

RC 梁の耐荷性状に及ぼす曲げ補強 FRP シート引張剛性の影響 に関する数値解析的検討

Numerical investigation on influences of axial stiffness of externally bonded FRP sheet
on flexural behavior of RC beams

張 広鋒*, 岸 徳光**, 三上 浩***

Guangfeng ZHANG, Norimitsu KISHI, and Hiroshi MIKAMI

*正会員 博(工) 室蘭工業大学助手 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 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 博(工) 三井住友建設(株) 技術研究所 主席研究員 (〒270-132 千葉県流山市駒木 518-1)

This paper devoted to give a detail study on influences of axial stiffness (product of Young's modulus and cross-sectional area) of externally bonded FRP sheet on flexural behavior of RC beams by mean of three-dimensional elasto-plastic FE method. In this analysis method, discrete crack approach was employed to take into account of geometrical discontinuities due to opening of dominant cracks, slipping of rebar, and debonding of FRP sheet. Eighteen cases for each of two series were analyzed taking Young's modulus, thickness of FRP sheet and/or those two parameters as variables. From this study, it is noted that, ductility of RC beams tends to be lower, and failure mode may shift from FRP sheet peel-off failure to concrete cover delamination failure from the sheet-end, with increasing of the axial stiffness of the FRP sheet.

Key Words : RC beam, FRP sheet, axial stiffness, nonlinear analysis

キーワード: RC 梁, FRP シート, 引張剛性, 非線形解析

1. はじめに

鉄筋コンクリート (RC) 梁下面に連続繊維シート (FRP シート) を接着することにより, RC 梁の曲げ剛性や耐荷性能を向上させることが可能である. このような FRP シート曲げ補強 RC 梁に鉛直荷重を載荷する場合には, 通常は無補強 RC 梁と同様に上縁コンクリートの圧縮破壊の他, 図-1 に示すような破壊モード, すなわち, 1) シートの破断, 2) 等せん断力区間に発生する斜めひび割れに起因するピーリング破壊, 3) シート端部におけるかぶりコンクリートの剥離破壊, 等によって終局に至ることが実験的に確認されている^{1), 2)}.

上述の破壊モード 1), 2), 3) のいずれかによって RC 梁が終局に至る場合には, シートの破断あるいはコンクリート底面からの剥離によってシートの補強効果が急激に失われ, RC 梁の耐荷性能も低下することが実験的・解析的に明らかになっている. 特に破壊モード 2), 3) のいずれかが発生する場合には, コンクリートのひび割れ破壊を伴い, 主鉄筋のすべりやシートのコ

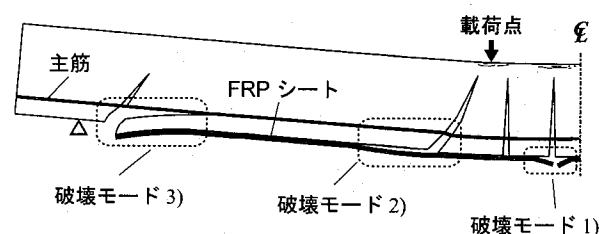


図-1 破壊モードの模式図

ンクリート底面からの剥離等の破壊挙動が発生するため, 平面保持に基づいた断面分割法等の計算法によって RC 梁の破壊挙動や耐荷性能を適切に評価することは困難である. このような観点から, 著者らは三次元弾塑性有限要素法に基づいた FRP シート曲げ補強 RC 梁の耐荷性状および破壊挙動を適切に再現・予測可能な解析手法を提案している^{3), 4)}.

一方, FRP シート曲げ補強 RC 梁の耐荷性状や破壊挙動は, 補強前における耐荷性状の他, 補強シートの力学特性や補強量にも影響される. 一般に, FRP シート曲げ補強 RC 梁の破壊挙動への補強シートの影響に

表-1 試験体の一覧

試験体名	断面寸法 幅×高さ (mm)	せん断 スパン比	補強 枚数	補強 材料	引張剛性 $E_f \cdot A_f$ (MN)
A-C1	150×250	5.0	1	C1	10.58
A-C2				C2	4.99
A-AK				AK	4.39
A-AT				AT	2.57
B-C1	150×400	2.9	2	C1	21.16
B-C2				C2	9.99
B-AK				AK	8.78
B-AT				AT	5.14

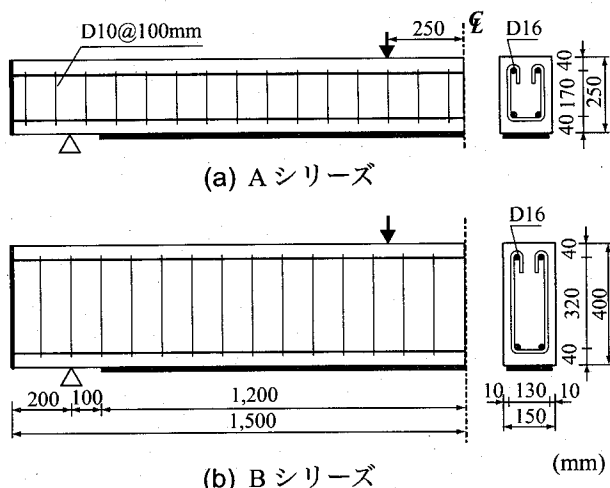


図-2 試験体概要図

関する検討は、1枚あたりのシート厚さが薄いことにより、引張剛性 $E_f \cdot A_f$ (E_f : 弾性係数, A_f : 断面積) をパラメータに取って行われている。現在まで、FRPシート曲げ補強 RC 梁の耐力性状に及ぼす補強量やシート材料の影響に関する実験的な検討は数多く行われている (例えば5), 6)。しかしながら、これらの研究を含む実験的検討では、市販のシートの弾性係数や厚さの制約によって引張剛性の大きさを変化させることが限られている。また、シートや付着界面の応力状態を実験的に検討することも困難である。

本研究では、FRPシート曲げ補強 RC 梁の耐力性状に及ぼすシート引張剛性の影響をより一層明確にするために、著者らが提案した数値解析手法を用い、シートの弾性係数や補強厚さ、あるいは両方をパラメータにして数値解析的検討を行った。

