時点(iii)、および3)実測最大荷重時(iv)である。図-15には、図-10に示されている補強試験体に着目して、解析結果のFRPシートの軸方向歪分布を実験結果と比較して示している。

図-15(a)のA-250-1試験体の結果において、解析結果と実験結果を比較すると、主鉄筋降伏時(ii)には、解析結果は実験結果とよく対応していることが分かる。中間時点(iii)では、梁左側では両者比較的良好に対応しているが、右側の荷重点の支点側近傍では解析結果が実験結果よりも若干小さな分布性状を示している。これは、解析結果では未だシート剥離の傾向を示していないのに対して、実験結果は梁右側の等せん断力区間において下縁かぶり部の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開始していることによるものと考えられる。実測最大荷重時(iv)には、等せん断力区間において、両結果の分布曲線ともシート歪がほぼ一様分布を示す区間が現れている。これは、上述のコンクリートブロックのピーリング作用によってシート剥離が進行し、剥離した区域の歪が均等化されたためと推察される。

図-15(b)のC-250-1試験体に関する比較図より、主鉄筋降伏時(ii)には両者がよく対応していることが分かる。しかしながら、中間時点(iii)および実測最大荷重時(iv)には、等曲げ区間の実験結果が解析結果を大きく上回り、 $20,000\mu$ を超える歪値を示している。これは、この大きな歪が等せん断力区間に連続的に進展していないことより、局所的に破断傾向にあることによるものと推察される。なお、この現象がCFRPシートを用いた試験体で顕著に生じたのは、CFRPシートがAFRPシートに比べて弾性係数が大きく繊維目付量を小さくできる反面、ゲージ貼付け時の断面欠損の影響を受けやすいためと考えられる。また、中間時点(iii)の右側等せん断力区間では解析結果よりも大きく突出した歪分布を示し、さらに実測最大荷重時(iv)にはその最大歪値が $20,000\mu$ に達しているが、最終的にはシート剥離により終局に至っている。従って、実験では、等曲げ部においてゲージ貼付け部を中心にシート破断の傾向を示すものの、シート全幅が破断状態に至る前に等せん断力区間におけるピーリング作用によって剥離し終局に至ったものと推察される。これに対して、解析結果は、前述のように下縁かぶりコンクリートのピーリング作用も顕在化せず、等曲げ区間および等せん断力区間ともにシート剥離の傾向を示さずに、等曲げ区間におけるシート歪が限界値に達してシ

