

AFRP シートで曲げ補強した RC 梁の破壊挙動に関する非線形数値解析

Nonlinear Numerical Analysis on Failure Behavior of RC Beams Strengthened with AFRP Sheet

岸 徳光* 三上 浩** 栗橋 祐介*** 張 広鋒****

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

* 正会員 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)

** 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)

*** 学生会員 工修 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)

**** 学生会員 工修 室蘭工業大学大学院 工学研究科建設システム工学専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

In this paper, to establish a proper method for analyzing failure mechanism of RC beams flexural strengthened with Aramid FRP (AFRP) sheet, three-dimensional non-linear numerical analyses were carried out using DIANA code. Here, predetermining crack distribution based on the experimental results and applying interface element for these cracks, debonding mechanism of AFRP sheet is precisely analyzed. From this study, following results were obtained: 1) load-displacement curve and strain distribution can be predicted with good agreement; 2) failure type of the RC beams can be identified; and 3) it is analytically made clear that AFRP sheet is debonded due to peeling action of a concrete block formed in the lower cover concrete.

Key words: RC beam, AFRP sheet, numerical analysis, discrete crack, peeling action

1. まえがき

平成7年に発生した阪神・淡路大地震を契機に既設鉄筋コンクリート(RC)構造物の耐震補強工事が盛んに行われている。従来、これらの耐震補強工法には、RC巻き立て工法や鋼板接着工法が多く採用されてきた。しかしながら、これらの工法には、1) 補強材の重量が大きいため施工性が悪く、補強後の死荷重が増加すること、2) 鋼板を用いる場合には定期的な防錆処理の必要があること、等の問題点が指摘されている。このような状況下、最近では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)接着工法が多く採用されるようになってきた^{1),2)}。

FRPシート接着工法において、RC部材の引張力作用面にFRPシートを接着して曲げ補強する場合に着目すると、RC部材はシート破断や剝離が要因となって終局に至る。そのため、各研究機関ではFRPシートを用いた合理的な曲げ補強設計法を確立するためのシートの剝離挙動に関する研究を盛んに実施している^{例え(3)~(5)}。著者らもFRPシートで曲げ補強したRC梁を用いた静載荷実験を数多く実施してきた^{例え(6),7)}。その結果、1) FRPシートの剝離は、シート接着界面に作用するせん断付着応力よりも曲げやせん断の作用に起因するひび割れの発生に大きく影響されること、2) これらはせん断スパン内の主鉄筋降伏領域内に発生するひび割れであること、等を明らかにしている。

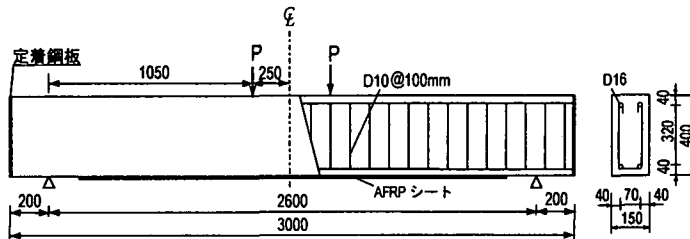
一方、FRPシートの剝離現象を数値解析的に再現することは、種々のRC構造物を曲げ補強した場合の耐荷性状を予測するために極めて重要な検討項目である。これまで、RC部材に接着したシートの曲げ付着性状に着目した数値解析的研究は、李ら⁸⁾、劉ら⁹⁾、Triantafyllouら¹⁰⁾によって実施されている。また、WuとNiu¹¹⁾は破壊エネルギーの概念に基づきシート剝離時荷重の予測に関する数値解析的検討を行っている。しかしながら、国内外にかかわらずFRPシートの剝離挙動を適切に再現可能な数値解析手法は未だ確立されるに至っていない。

このような背景より、本研究ではアラミド繊維製FRP(以後、AFRP)シートで曲げ補強したRC梁の耐荷性状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(以後、FEM)に基づきAFRPシートで曲げ補強されたRC梁の三次元弾塑性解析を試みた。本数値解析法の妥当性検討は、断面分割法による解析結果の他、別途実施した静的曲げ載荷実験結果¹²⁾と比較する形で行っている。また、本数値解析はシートの剝離挙動に着目していることより、ひび割れ位置およびその進展方向を実験結果に基づき離散ひび割れ要素(接触面要素、Interface Element)を用いてモデル化している。なお、本数値解析には、構造用解析汎用ソフトDIANA¹³⁾を用いている。

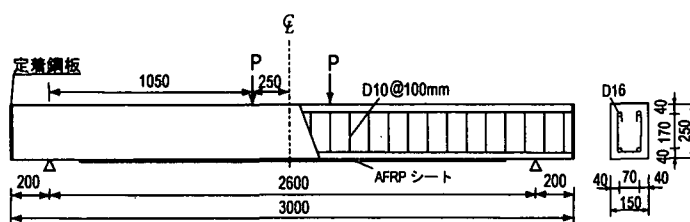
表-1 試験体の一覧

試験体名	梁高 h (mm)	純スパン 長 (mm)	せん断 スパン比 a/d	主鉄筋 呼び径	主鉄筋比 (%)	シート 層数	シートの 体積補強 割合(%)	せん断 余裕度 $\alpha (= V_u/P_u)$
剝離破壊型試験体	400	2600	2.9	D16	0.7	2層	1.0	2.06
曲げ圧壊型試験体	250	2600	5.0	D16	1.2	1層	1.2	2.32

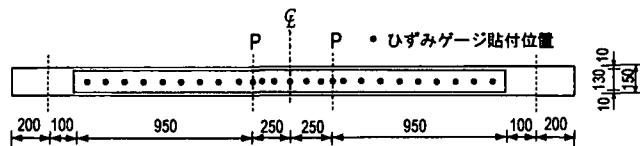
* V_u : 静的せん断耐力, P_u : 静的曲げ耐力



(a) 剝離破壊型試験体



(b) 曲げ圧壊型試験体



(c) シートの貼付概要

図-1 試験体の概要

表-2 コンクリートの力学的特性値

圧縮強度 f_c (MPa)	弾性係数 E_c (GPa)	ポアソン比 ν_c
28.2	23.4	0.215

表-3 鉄筋の力学的特性値

鉄筋名称	材質	降伏強度 f_y (MPa)	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン比 ν_s
D16	SD345	378	206	0.3
D10	SD295	392		