検討は、著者らが過去に実施した実験結果⁶⁾に基づき、シート幅を一定としてシートの厚さや弾性係数、あるいは両方を変数とした解析ケースを設定し、三次元弾塑性有限要素解析を実施することにより行った。各影響度合に関する検討は、荷重-スパン中央点変位

表-2 コンクリートおよび鉄筋の力学特性値

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)
コンクリート	31.5	2.37	-	31.0
主鉄筋	-	-	407	206
スターラップ	-	-	380	206

表-3 FRPシートの力学特性値

シート 材料	繊維 目付量 (g/m ²)	厚さ t_f (mm)	引張 強度 f_f (GPa)	弾性 係数 E_f (GPa)	破断 ひずみ (%)
炭素 (C1)	340	0.185	2.40	440	0.55
炭素 (C2)	300	0.167	3.40	230	1.48
アラミド (AK)	415	0.286	2.06	118	1.75
アラミド (AT)	350	0.252	2.35	78.5	2.99

(以後、変位) 関係や RC 梁の破壊状況等を考察することにより行っている。なお、本研究では、曲げ補強 FRPシートの引張剛性による RC 梁の曲げ耐力挙動や破壊メカニズムへの影響を解析的に検討することに着眼していることより、1) いずれの場合においても曲げ補強シートのみが接着される場合を想定し、2) 市販の FRPシートの材料特性に基づいてシートの弾性係数や厚さを任意的に変化させる、こととする。

2. 各解析ケース

著者らは、これまで FRPシート曲げ補強 RC 梁の耐力性状や破壊挙動に及ぼすシート引張剛性の影響を実験的に検討してきた。本研究では、これらの実験的結果を基本として数値解析手法の妥当性を確認し、シートの引張剛性に関連するパラメータを種々変化させた詳細な検討を実施することとした。

表-1には実験試験体の一覧を示している。これらの試験体は、断面タイプを2種類、シート材料を4種類に変化させた全8体の矩形 RC 梁である。図-2には、試験体の形状寸法および配筋状況を示している。いずれも軸方向鉄筋に D16 (SD345) を用いた複鉄筋矩形 RC 梁であり、断面寸法 (幅×高さ) は A, B シリーズでそれぞれ 150×250 mm, 150×400 mm である。RC 梁の底面には、幅 130 mm の FRPシートを梁中央部から両支点の 100 mm 手前までの範囲に接着している。表-2, 3には、各試験体に用いたコンクリート、鉄筋および各 FRPシートの力学特性値を示している。

一方、数値解析では、図-2に示す両断面タイプの試験体を対象として、補強シートの厚さ t_f 、弾性係数

表-4 各解析ケースの一覧, 梁高: 250 mm

解析 ケース 名称	弾性 係数 E_f (GPa)	厚さ t_f (mm)	引張 剛性 $E_f \cdot A_f$ (MN)	せん断 耐力 V_{us} (kN)	曲げ 耐力 P_{us} (kN)	せん断 余裕度 α_s
A-T1	200	0.0769	2.0	260.5	70.0	3.72
A-T2		0.1538	4.0		79.8	3.26
A-T3		0.2308	6.0		88.4	2.95
A-T4		0.3077	8.0		95.7	2.72
A-T5		0.3846	10.0		102.4	2.54
A-T6		0.4615	12.0		108.2	2.41
A-E1	76.923	0.2	2.0	260.5	70.0	3.72
A-E2	153.85		4.0		79.8	3.26
A-E3	230.77		6.0		88.4	2.95
A-E4	307.69		8.0		95.7	2.72
A-E5	384.62		10.0		102.4	2.54
A-E6	461.54		12.0		108.2	2.41
A-EA1	50	0.9231	6.0	260.5	88.4	2.95
A-EA2	100	0.4615			88.4	2.95
A-EA3	200	0.2308			88.4	2.95
A-EA4	300	0.1538			88.4	2.95
A-EA5	400	0.1154			88.3	2.95
A-EA6	500	0.0923			88.3	2.95

E_f , あるいは両方を変化させることにより, 表-4, 5 に示す各解析ケースを想定した。ここで, いずれの解析ケースにも, シート幅は実験時と同様に 130 mm としている。これらの解析ケースは, 1) 弾性係数 E_f を一定にして厚さ t_f を変化させる場合 (6 ケース), 2) 厚さ t_f を一定にして弾性係数 E_f を変化させる場合 (6 ケース), 3) 引張剛性 $E_f \cdot A_f$ を一定にして弾性係数 E_f および厚さ t_f を同時に変化させる場合 (6 ケース) である。ここで設定した 2.0~12.0 MN あるいは 4.0~24.0 MN の引張剛性領域は, それぞれ 表-1 に示す各実験試験体のシート引張剛性を参考にして決定したものである。なお, 表中のせん断余裕度 α_s は, 計算せん断耐力 V_{us} を計算曲げ耐力 P_{us} で除して求められる値である。これらの解析ケースは, いずれも $\alpha_s > 1.0$ 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により上縁コンクリートの圧縮ひずみが $3,500 \mu$ に至った時点の計算耐力を用いて評価している。また, 計算せん断耐力 V_{us} はシートの引張剛性を無視し, 土木学会コンクリート標準示方書⁷⁾ (以後, 単に示方書) に準拠して算出したものである。

一方, 数値解析では単にシート引張剛性の RC 梁の耐荷性状や破壊挙動に及ぼす影響を検討することを可能にするために, いずれの解析ケースにおいても, シートは破断しない弾性体と仮定している。また, コ