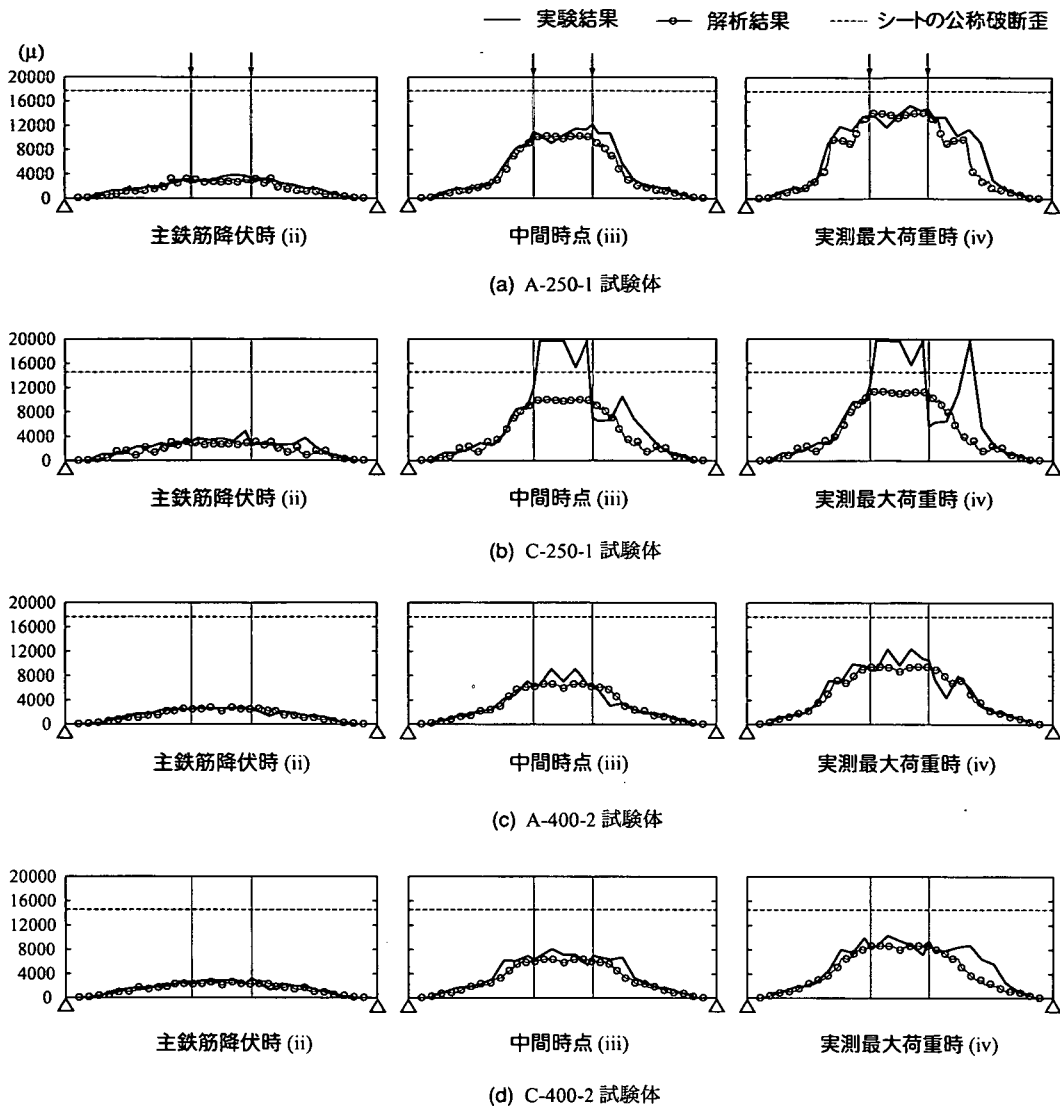


図-15 各時点における解析結果と実験結果のFRPシートの軸方向歪分布に関する比較図

ート破断により終局に至ったものと考えられる。このような差異は、CFRPシート補強の場合には、シートの弾性係数が相対的に大きいことより繊維目付量を小さくできる反面、ゲージ貼付け時における不具合等の実験誤差が介在しやすいと推察される。

一方、図-15 (c) の A-400-2 試験体における比較図を見ると、主鉄筋降伏時 (ii) には、両結果は類似な分布性状を示している。中間時点 (iii) においては、等曲げ区間の実測結果が解析結果より若干大きく示されている。これは、曲げひび割れの開口により局所的に大きな歪が発生したためと考えられる。実測最大荷重時 (iv) には、実験結果は梁左側等せん断力区間において、

シート歪が均等化されている区間が示され、シート剥離が下縁かぶり部に形成されたコンクリートブロックのピーリング作用によって支点に向かって進行している傾向を示している。解析結果はこの現象を精度よく再現している。

図-15 (d) の C-400-2 試験体に関する結果を見ると、等曲げ区間では、いずれの時点においても両結果が同様な分布性状を示していることが分かる。一方、中間時点 (iii) および実測最大荷重時 (iv) の等せん断力区間に着目すると、実験結果に見られる歪が均等化されている領域は解析結果より多少広く示されている。これは、シートの剥離範囲が解析的に若干小さく評価され



ているためと考えられる。

以上より、C-250-1 試験体を除いた他の全ての補強試験体のシートの軸方向歪分布に関する解析結果は実験結果と大略類似であることが明らかとなった。これより、曲げ補強 RC 梁のシートの軸方向歪分布性状は、本研究で提案の解析手法を用いることにより、比較的精度よくシミュレート可能であることが明らかになった。

## 6. まとめ

本研究では、FRP シートで曲げ補強した RC 梁の耐荷性状およびシートの剥離挙動を適切に評価可能な数値解析手法の確立を目的として、有限要素法に基づいた 3 次元弾塑性解析を試みた。本数値解析では、シートとコンクリートとの付着界面の力学挙動を評価するために、Coulomb Friction モデルに基づいた剥離モデルを提案し、その妥当性を実験結果との比較により検証した。また、提案の手法を適用し、アラミド繊維シートや炭素繊維シートを用いる場合の曲げ補強 RC 梁に関する数値解析を実施し、実験結果の荷重-変位曲線やシートの軸方向歪分布と比較するとともに、付着界面における応力分布性状に関する検討を行った。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) 剥離モデルのせん断応力-相対変位関係において、RC 梁の最大荷重や最大荷重時変位は、付着界面の限界せん断応力の増加に伴い増加する傾向にある。しかしながら、限界せん断応力の値を過大に設定すると、本来シート剥離によって終局に至る梁がシート破断によって終局に至るものとして評価される場合のあることや、最大荷重が過大に評価される可能性のあることが明らかになった。
- 2) 付着界面の限界せん断応力を一定とする場合には、せん断応力-相対変位関係の剛性勾配を減少させることにより、RC 梁の最大荷重が増加する傾向を示す。また、剛性勾配を減少することにより RC 梁の変形能が向上する結果となるため、破壊形式を適切に評価できない可能性がある。
- 3) シートは、載荷点の支点側近傍下縁かぶり部のコンクリートが曲げおよび斜めひび割れの発生とともに主鉄筋のダウエル作用によってブロック化し、シートを下方に押し下げて引き剥がすピーリング作用によって剥離することが、実験結果とともに数値解析的にも確認された。
- 4) 鉛直荷重載荷のように、梁に曲げとせん断が作用する場合には、曲げひび割れの発生のみではシートが剥離傾向にないことが数値解析的に確認さ