* ただし, E_s , ν_s は公称値

表-4 AFRP シートの力学的特性値

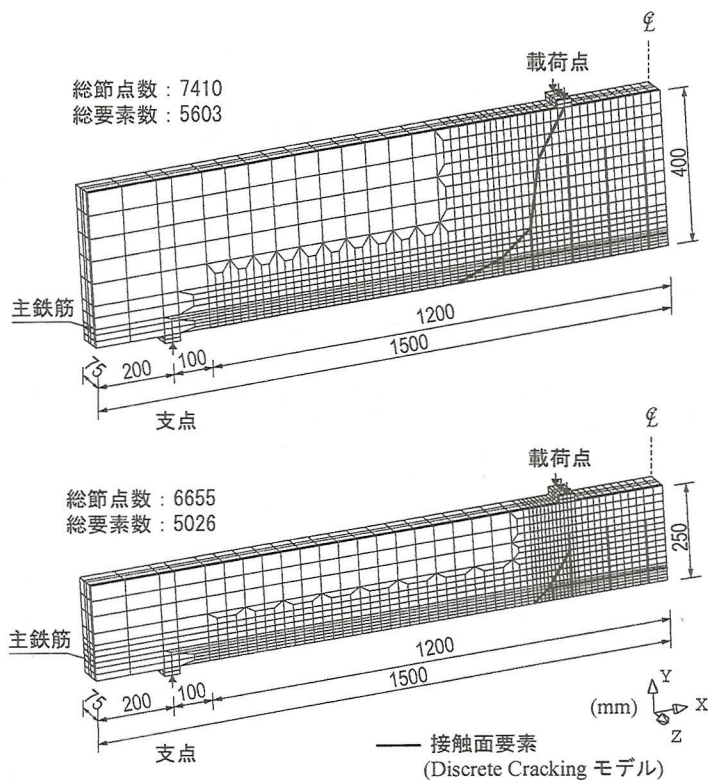
繊維 目付量 (g/m ²)	厚さ t (mm)	弾性係数 E_{af} (GPa)	引張強度 f_{af} (GPa)	破断ひずみ ϵ_{af} (%)
415	0.286	131	2.48	1.89

リート標準示方書¹⁴⁾(以下、示方書)に準拠して算出している。また、計算曲げ耐力 P_u は、後述の材料特性値を参考に示方書に基づきコンクリートおよび鉄筋の応力-ひずみ関係を仮定し、また AFRP シートは引張強度 f_{af} まで線形弾性体であると仮定して断面分割法により算出している。

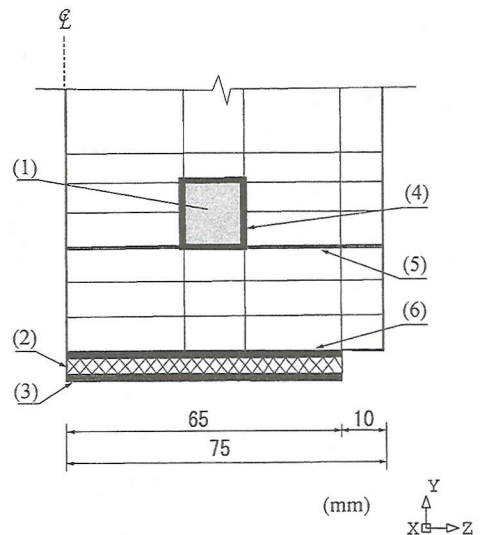
図-1には、試験体の形状寸法、配筋状況およびシートの接着概要図を示している。これらの試験体は、断面寸法(幅×高さ)が150×400mmもしくは150×250mm、軸方向筋としてD16(SD345)を用いた複鉄筋矩形RC梁である。また、せん断補強筋にはD10(SD295)を用い、これを100mm間隔で配筋している。曲げ補強材としては、全て強化方向が一方の AFRP シートを用い、梁底面に1層もしくは2層をスパン中央部から支点の100mm手前の範囲まで接着している。シート上には、そのひずみ分布性状に基づいてシートの付着状況を検討するため、箔ひずみゲージを100mm間隔および載荷点直下に貼り付けている。なお、表-2, 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 シートの材料試験により得られた力学的特性値の一覧を示している。

2. 試験体概要

本数値解析は、著者等が過去に行った実験¹²⁾の一部を対象として行った。表-1には、解析に用いた各 RC 梁の諸元を示している。試験体は、破壊性状の異なる2種類の AFRP シート曲げ補強 RC 梁である。すなわち、1) 上縁コンクリートの圧壊前にシートが剝離して終局に至るタイプ(以後、剝離破壊型試験体)、および2) 梁上縁コンクリートが圧壊した後シートが剝離して終局に至るタイプ(以後、曲げ圧壊型試験体)である。なお、表中のせん断余裕度 α は計算せん断耐力 V_u を計算曲げ耐力 P_u で除して求められる値である。これらの試験体は、ともに $\alpha > 1.0$ となっていることより、AFRP シートによる曲げ補強後においても、設計的に曲げ破壊先行型の RC 梁であることがわかる。ここで、計算せん断耐力 V_u はシートの剛性を無視し、土木学会コンク



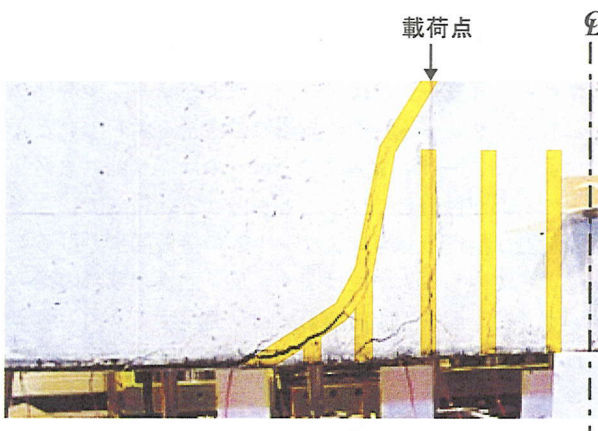
(a) 全体図 (上：剥離破壊型，下：曲げ圧壊型)



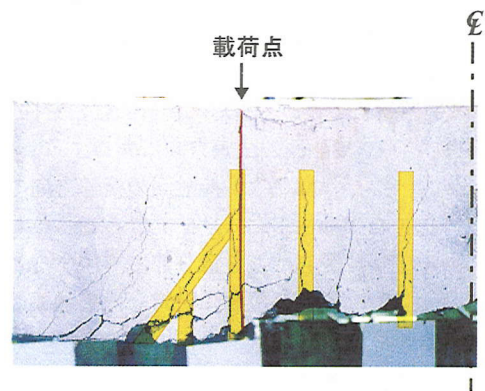
- (1) : 主鉄筋
(2) : 接着層 厚さ: 2 mm
(3) : AFRP シート
(4) : 接触面要素 (Bond-slip モデル)
(5), (6) : 接触面要素 (Discrete Cracking モデル)

(b) 断面図 (主鉄筋近傍)

図-2 要素分割図



(a) 剥離破壊型試験体



(b) 曲げ圧壊型試験体

写真-1 シートの剥離開始状況

3. 解析条件および仮定

3.1 解析モデル

図-2には、両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、主鉄筋および AFRP シートは、8 節点あるいは 6 節点三次元固体要素でモデル化している。また、上端鉄筋およびスターラップには、DIANA に予め組み込まれている埋め込み鉄筋要素 (Embedded reinforcement element)¹³⁾ 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単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、载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、両部分に幅 50 mm、厚さ 20 mm の鋼板要素を配置して

ment element)¹³⁾ 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単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、载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、両部分に幅 50 mm、厚さ 20 mm の鋼板要素を配置して