表-5 各解析ケースの一覧, 梁高: 400 mm

解析 ケース 名称	弾性 係数 E_f (GPa)	厚さ t_f (mm)	引張 剛性 $E_f \cdot A_f$ (MN)	せん断 耐力 V_{us} (kN)	曲げ 耐力 P_{us} (kN)	せん断 余裕度 α_s
B-T1	200	0.1538	4.0	417.6	163.1	2.56
B-T2		0.3077	8.0		201.6	2.07
B-T3		0.4615	12.0		231.0	1.87
B-T4		0.6154	16.0		253.4	1.65
B-T5		0.7692	20.0		272.4	1.53
B-T6		0.9231	24.0		287.9	1.45
B-E1	76.923	0.4	4.0	417.6	162.8	2.56
B-E2	153.85		8.0		201.6	2.07
B-E3	230.77		12.0		231.0	1.87
B-E4	307.69		16.0		253.4	1.65
B-E5	384.62		20.0		272.4	1.53
B-E6	461.54		24.0		287.9	1.45
B-EA1	50	1.8462	12.0	417.6	231.3	1.81
B-EA2	100	0.9231			231.1	1.81
B-EA3	200	0.4615			231.0	1.81
B-EA4	300	0.3077			230.9	1.81
B-EA5	400	0.2308			230.6	1.81
B-EA6	500	0.1846			230.5	1.81

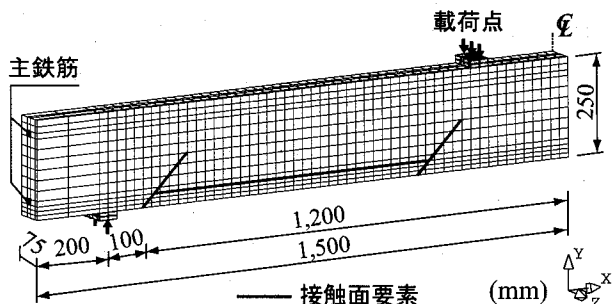


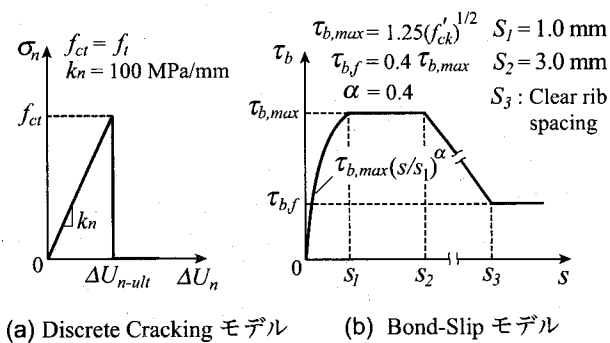
図-3 要素分割図の一例 (梁高: 250 mm)

ンクリートや鉄筋の材料力学特性値は便宜的に 表-2 に示す実験時の値を用いている。

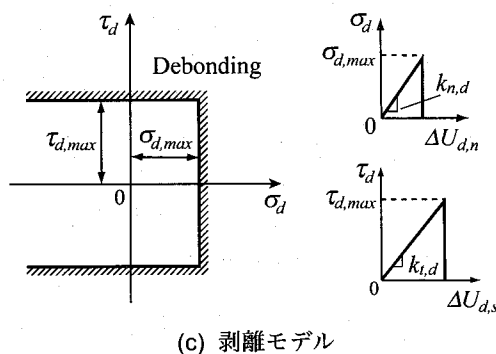
3. 解析概要

3.1 解析モデル

本研究では, 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不連続現象は接触面要素を用いてモデル化している。接触面要素の配置に関しては, 過去に提案した離散ひび割れ配置モデル⁴⁾を適用することとし, 接触面の配置位置や進展方向を決定している。すなわち, 载荷点近傍の等せん断力区間およびシート端部において傾斜角 45° で梁高方向の中央点までの斜め離散ひび割れを配置し, シートのピーリング破壊あるいはシート端部からのかぶりコンクリートの



(a) Discrete Cracking モデル (b) Bond-Slip モデル



(c) 剥離モデル

図-4 接触面要素に適用した応力-相対変位関係

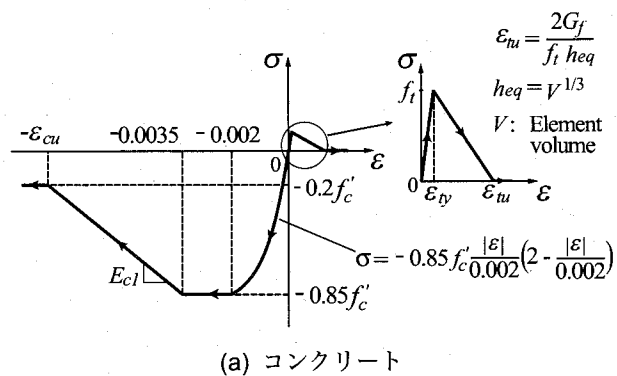
剥離破壊が解析可能となるようにモデル化している。図-3には離散ひび割れ配置モデルを適用した要素分割状況を示している。なお、A、B両シリーズのいずれにおいても同様に上述の離散ひび割れ配置モデルを適用している。

解析モデルは、RC梁の対称性を考慮してスパンおよび断面方向に2等分した1/4モデルである。コンクリート、上下端鉄筋およびFRPシートは、8節点あるいは6節点三次元固体要素を用いてモデル化している。スターラップには、DIANA⁸⁾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、支点部においては節点の鉛直方向変位成分を拘束している。なお、解析は変位制御により行い、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 接触面要素に適用した応力-相対変位関係

解析では、図-4に示すDiscrete Crackingモデル、Bond-slipモデルおよび剥離モデルを適用し、それぞれひび割れの開口、主筋のすべりおよびシートの剥離をモデル化している。

Discrete Crackingモデルの場合には、接触面要素の



(a) コンクリート

(b) 鉄筋

(c) FRPシート

図-5 材料構成則

法線方向の開口とその方向の引張応力との関係を図-4(a)のように定義している。限界応力値 f_{ct} は、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。接線方向応力-相対変位関係に関しては、便宜的にせん断剛性 k_t を $k_t = k_n$ 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。