れた。

- 5) 提案の解析手法を適用することにより、試験体の破壊形式やシート材料にかかわらず、実験結果の荷重-変位関係やシートの剥離あるいは破断挙動を大略評価可能であることが明らかとなった。

## 参考文献

- 1) 谷本謙介, 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) 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.
- 3) 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.
- 4) 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.
- 5) 李 翰承, 友澤史紀, 野口貴文, 鹿毛忠継: 炭素繊維シートによって曲げ補強した RC 梁の有限要素解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 1, pp.1065-1070, 1996.
- 6) 劉 玉擎, 彦坂 熙, 亀山好秀, 原田拓也: 炭素繊維シートで補強された RC 部材の破壊挙動の有限要素解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 3, pp. 1-6, 1998.
- 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) Triantafyllou, T. C. and Plevis, N.: Strengthening of RC Beams with Epoxy-bonded Fibre-composite Materials, *Materials and Structures*, Vol. 25, pp. 201-211, 1992.
- 9) 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.
- 10) 吉澤弘之, 吳 智深, 袁 鴻, 金久保利之: 連続繊維シートとコンクリートの付着挙動に関する検討, 土木学会論文集, No. 662 / V-49, pp.105-119, 2000.
- 11) 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.
- 12) 佐藤裕一, 木村耕三, 小島克朗: CFRP シートとコンクリートの付着挙動 (その 1), 日本建築学会構造系論文集, 第 500 号, pp.75-82, 1997.
- 13) Varastehpour, H. and Hamelin, P.: Strengthening of Concrete Beams Using Fiber-reinforced Plastics, *Material and Structural*, Vol.30, pp160-166, 1997.
- 14) Arduini, M., Di Tommaso, A., and Nanni, A.: Brittle Failure in FRP Plate and Sheet Bonded Beams, *ACI Structural Journal*, V.94, No.4, pp.363-370, 1997.
- 15) Buyukozturk, O. and Hearing, B.: Failure Behavior of Pre-

- cracked Concrete Beams Retrofitted with FRP, *Journal of Composites for Construction*, pp.138-144, 1998.
- 16) 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.
  - 17) 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荷性状, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1175-1182, 2000.
  - 18) 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.
  - 19) 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.
  - 20) 呉 智深, 黒川徹二, 吉澤弘之, 平畑裕嗣: 梁部材における FRP 面状補強材の界面接着・剥離メカニズムに関する研究, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp.1469-1478, 2000.
  - 21) Nonlinear Analysis User's Manual (7.2), TNO Building and Construction Research.
  - 22) 栗橋祐介, 岸 徳光, 三上 浩, 張 広鋒: 引張剛性の等しい各種 FRP シートを接着した 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.24, No.2, pp.1429-1434, 2002.
  - 23) 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.
  - 24) CEB-FIP Model Code 1990, Thomas Telford.
  - 25) Rots, J.G.: *Computational Modeling of Concrete Fracture*, PhD thesis, Delft University of Technology, 1988.
  - 26) 新保学幸, 下村 匠, 丸山久一, 上原子晶久: 連続繊維シート補強部材のせん断耐力に関する感度解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, No.3, pp.313-318, 2000.
  - 27) Balakrishnan, S. and Murray, D.W.: Concrete Constitutive Model for NLFE Analysis of Structures, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.114, pp.1449-1466, 1988.
  - 28) 岸 徳光, 三上 浩, 松岡健一, 張 広鋒: AFRP シート曲げ補強 RC 梁の剥離挙動解析, 土木学会北海道支部論文報告集, 第 58 号, pp.784-787, 2002.

(2002. 7. 1 受付)

## NUMERICAL ANALYSIS OF DEBONDING BEHAVIOR OF FRP SHEET FOR FLEXURAL STRENGTHENING RC BEAMS

Norimitsu KISHI, Hiroshi MIKAMI and Guangfeng ZHANG

To establish a numerical analysis method for appropriate evaluation of the failure behavior of flexural strengthened RC beams with FRP sheet bonding on tensile surface, three-dimensional elasto-plastic finite element analysis was performed proposing a new interface model to better simulate debonding behavior of FRP sheet. From this study, following results were obtained: 1) by applying the proposed interface model, debonding behavior of FRP sheet can be rationally analyzed in spite of material properties of FRP sheet and/or magnitude of sheet volume; and 2) the debonding behavior of FRP sheet due to a peeling action of the concrete block formed in lower cover concrete near loading points can be numerically confirmed.