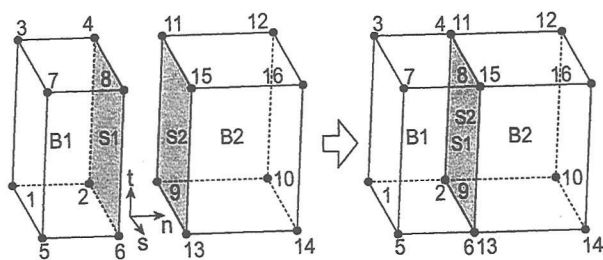


図-3 接触面要素モデル

いる。また、解析はこの鋼板要素中央点の幅方向全5点に強制変位を与えることにより実施した。

3.2 接触面要素の配置

本数値解析では、RC梁の実挙動に即してRC梁のひび割れ状況やシートの剝離性状に着目した検討を行うため、図-2(b)に示しているようにコンクリート部、コンクリート-鉄筋間、コンクリート-AFRPシート間に接触面要素を配置して、ひび割れの開口、鉄筋のすべり、およびシートの剝離などの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、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。本数値解析では、2種類の接触面要素を採用した。すなわち、1) 接触面の法線方向に開口する Discrete Cracking モデル、および 2) 接触面の接線方向のすべりをモデル化した Bond-slip モデル、である。なお、これら2つのモデルに関しては3章3節で詳説することとする。以下にRC梁の各位置に設定した接触面要素について述べる。

(1) コンクリート部

RC梁側面のコンクリート部には、写真-1のような実験時に発生した顕著なひび割れ(写真の黄色の部分)を参考にして、図-2(a)に示されているような Discrete Cracking モデルを適用した接触面要素を配置している。また、実験ではシートの剝離とともに等曲げ区間および載荷点近傍の下縁かぶりコンクリートが剝落していることを確認している。従って、等曲げ区間および載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-2b、5)にも Discrete Cracking モデルを適用した。

(2) 主鉄筋-コンクリート間

主鉄筋要素の周囲とコンクリート要素の間には、図-2(b)の(4)に示されているように、鉄筋要素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

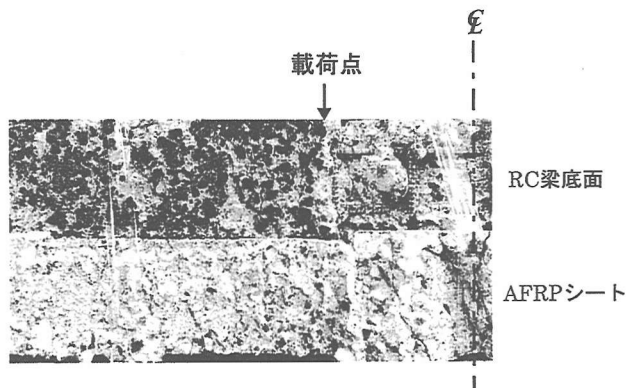


写真-2 剝離した AFRP シートの状況

適用した接触面要素を配置している。

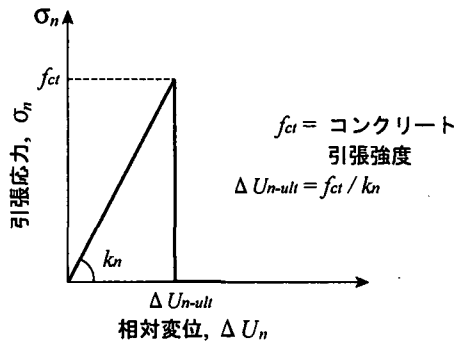
(3) AFRP シート-コンクリート間

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剝離挙動を参考にして接触面要素を定義した。すなわち、本実験結果、シートの剝離は写真-1に示されているように、載荷点近傍の下縁かぶり部に発生した曲げおよび斜めひび割れの交差により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剝がすことにより発生することが確認されている。このようなシートの剝離現象は、ピーリング現象と呼ばれるものであり、シートとコンクリートの接着界面に面内力として作用するせん断付着力よりも、曲げやせん断の作用によって発生したひび割れの開口により接着界面の法線方向に作用する引張力が卓越して生じる剝離現象であるものと推察される。写真-2には、シートおよびシート接着部のかぶりコンクリート表面の剝離後の様子を示している。写真より、シートには厚さ数 mm のかぶり部コンクリートの一部が付着していることが分かる。従って、シートの剝離は接着剤とコンクリートとの接着面における剝離によって生じるものではなく、梁下面かぶり部の薄いコンクリート層の引張破壊によって発生するものと考えられる。また、このことは、接着剤の引張強度や接着剤とコンクリートとの付着強度が、コンクリートの引張強度よりも大きいことを暗示している。

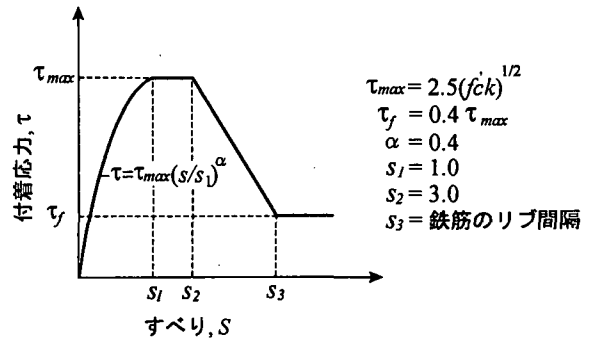
以上のことより、梁底面のコンクリート要素とAFRPシート要素間の接着層には、図-2(b)の(2)に示されているように、材料特性値がコンクリートのそれと等価な固体要素を配置した。なお、要素の厚さは実験結果を参考にして便宜的に2 mm と設定した。また、梁底面と接着層間には、図-2(b)の(6)に示しているように Discrete Cracking モデルを適用した接触面要素を配置している。

3.3 接触面要素のモデル

前述のように、本数値解析では、接触面要素として Discrete Cracking モデルおよび Bond-slip モデルの2種類を適用している。以下に、両モデルの詳細を説明する。

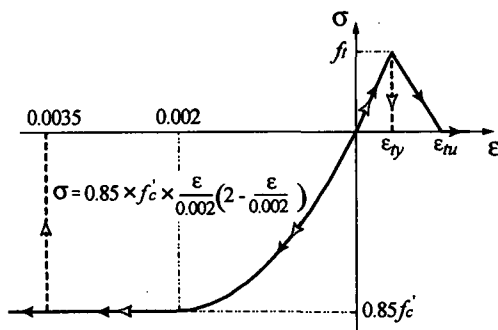


(a) Discrete Cracking モデル

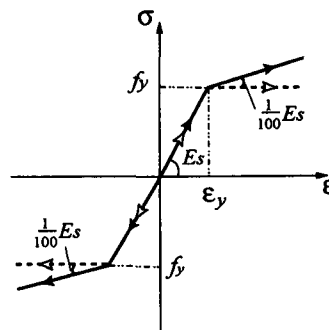


(b) Bond-slip モデル

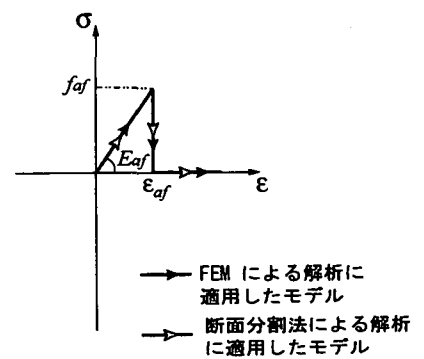
図-4 接触面要素の応力-相対変位関係



(a) コンクリート



(b) 鉄筋



(c) AFRP シート

図-5 材料構成則

(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_n は接触面の法線方向相対変位、 σ_n は引張応力、 k_n は初期勾配である。図に示しているように、このモデルは σ_n が限界応力値 f_{ct} に達すると伝達されている応力が解放され、ひび割れが完全に開口するモデルである。本論文では、図中の限界応力値 f_{ct} を、コンクリートの引張破壊強度 f_t と等価であるものと設定した。なお、 f_t は示方書¹⁴⁾を参考にして、以下のように定義した。

$$f_{ct} = f_t = 0.23 f'_c{}^{2/3} \quad (1)$$

初期剛性 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、大きな値を設定しなければならない。本研究では、文献 15) を参考にして便宜的に $k_n = 100$ (N/mm³) としている。また、定義したクラック面に対する接線方向応力とその応力に対応する接線方向変位関係も、文献 15) 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した。また、 f_t が限界応力 f_{ct} に達した後は、ピーリング作用によるシートの剝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。