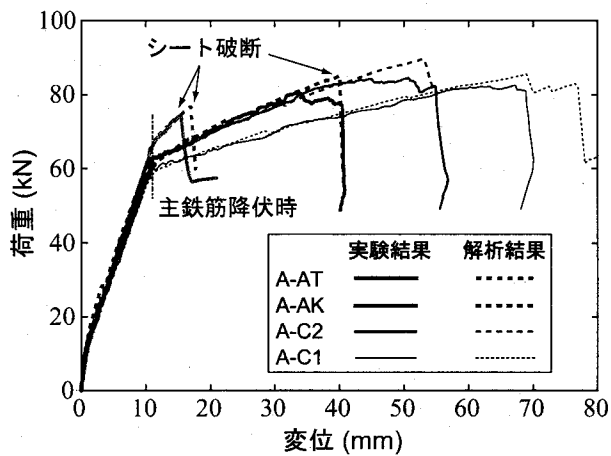
主鉄筋要素周囲に配置した接触面要素に適用したBond-slipモデルには、CEB-FIP Model Code⁹⁾を参考にして、図-4(b)に示すせん断応力-相対変位関係を適用している。法線方向引張応力-相対変位関係には、Discrete Crackingモデルに準拠して線形関係を定義している。

また、シート剥離を再現するために、シートとコンクリート間には、著者らが提案した剥離モデルを適用している(図-4c)。このモデルの場合には、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ている。

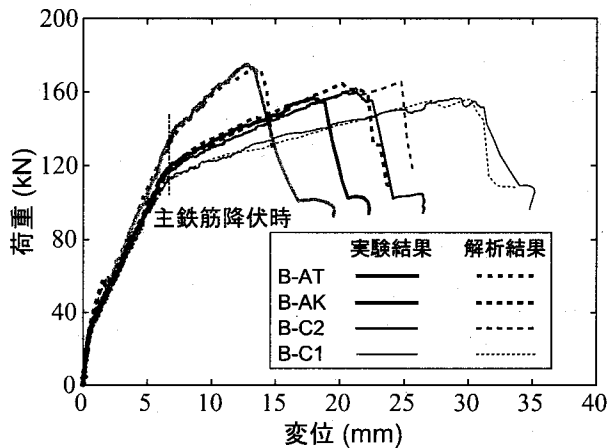
$$\sigma_d > \sigma_{d,max} \quad (1)$$

$$\tau_d = \sqrt{\tau_{d-a}^2 + \tau_{d-t}^2} > \tau_{d,max} \quad (2)$$

ここで、 σ_d 、 τ_{d-a} 、 τ_{d-t} は、それぞれ付着界面に発生する法線方向引張応力、軸方向および断面方向のせん断応力であり、 $\sigma_{d,max}$ 、 $\tau_{d,max}$ はそれぞれ引張応力、せん断応力である。



(a) A シリーズ



(b) B シリーズ

図-6 各試験体の荷重-変位関係

ん断応力の限界値である。なお、 $\tau_{d,max}$ は文献 10) を参考にして、以下の式を用いて評価することとした。

$$\tau_{d,max} = 0.92 \sqrt{f'_c} \quad (\text{MPa}) \quad (3)$$

3.3 材料構成則

図-5(a) にはコンクリートの応力-ひずみ関係を示している。圧縮側の構成則に関しては、材料実験から得られた圧縮強度 f'_c を用い、圧縮ひずみ $3,500 \mu$ までは土木学会コンクリート標準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 倍で $0.2 f'_c$ まで線形軟化するモデルとした。また、降伏の判定には von Mises の降伏条件を用いている。一方、引張側に関しては線形軟化モデルを適用することとし、終局ひずみ ε_{tu} は文献 8) に基づき図に示すように定義している。図中の G_f はコンクリートの引張破壊エネルギーである。

上下端鉄筋およびスターラップ要素には、(b) 図に示すような塑性硬化係数 H' を考慮した弾塑性体モデルを適用した。降伏判定は von Mises の降伏条件に従

表-6 各解析結果と実験結果の一覧

試験 体名	実験結果		解析結果	
	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)
A-AT	82.1	67.5	85.5 (1.04)	69.0 (1.02)
A-AK	84.2	50.9	89.7 (1.07)	53.1 (1.04)
A-C2	80.9	33.8	85.1 (1.05)	40.1 (1.19)
A-C1	74.5	15.9	76.8 (1.03)	17.0 (1.07)
B-AT	156.2	29.5	156.4 (1.00)	30.2 (1.02)
B-AK	159.2	21.4	165.5 (1.04)	24.8 (1.16)
B-C2	156.3	18.1	164.7 (1.05)	20.2 (1.12)
B-C1	174.4	13.0	170.7 (0.98)	12.8 (0.98)

() 内の数値は解析結果と実験結果の比である

うものとしている。

(c) 図に示す FRP シートの材料構成則に関しては、実験結果を再現するための解析には、引張強度に達した時点で破断したと見なされるモデルを適用している (実線)。一方、表-4, 5 に示す各解析ケースには、破断しない弾性モデルを適用している (破線)。

4. 解析結果および考察

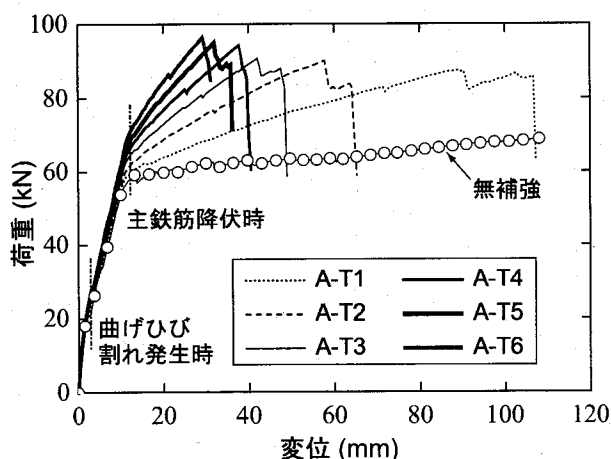
4.1 耐力性状に関する検討

提案の数値解析モデルや解析手法の妥当性を検討するために、図-6 には表-1 に示す各試験体の荷重-変位関係に関する解析結果と実験結果の比較、表-6 には各結果の最大荷重値 P_{max} 、および最大荷重時変位 δ_{max} の一覧を比較して示している。