(2) Bond-slip モデル

主鉄筋要素周面に配置した 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と相対変位関係は、CEB-FIP Model Code¹⁶⁾ を参考にして図-4(b) のように定義した。このモデルは、付着応力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 τ_f ($= 0.4 \tau_{max}$) に収束するように定義されている。なお、 τ_{max} は CEB-FIP Model Code¹⁶⁾ を参考に、以下のように仮定した。

$$\tau_{max} = 2.5 f'_c{}^{1/2} \quad (2)$$

$$f'_c = f'_c - \Delta f \quad (3)$$

ここで、 $\Delta f = 8$ (MPa) である。また、主鉄筋とコンクリート要素間の法線方向引張応力と相対変位の関係には、Discrete Cracking モデルに準拠した線形関係を定義している。

3.4 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-

表－5 各材料の要素タイプ、積分方法および
降伏/破壊判定の一覧

材料	要素タイプ	積分 方法	降伏/破壊の判定	
			圧縮側	引張側
コンクリート	8 節点要素	2×2×2	Drucker- Prager	M.F.C*
	6 節点要素	1×2		
下端鉄筋	8 節点要素	2×2×2	von Mises	
上端鉄筋 および スターラップ	埋め込み 鉄筋要素	2	von Mises	
AFRP シート	8 節点要素	2×2×2	von Mises	

* Multi-Fixed Crack

ひずみ関係を示している。圧縮側に関しては、材料試験から得られた圧縮破壊強度 f_c （表－2 参照）を用いて、示方書¹⁴⁾による関係式を採用した。なお、終局圧縮ひずみは $\epsilon_{cu} = 3,500\mu$ と設定している。また、三軸応力下の降伏条件に関しては、コンクリートの降伏挙動が静水圧に依存することが知られていることより¹⁷⁾、ここでは、Drucker-Prager の降伏条件を適用することとした。なお、内部摩擦角は 30° と設定している。

一方、引張側の構成則に関しては、本研究では線形引張軟化モデルを用いることとした。このモデルは、応力が初期剛性 E_c でコンクリートの引張強度 f_t まで線形に増大し、その後終局引張ひずみ ϵ_{tu} まで線形に減少するものである。なお、コンクリートの初期剛性 E_c には、表－2 に示した材料試験値を採用している。終局ひずみ ϵ_{tu} に関しては、一般に軟化域の構成則はコンクリートの引張破壊エネルギーおよび要素の大きさに依存して設定されている。一方、本研究では計算時間を節約するために、梁の位置によって要素の大きさを変えている。そのため、引張側の終局ひずみ ϵ_{tu} を一義的に決定することができない。従って、本研究では、解析対象が RC 構造であることを考慮して、終局ひずみ ϵ_{tu} を便宜的に下端鉄筋の降伏ひずみ $\epsilon_y (=1,810 \mu)$ と等しい値を採用することとした¹³⁾。なお、この値は引張破壊エネルギーを考慮した 31 mm 立方の無筋コンクリート要素に関する終局ひずみ値と等価であることを確認している。ここで、コンクリートの材料物性は表－2 に準拠している。また、Discrete Cracking モデルから成る接触面要素を配置していないコンクリート要素には、分布ひび割れモデルを適用することとした。分布ひび割れの発生は、コンクリートの引張強度を用いて Multi-fixed Crack モデルによって判定することとした。その詳細は文献 13) に譲ることとする。

(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－3 に示す値を用いている。なお、 f_y は材料試験結果、 E_s 、 ν_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。

(3) AFRP シート

AFRP シート要素に用いたモデルは、図－5(c)に示すように、シートの応力が表－4 に示す引張強度 f_{af} に達した時点で破断したと見なされるモデルである。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、AFRP 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、1) 現在のところ接着剤で固化されたシートの直交方向の剛性および強度の評価が困難であること、2) 対象としている構造が梁型式であることより、シートの軸方向応力が卓越し、軸直交方向剛性のシート剝離への影響が小さいものと推察される。従って、本研究では簡略化のために AFRP シートは等方弾塑性体と仮定し、かつシートの破断は von Mises の降伏条件に従うものとした。

表－5 には、参考のため、各材料の要素タイプ、積分方法および降伏/破壊判定を一覧にして示している。

3.5 非線形数値解析過程

本数値解析は、非線形解析であることから、解の収束計算のために、速やかに安定した収束が得られる Quasi-Newton 法の BFGS (Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno) 割線剛性マトリックス法¹³⁾を採用している。この方法は、従来の Newton-Raphson 法とは異なり、各ステップ毎に剛性マトリックスを完全には更新せず、前ステップの剛性マトリックスを部分的に更新する近似的な反復収束計算方法である。その詳細は文献 13) に譲ることとする。

3.6 断面分割法適用時の材料構成則

本研究では、提案の FEM 解析結果の妥当性検討のために、静的曲げ載荷実験結果の他、RC 梁の簡易解析手法として多用されている断面分割法による解析も試み、荷重－変位関係や各荷重段階におけるシートの軸方向ひずみ分布に関する比較を行っている。断面分割法による計算においては、各材料の応力－ひずみ関係は FEM 解析時に比較して簡略化し、示方書¹⁴⁾に即して図－5 に示されているように仮定した。すなわち、1) コンクリートの応力－ひずみ関係は、引張側の軟化域は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、である。なお、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が $\epsilon_{cu} = 3,500 \mu$ ）まで完全付着状態であるものと仮定して行っている。

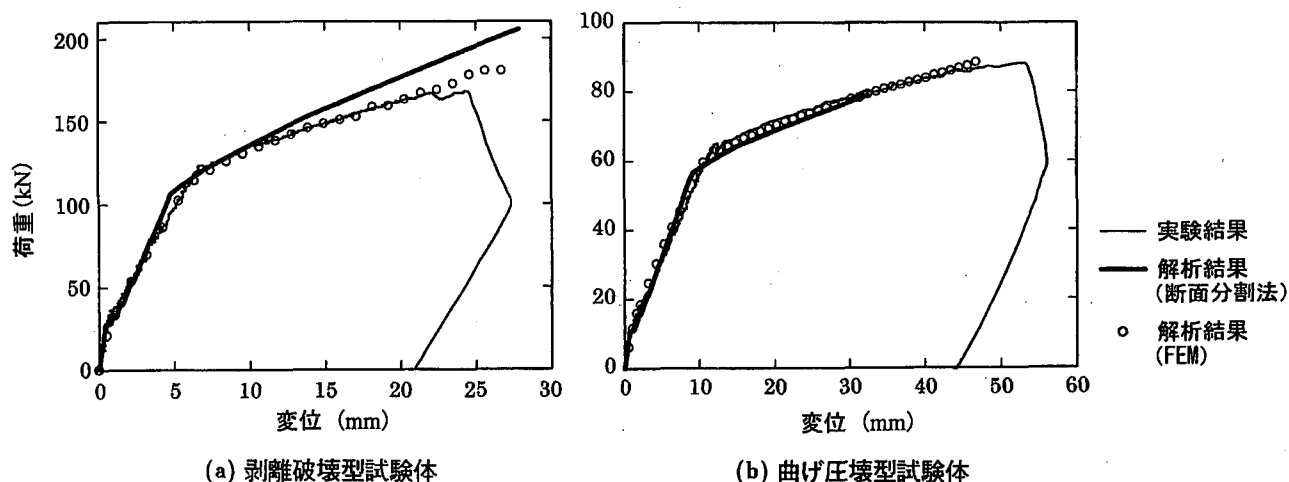


図-6 荷重-変位関係

4. 数値解析結果および考察

4.1 荷重-変位関係

図-6には、両 RC 梁における荷重-スパン中央部変位（以後、単に変位）曲線の実験結果を、FEM による解析結果および断面分割法に基づいた解析結果と比較して示している。なお、FEM による解析の場合には、いずれの梁の場合も解の発散により計算を終了している。なお、解の発散原因は、後述の4章2節に示すように、梁下縁におけるシートの剝離によって離散ひび割れの開口が顕在化し、この部分の不連続性が強く現れたためと考えられる。

図-6(a)の剝離破壊型試験体の結果より、FEM による解析結果は主鉄筋降伏による剛性勾配低下後においても、実験結果を精度良くシミュレート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、実験結果に比較して主鉄筋降伏時の荷重および変位が小さく示され、かつ主鉄筋降伏後の剛性勾配が実験結果よりも大きく、最大荷重および最大変位も大きく示されている。これは、断面分割法による数値解析では、シートとコンクリートが計算終局時まで完全付着状態であると仮定していることに起因しているものと推察される。

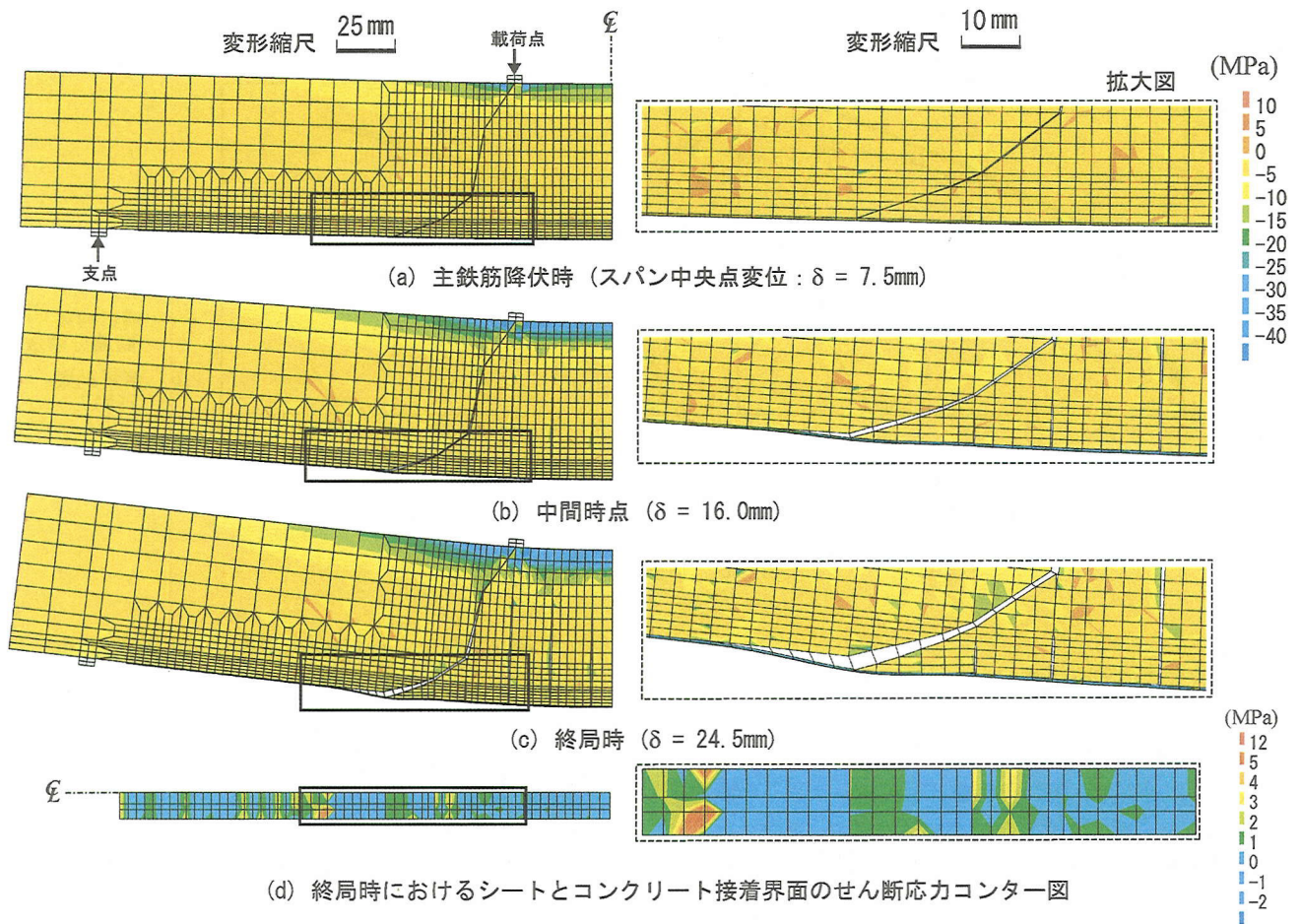
一方、図-6(b)の曲げ圧壊型試験体の結果を見ると、FEM による解析結果は、解析終了時まで実験結果と良く対応していることが分かる。また、これらの結果は、シートの完全付着を仮定した断面分割法による結果とも良く対応している。これは、曲げ圧壊型試験体の場合には、上縁コンクリートの圧壊時においてもシートの著しい剝離が生じていないことによるものと考えられる。なお、FEM に基づいた解析終了時たわみは約 47 mm であり、実験結果の終局たわみ値である約 53.5 mm よりも小さいものの、断面分割法による解析結果（コンクリートの

終局圧縮ひずみ $\epsilon_{cu} = 3,500 \mu$ 時点）である 32.5 mm よりも大きい。これは、提案の FEM による解析手法を用いることによって、上縁圧壊後もピーリング作用によってシートの剝離が顕在化する寸前まで、実挙動に対応した解析が可能であることを意味している。