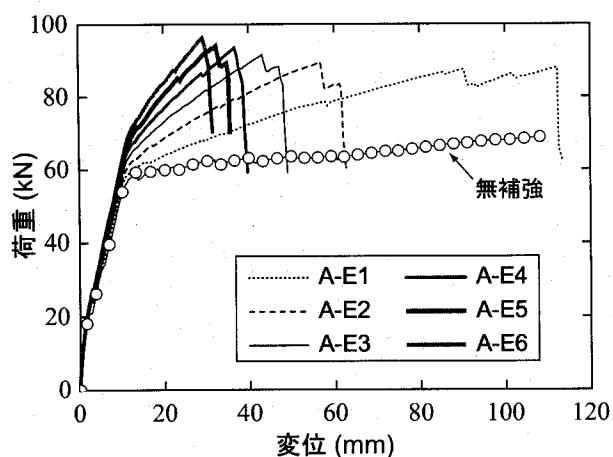
図-6 に示す両比較図を見ると、いずれの試験体においても、解析結果は、実験結果と終局時近傍で若干異なっているものの、载荷初期から終局に至るまで実験結果を大略再現していることが分かる。最大荷重値 P_{max} および最大荷重時変位 δ_{max} における解析結果と実験結果の最大誤差は、それぞれ、7%、16% となっている。これより、提案の数値解析モデルや解析手法は工学的に妥当性があるものと判断される。以下では、これらの検証結果を基本にして、各種数値解析結果について考察を行うものとする。

図-7, 8 には表-4, 5 に示す各解析ケースにおける解析結果の荷重-変位関係を比較して示している。また、比較のために、無補強の場合の解析結果も示している。無補強の場合の解析結果は、上述の解析手法を用い、主鉄筋すべりを考慮したものである。

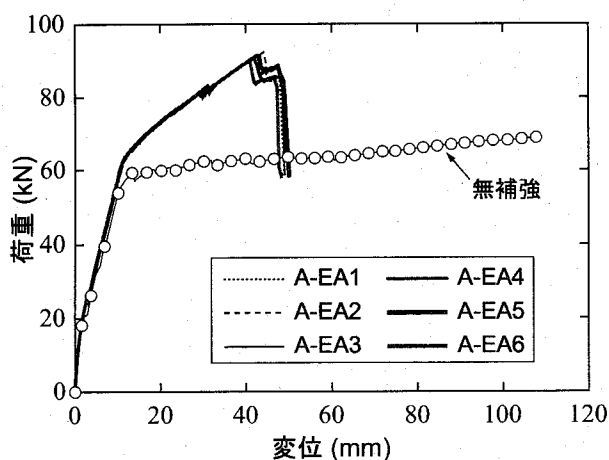
図-7(a) には弾性係数 E_f を 200 GPa としてシート厚さ t_f を変化させた場合の各解析結果を示している。図より、各結果は曲げひび割れ発生時まで、一様な分布性状を示していることが分かる。その後、シートの引張剛性が高いほど、荷重-変位曲線の剛性勾配や降