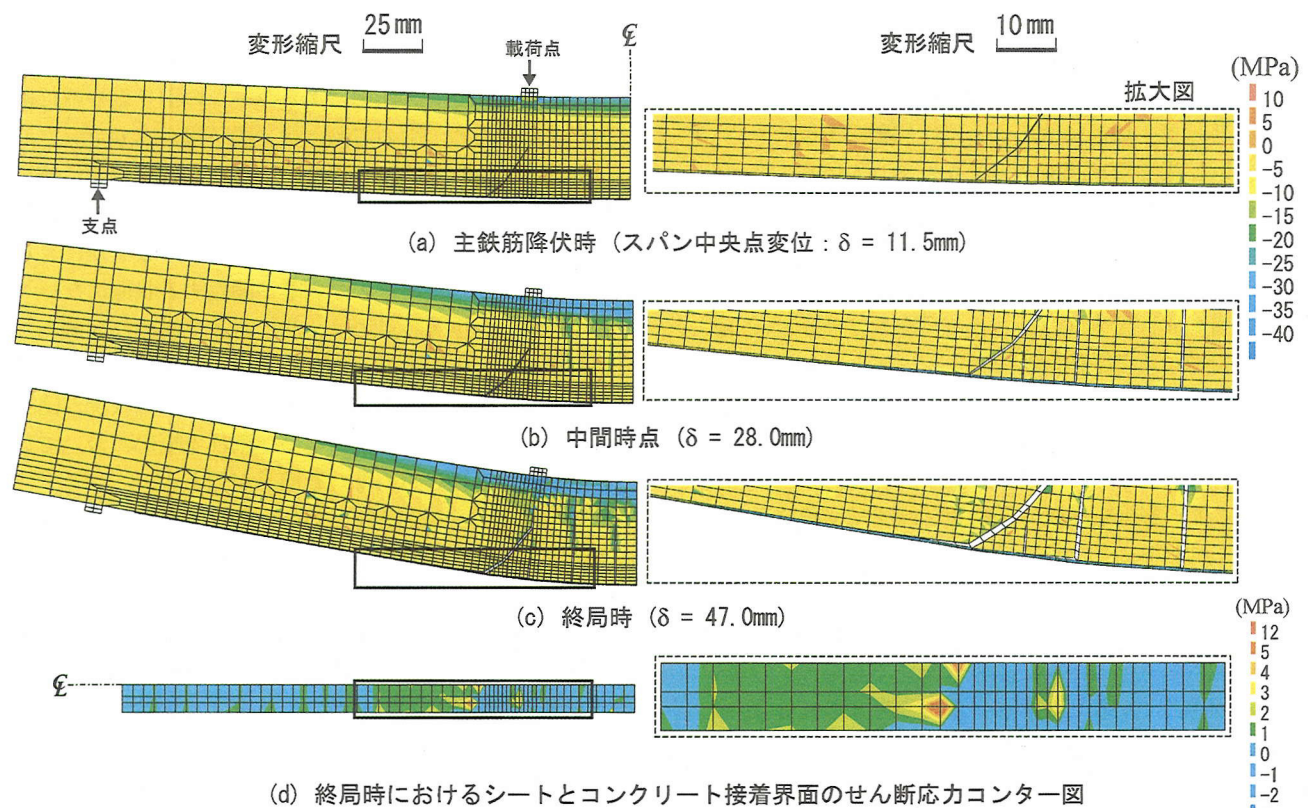
4.2 離散ひび割れ分布およびシート剝離性状

図-7には、剝離破壊型試験体に関する(a)主鉄筋降伏時、(c)終局時、および(b)これらの中間時点（以後、単に中間時点）における離散ひび割れの開口状況、コンクリートの第1主応力コンター図を示している。ここで、剝離破壊型試験体の終局は、実験結果によるシート剝離時としている。また、本解析では梁下縁かぶりコンクリート部のピーリング作用によるシートの引き剥がれに着目しているため、図の右側には、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差部に着目した拡大図も合わせて示している。図より、主鉄筋降伏時には、曲げおよび斜めひび割れの開口がわずかに見られるものの、未だシートの剝離が開始する状態にないことがわかる。中間時点では、曲げおよび斜めひび割れの開口が拡大し、梁下縁かぶり部にはシート剝離の要因となるコンクリートブロックが形成されている状況が確認される。また、梁下縁の斜めひび割れ先端部においてシート剝離が進行し始めている様子が伺える。

終局時（シート剝離時）のひび割れ分布性状を見ると、下縁かぶり部に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現象が再現され、シートの剝離領域が支点方向に拡大していることが分かる。また、本解析結果と前掲の実験時における剝離破壊型試験体のシートの剝離状況（写真-1）を比較すると、両者ほぼ類似の剝離状況を示していることが分かる。また、この時の梁中央部上縁コンクリートのひずみレベルが $2,700 \mu$ 程度であることから、上縁のコンクリ



図一七 剥離破壊型試験体のひび割れ分布性状および応力コンター図 (a~c: 第1主応力, d: せん断応力)



図一八 曲げ圧壊型試験体のひび割れ分布性状および応力コンター図 (a~c: 第1主応力, d: せん断応力)

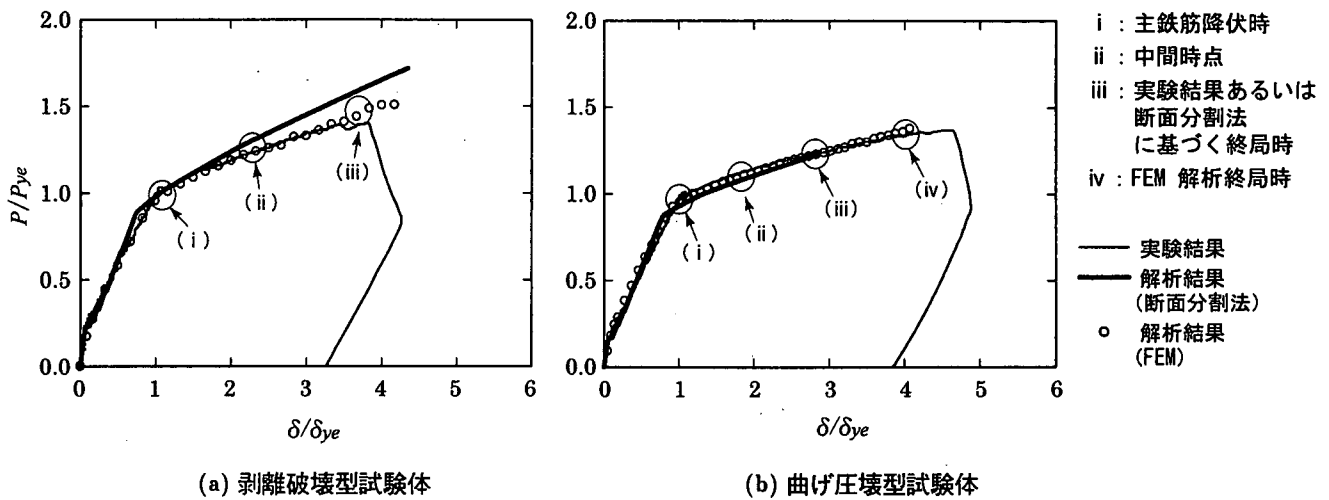


図-9 無次元荷重-変位関係

表-6 実験および解析結果の一覧

試験体名	主鉄筋降伏時荷重 P_y (kN)			主鉄筋降伏時変位 δ_y (mm)		
	実験結果 (P_{ye})	解析結果 (断面分割法)	解析結果 (FEM)	実験結果 (δ_{ye})	解析結果 (断面分割法)	解析結果 (FEM)
剝離破壊型試験体	119.6	108.4	113.6	6.4	5.1	6.3
曲げ圧壊型試験体	64.3	56.7	62.2	11.5	9.3	11.6

ートは未だ圧縮破壊に至る状態でないことが分かる。

図-7(d)には、終局時のシートとコンクリートとの接着界面におけるスパン方向せん断応力コンター図を示している。図より、コンクリートブロックによるピーリング作用が発揮されている領域を除き、曲げひび割れ発生領域を含め全スパンに渡って 1 MPa 前後の小さな応力状態を示し、その領域ではシートが剝離する傾向にないことが分かる。一方、シートの剝離先端部近傍では 12 MPa 程度の値を示しており、まさにシートが剝離する寸前である傾向を示している。これより、剝離破壊型試験体に関しては、曲げひび割れに起因する界面せん断応力によるシート剝離の傾向は示されず、コンクリートブロックのピーリング作用による剝離が卓越することが数値解析的にも明らかになった。

図-8には、曲げ圧壊型試験体に関する図-7と同様の解析結果を示している。なお、本試験体に関する終局時は解析終了時点としている。図より、主鉄筋降伏時には剝離破壊型試験体の場合と同様、顕著な曲げひび割れや斜めひび割れの開口は見られず、シートの部分剝離は開始されていないことがわかる。中間時点は断面分割法による数値解析の終局に近い時点であるが、剝離破壊型試験体の中間時点(図-7b)同様、曲げおよび斜めひび割れの開口が始まり梁下縁かぶり部にはコンクリートブロックの形成が確認される。しかしながら、未だ著しい剝離の傾向は示されていない。一方、終局時のひび割

れ分布性状を見ると、剝離破壊型試験体の終局時(図-7c)と同様、下縁かぶり部に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現象を呈していることが分かる。しかしながら、シート剝離の程度は未だ剝離破壊型試験体より小さいようである。

図-8(d)には、図-7(d)と同様に、終局時のシートとコンクリートとの接着界面におけるスパン方向せん断応力コンター図を示している。図より、剝離破壊型試験体と同様に、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剝離先端部近傍部で 10 MPa 程度、ブロック化したかぶりコンクリート直下で局所的に 3 MPa 程度、それ以外の曲げひび割れ発生領域を含めた全ての領域で 1 MPa 程度の応力分布を示していることが分かる。これより、剝離破壊型試験体同様、曲げ圧壊型試験体においても曲げひび割れに起因する界面せん断応力によるシート剝離の傾向は示されず、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って剝離することが数値解析的に確認された。

以上より、本研究で提案している離散ひび割れやそれに伴うシートの剝離挙動をモデル化した FEM による解析手法により、実験結果とほぼ同様の剝離挙動を再現可能であることが明らかになった。また、終局時のシートとコンクリートとの接着界面におけるスパン方向せん断応力コンター図より、1) 曲げひび割れのみ起因する

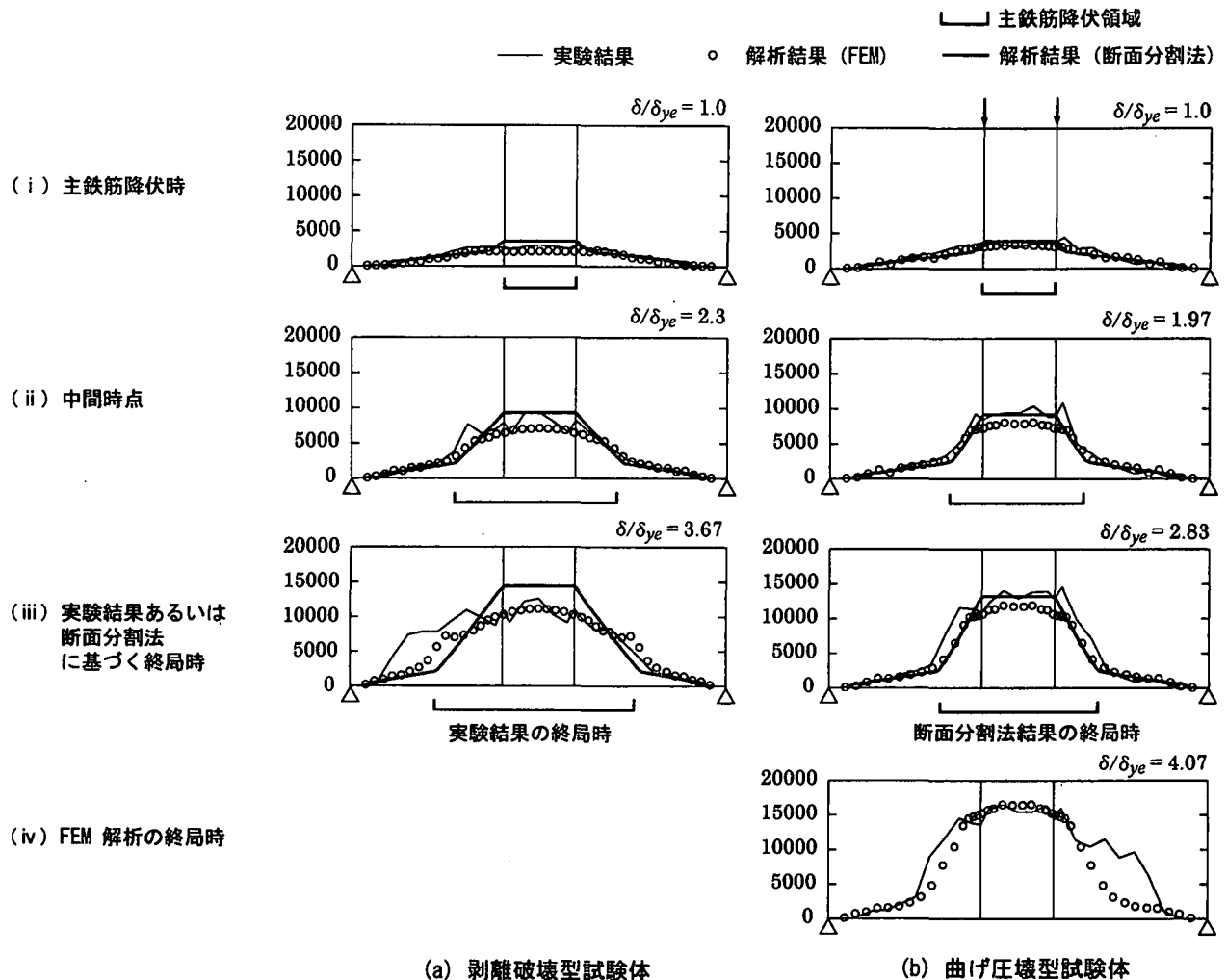


図-10 AFRP シートひずみ分布

せん断応力は 1 MPa 程度でシートの剥離を誘因するものではないこと、2) 等せん断力区間のシート剥離先端近傍部には、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引き剥がれ現象に伴って 10 MPa 以上の界面せん断応力が発生していること、等が明らかとなった。

4.3 シートのひずみ分布性状

ここでは、AFRP シートの付着性状や FEM による解析結果の妥当性を検討するため、シートのひずみ分布性状の実験結果を FEM および断面分割法による解析結果と比較して検討を行うこととする。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。表-6 には、同一試験体に対する実験結果および両解析結果の主鉄筋降伏荷重 P_y およびその時の変位 δ_y を一覧にして示している。表より、三者で主鉄筋降伏時の変位が若干異なっていることが分かる。従って、本研究では、1) 主鉄筋降伏以降にシートの補強効果が顕著であること、および 2) 最終的にシートの剥離が発生すること、を前提に前節と同様、主鉄筋