(a) $E_f = 200 \text{ GPa}$, t_f を変化させる場合

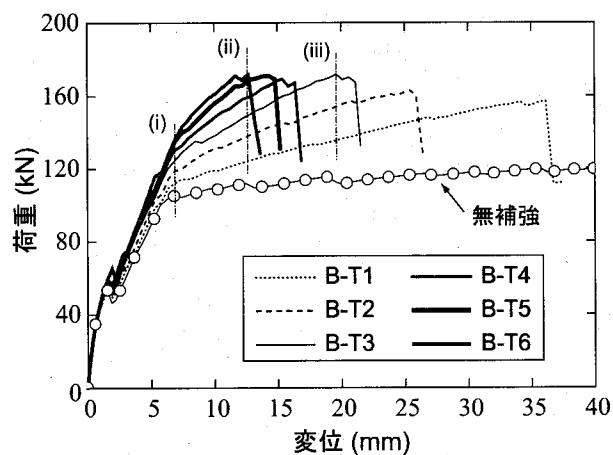


(b) $t_f = 0.2 \text{ mm}$, E_f を変化させる場合

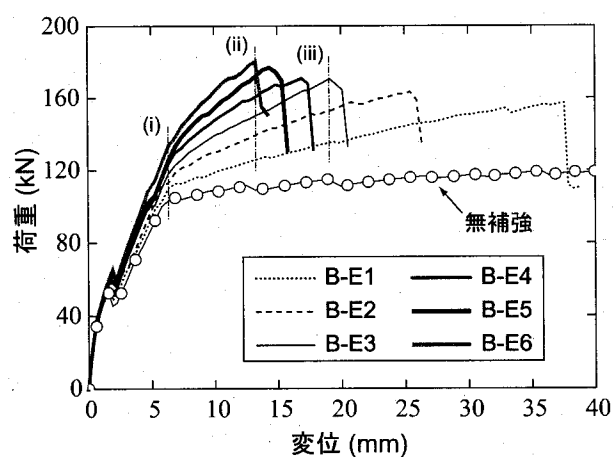


(c) $E_f \cdot A_f = 6.0 \text{ MN}$,
 E_f と t_f を同時に変化させる場合

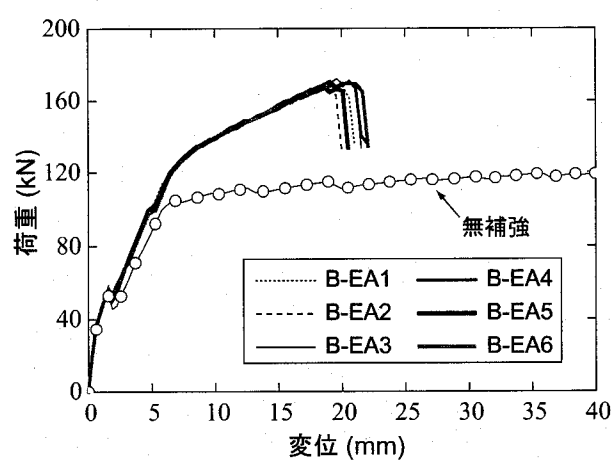
図-7 各解析ケースにおける荷重-変位関係,
梁高: 250 mm



(a) $E_f = 200 \text{ GPa}$, t_f を変化させる場合



(b) $t_f = 0.4 \text{ mm}$, E_f を変化させる場合



(c) $E_f \cdot A_f = 12.0 \text{ MN}$,
 E_f と t_f を同時に変化させる場合

図-8 各解析ケースにおける荷重-変位関係,
梁高: 400 mm

伏時荷重が大きくなっている。また、シートの補強効果が十分に発揮される主鉄筋降伏後には各結果間の差異が明瞭に現れている。最大荷重および最大荷重時変位に着目すると、シート引張剛性が高いほど、より小さい変位で最大荷重時に到達しかつ終局に至っている

ことが分かる。

図-7(b)より、シート厚さ t_f を一定にして弾性係数 E_f を変化させる場合には、(a)図と同様な分布性状を示していることが分かる。すなわち、シート引張剛性が高いほど、主鉄筋降伏後の剛性勾配は大きくな

表-7 各解析結果の一覧, 梁高: 250 mm

解析 ケース	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	$\epsilon_{c,max}$ (μ)	$\epsilon_{s,max}$ (μ)	破壊 形式
A-T1	87.6	90.3	7,450	34,800	a
A-T2	90.1	57.8	4,770	20,400	a
A-T3	90.8	42.1	3,640	14,400	a
A-T4	94.2	37.8	3,510	12,300	a
A-T5	95.0	32.0	3,210	10,100	a
A-T6	96.4	29.3	3,010	8,830	a
A-E1	87.7	89.3	7,460	34,900	a
A-E2	89.6	56.8	4,650	20,000	a
A-E3	91.6	43.1	3,730	14,700	a
A-E4	93.5	36.7	3,400	12,100	a
A-E5	94.0	32.4	2,770	9,860	a
A-E6	96.2	29.2	2,880	8,820	a
A-EA1	91.3	42.6	3,760	14,600	a
A-EA2	92.3	44.2	3,860	15,100	a
A-EA3	90.8	42.1	3,640	14,400	a
A-EA4	90.3	42.1	3,520	14,300	a
A-EA5	91.0	43.1	3,830	14,600	a
A-EA6	89.9	41.0	3,740	14,000	a

破壊形式:

a: シートのピーリング破壊

b: シート端部からのかぶりコンクリートの剥離破壊

るが, 変形性能は逆に小さくなる。

一方, 図-7(c)より, シート引張剛性を一定にして弾性係数 E_f と厚さ t_f を同時に変化させる場合には, 終局時近傍の各解析結果間に多少差が生じるものの, 荷重初期からシート剥離によって終局に至るまで, 類似の耐荷性状を示すことが分かる。

図-8には梁高 400 mm の試験体に関する各解析結果の比較図を示している。図-8(a)を見ると, 弾性係数 E_f を一定にして, 補強厚さ t_f を変化させることによってシートの引張剛性を増加させる場合には, 図-7(a)と同様に RC 梁の剛性勾配が大きくなる反面, 梁の変形性能が低下することが分かる。また, 図-8(b)より, シート厚さ t_f を一定として, 弾性係数 E_f を増加させる場合においても (a) 図と同様な傾向を示している。一方, 図-8(c)を見ると, 図-7(c)と同様, 引張剛性が一定である場合には, FRP シートの弾性係数 E_f や補強厚さ t_f によらず各解析ケースの耐荷性状はほぼ同様であることが分かる。

表-7, 8 には, 各解析ケースにおける最大荷重値 P_{max} , 最大荷重時における変位 δ_{max} , スパン中央上縁コンクリートの圧縮ひずみ $\epsilon_{c,max}$, および FRP シートに生じる最大ひずみ $\epsilon_{s,max}$ を一覧にして示している。なお, 各解析ケースの終局原因となる破壊形式も整理している。表より, シートの引張剛性が高いほど, 最大荷重は大きくなるものの最大荷重時変位が小さくな

表-8 各解析結果の一覧, 梁高: 400 mm

解析 ケース	P_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	$\epsilon_{c,max}$ (μ)	$\epsilon_{s,max}$ (μ)	破壊 形式
B-T1	157.2	36.2	3,740	19,100	a
B-T2	162.9	25.4	2,600	11,500	a
B-T3	172.0	19.6	2,400	9,050	a
B-T4	169.2	15.4	2,050	6,660	a
B-T5	170.7	13.8	1,830	5,600	a
B-T6	171.6	12.7	1,630	4,740	b
B-E1	157.4	37.6	3,450	19,200	a
B-E2	163.4	25.4	2,780	11,600	a
B-E3	170.8	19.1	2,330	8,890	a
B-E4	170.9	16.9	2,010	6,800	a
B-E5	176.8	14.4	2,080	6,020	a
B-E6	180.2	13.3	1,710	4,480	b
B-EA1	169.6	19.1	2,300	8,700	a
B-EA2	168.5	18.6	2,270	8,540	a
B-EA3	172.0	19.6	2,390	8,980	a
B-EA4	170.7	20.6	2,310	8,820	a
B-EA5	168.1	18.6	2,300	8,540	a
B-EA6	169.6	20.2	2,230	8,570	a

破壊形式:

a: シートのピーリング破壊

b: シート端部からのかぶりコンクリートの剥離破壊

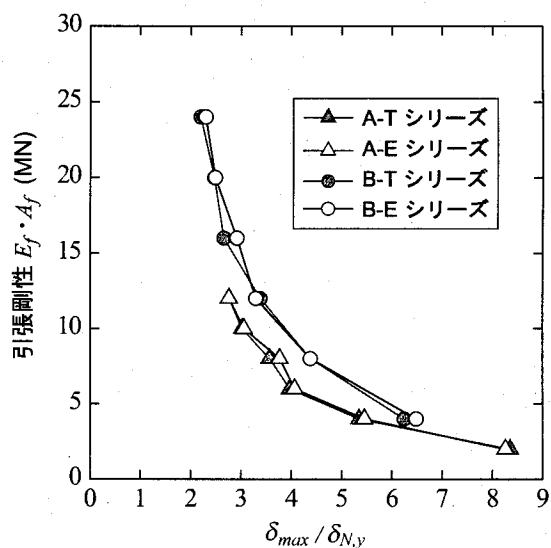


図-9 最大荷重時変位と引張剛性の関係

ると共に, スパン中央上縁コンクリートの圧縮ひずみ $\epsilon_{c,max}$, および FRP シートに生じる最大ひずみ $\epsilon_{s,max}$ も小さくなる傾向にあることが分かる。

図-9には, 曲げ補強による変形能の向上効果を検討するために, 各解析ケースにおける無次元化した最大荷重時変位 $\delta_{max} / \delta_{N,y}$ を横軸, シートの引張剛性 $E_f \cdot A_f$ を縦軸に取って解析結果を整理している。ここで, 無次元化した最大荷重時変位 $\delta_{max} / \delta_{N,y}$ は, 最大荷

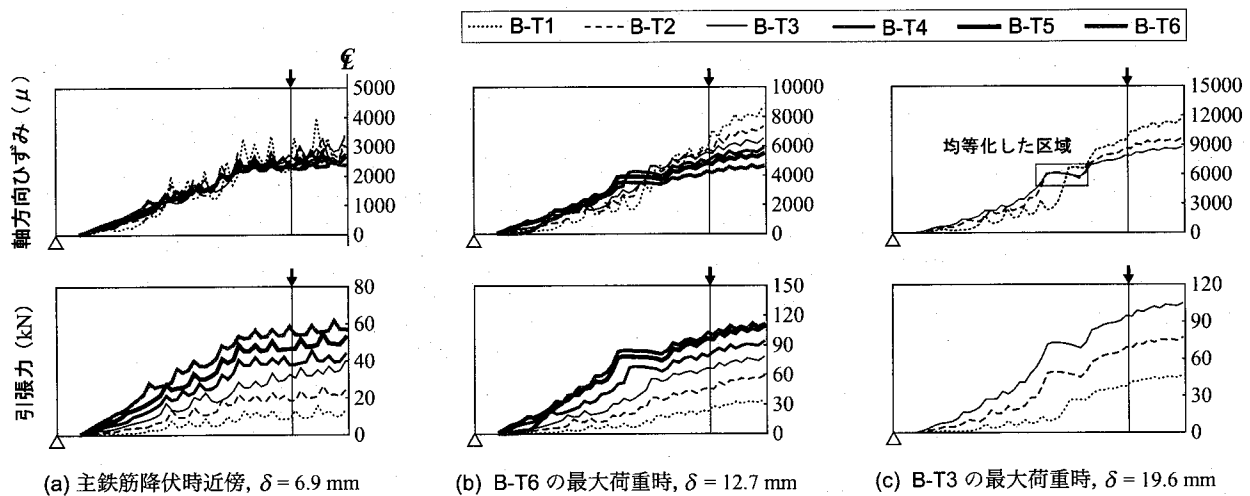


図-10 梁軸方向における FRP シートのひずみおよび引張力, B-T シリーズ

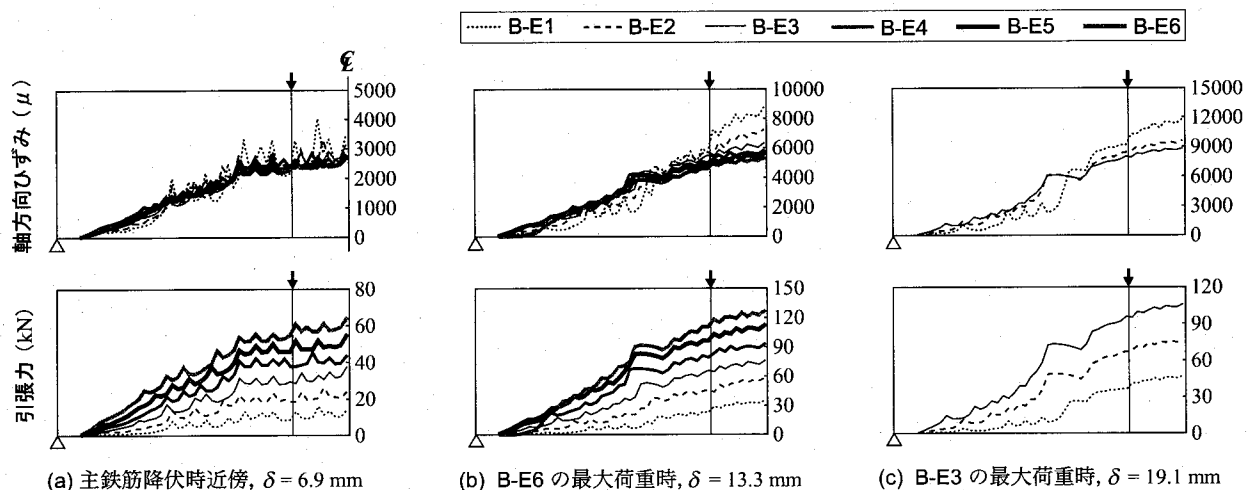


図-11 梁軸方向における FRP シートのひずみおよび引張力, B-E シリーズ

重時変位 δ_{max} を無補強の場合における主鉄筋降伏変位 $\delta_{N,y}$ で無次元化したものである。図より、いずれの解析シリーズにおいても、FRP シートの引張剛性を増加させることにより、RC 梁の変形能が低減する傾向にあることが分かる。

上述のことより、曲げ補強シートの引張剛性を増加させる場合には、1) 主鉄筋降伏後の曲げ剛性は大きくなること、2) しかしながら、より小さい変位でシート剥離によって終局に至るため、RC 梁の変形性能は低減すること、一方、引張剛性が同程度である場合には、3) シートの厚さや弾性係数の大きさによらず RC 梁の耐荷性状はほぼ同様であること、等が数値解析結果から明らかになった。