降伏以降の各時点におけるシートのひずみ分布性状について、FEM による解析結果、断面分割法による解析結果を実験結果と比較することとする。また、これらの比較にあたっては、解析結果と実験結果との比較のみならず、両試験体間でも同一条件下での比較を可能とするために、各出力結果を実験結果の主鉄筋降伏時荷重 P_y およびその時の変位 (主鉄筋降伏時変位) δ_y を用いて正規化することとした。図-9 には、参考のために両 RC 梁に関する無次元荷重-変位関係を示している。

以後の考察では、図中の i) 主鉄筋降伏時、ii) 中間時点、iii) 実験結果の終局時 (剥離破壊型試験体) あるいは断面分割法に基づく終局時 (曲げ圧壊型試験体)、および曲げ圧壊型試験体に限定して iv) FEM 解析終了時における AFRP シートの軸方向ひずみ分布に関して比較検討を行うこととする。

図-10 には、主鉄筋降伏以降の各変位時におけるシートのひずみ分布性状に関する実験結果、FEM による解析結果および断面分割法による解析結果の比較図を示している。また、図中には、断面分割法による解析結果に基づいた主鉄筋降伏領域を示している。

(a) 図の剝離破壊型試験体の結果において、FEM による解析結果と実験結果を比較すると、主鉄筋降伏時には両者ともに良く対応していることが分かる。中間時点では、右側の等せん断力区間では両者比較的良く対応している。しかしながら、等曲げ区間および左側の等せん断力区間の主鉄筋降伏領域では実験結果が解析結果よりも若干大きな分布性状を示している。これは、1) 等曲げ区間に関しては、曲げひび割れの発生により局所的にひずみが発生したこと、2) 左側の等せん断力区間に関しては、この領域におけるかぶりコンクリートがブロック化することによるピーリング作用によってシートの剝離が徐々に進行していること、によるものと考えられる。

終局時には、右側の等せん断力区間に関しては、中間時点と同様両者比較的良く一致している。一方、左側の等せん断力区間では、解析結果において、数点で類似のひずみ値を示し剝離の傾向を示しているものの、実験結果と解析結果の差が中間時点よりも大きく、その領域が支点近傍までおよんでいることが分かる。これは、実験結果においてかぶりコンクリートがブロック化することによるピーリング作用によってシートの剝離が数値解析結果よりも顕在化し、左側の等せん断力区間で大きく進行したことによるものと判断される。これより、FEM による解析結果は、値に多少差があるもののブロックしたかぶりコンクリートのピーリング作用によるシートの剝離開始時におけるひずみ分布性状をほぼ適切に再現しているものと考えられる。

断面分割法による解析結果を実験結果および FEM による解析結果と比較すると、主鉄筋降伏時には三者ほぼ対応していることが分かる。一方、中間時点および終局時における等曲げ区間のひずみ分布は FEM による解析結果や実験結果よりも大きく示されている。また、等せん断力区間における主鉄筋降伏領域の分布は、他の結果よりも若干過小に評価されており、特に終局時には実験結果との差異が FEM による結果よりも大きく示されている。これらは、断面分割法による解析結果がシートとコンクリートとの完全付着仮定の基に求められているため、1) 耐荷荷重が大きく評価されること、や 2) それに伴ってシートのひずみ値も大きくなることによるものと推察される。

(b) 図の曲げ圧壊型試験体に関する比較図より、主鉄筋降伏時には (a) 図の剝離破壊型試験体の場合と同様に三者が良く対応していることがわかる。FEM による解析結果は、中間時点に関しては等曲げ区間において実験結果と多少差異が生じているものの、等せん断力区間では実験結果と良く対応している。終局時に関しては、等曲げ区間および等せん断力区間の主鉄筋降伏領域において実験結果よりも若干小さな分布性状を示している。この等曲げ区間における差異は、剝離破壊型試験体の場合と同様、実験時に曲げひび割れによって局所的に大きなひずみが発生したことによるものと推察される。また、

等せん断力区間の主鉄筋降伏領域の差異は、実験結果がコンクリートブロックのピーリング作用が励起される傾向にあることによるものと考えられる。

FEM による解析終了時の解析結果と実験結果を比較すると、等曲げ区間および左側等せん断力区間における応答ひずみの比較的小さい領域では両者ほぼ対応している。しかしながら、等せん断力区間の主鉄筋降伏領域では特に右側区間において大きな差異が生じている。これは、かぶりコンクリートのブロック化によるピーリング作用が顕在化し、シートの剝離がシート端部近傍まで進行しているためと考えられる。

断面分割法による解析結果は、実験結果や FEM 解析結果との差異が小さく、終局時まで大略両結果に対応していることが分かる。

以上より、本研究で提案した FEM 解析手法を用いることによって、破壊形式の異なる FRP シート曲げ補強 RC 梁のシートのひずみ分布性状は、シートの剝離が顕在化しない範囲内において実験結果を比較的精度良くシミュレート可能であることが明らかとなった。また、断面分割法による解析結果は、特に曲げ圧壊型試験体に関して、計算終局時まで比較的精度良くシミュレート可能であることが明らかになった。

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数値解析手法の確立を目的として、三次元有限要素法による弾塑性解析を試み、実験結果および断面分割法による解析結果との比較により、提案した FEM による解析結果の妥当性を検討した。本研究で得られた結果を整理すると、以下の通りである。

- 1) 顕在化したひび割れを接触面要素を用いてモデル化した FEM による数値解析を行うことにより、かぶりコンクリートのピーリング作用によるシートの剝離開始状況を再現することができた。
- 2) 試験体の破壊形式にかかわらず FEM による解析結果から、終局まで曲げひび割れに起因する界面せん断応力の増加が示されず、曲げひび割れのみの発生によってシートが剝離する傾向は示されないことが確認された。
- 3) また、ブロック化したコンクリートのピーリング作用域では大きな法線方向応力および界面せん断応力が発生し、シートの剝離の進展状況が再現された。
- 4) シートとコンクリートの完全付着を仮定する断面分割法による解析結果は、圧縮破壊梁の場合には終局までの荷重-変位関係およびシートのひずみ分布を精度良く再現可能であるが、剝離破壊型の場合には主鉄筋降伏以後過大評価の傾向を示す。

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。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 土木学会：コンクリート構造物の補強指針（案），コンクリートライブラリー 95，1995.
- 2) 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.
- 3) 吉澤弘之， 吳 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.
- 4) 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.
- 5) 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.
- 6) 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.
- 7) 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.
- 8) 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. 1，1996.
- 9) 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，コンクリート年次論文報告集，Vol. 20，No. 3，pp. 1-6，1998.
- 10) 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.
- 11) 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. 4
- 12) 三上 浩，岸 徳光，池田憲二，栗橋祐介：FRP シート補強 RC 梁の梁高や補強量がシートの剝離性状に与える影響，第55回年次学術講演会講演概要集 (CD-ROM)，V-580，1999.
- 13) *DIANA Nonlinear Analysis Manual*, ver.7.2, TNO Building and Construction Research, 1998.
- 14) 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.
- 15) Rots, J.G. : Computational Modeling of Concrete Fracture, PhD thesis, Delft University of Technology, 1988.
- 16) *CEB-FIP Model Code 1990*, Thomas Telford.
- 17) Chen, W. F., Han, D. J. : *Plasticity for Structural Engineers*, Springer-Verlag.

(2001年4月20日 受付)