4.2 FRP シートの耐力負担に関する検討

本節では、FRP シートによる耐力負担やシートの応力状態等を検討することとする。ここで、B-T シリーズおよび B-E シリーズを例として、1) 主鉄筋降伏時近

傍(i)、2) B-T6/E6 の最大荷重時(ii)、および 3) B-T3/E3 の最大荷重時(iii)におけるシート軸方向ひずみと引張力分布を示し、考察を行うこととする(図-8を参照)。図-10, 11には、それぞれ、B-T シリーズおよび B-E シリーズの各解析結果を比較して示している。なお、シートの引張力はひずみより計算したものである。

図-10に示す B-T シリーズの各ひずみ分布より、(a) 図の主鉄筋降伏時近傍における軸方向ひずみのシート厚さによる差異は小さいことが分かる。(b) 図や(c) 図の等曲げ区間における軸方向ひずみは、シート厚さが薄いほどあるいはシートの引張剛性が小さいほど大きくなる傾向を示している。また、(c) 図の四角形に囲んだ灰色部分に示されているように、B-T2/T3 の場合にはひずみが軸方向にほぼ一様となる区域がある。これは、この箇所でシート剥離が生じたことにより、ひずみ値が均等化したことによるものと推察される。同様に、(b) 図の B-T4/T5/T6 の場合においてもひずみの均等化された区域が見られる。一

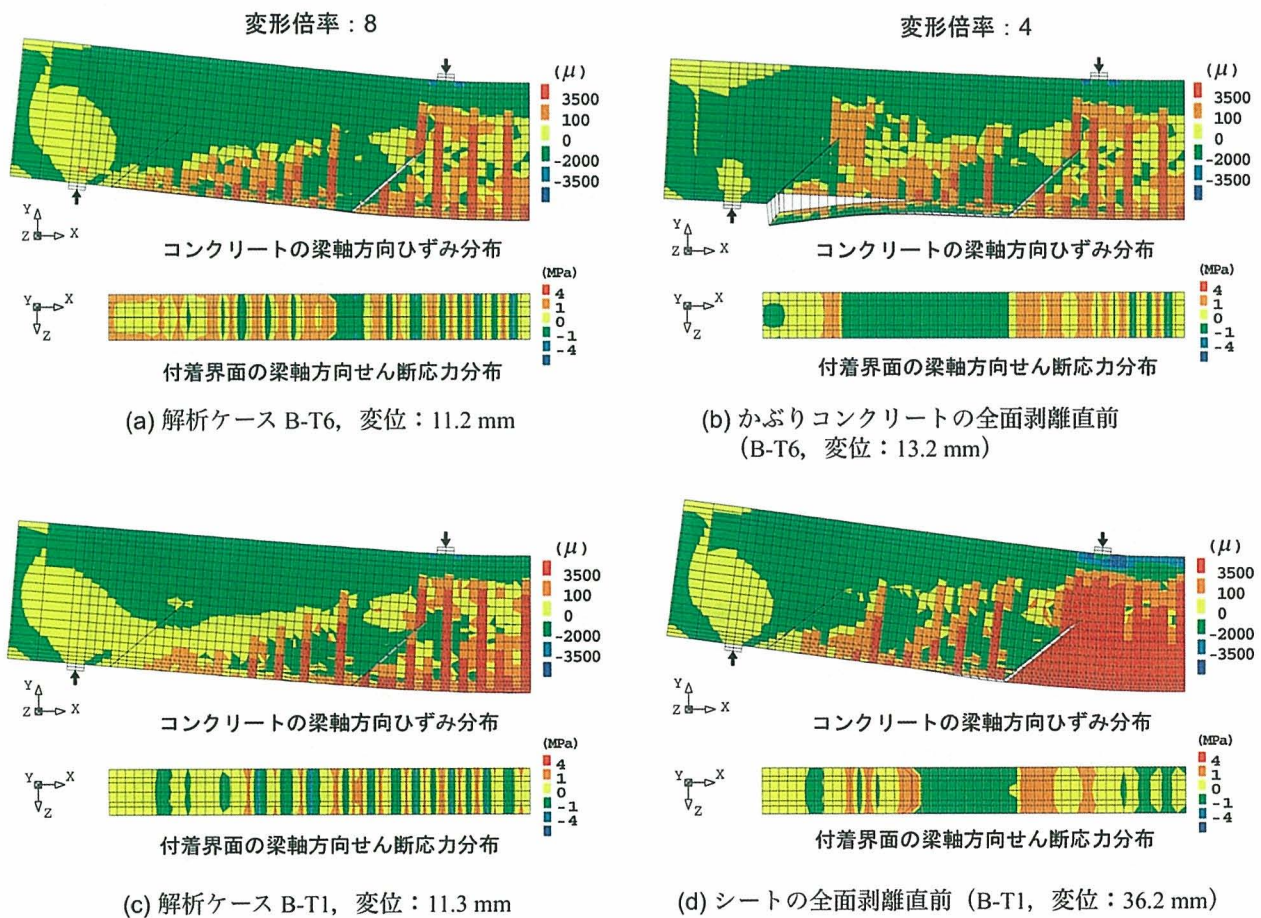


図-12 RC 梁の変形図，梁軸方向におけるコンクリートひずみおよび付着界面のせん断応力コンター図

方，シートの引張力分布をみると，いずれの時点においても，シート厚さが厚いほどあるいは引張剛性が高いほど，シートに生じる引張力も高いことが分かる。なお，図-11 に示す B-E シリーズの各結果にも，B-T シリーズと同様な分布性状が見てとれる。

これらの結果より，補強量 A_f や弾性係数 E_f にかかわらず，引張剛性 $E_f \cdot A_f$ を一定にすることにより，シートに発生するひずみや引張力はほぼ同程度になることが推察される。また，図-10, 11 や表-7, 8 より，シートの引張剛性が高いほど，最大荷重時に到達時点におけるシートの最大ひずみが小さくなる傾向にあることが明らかになった。

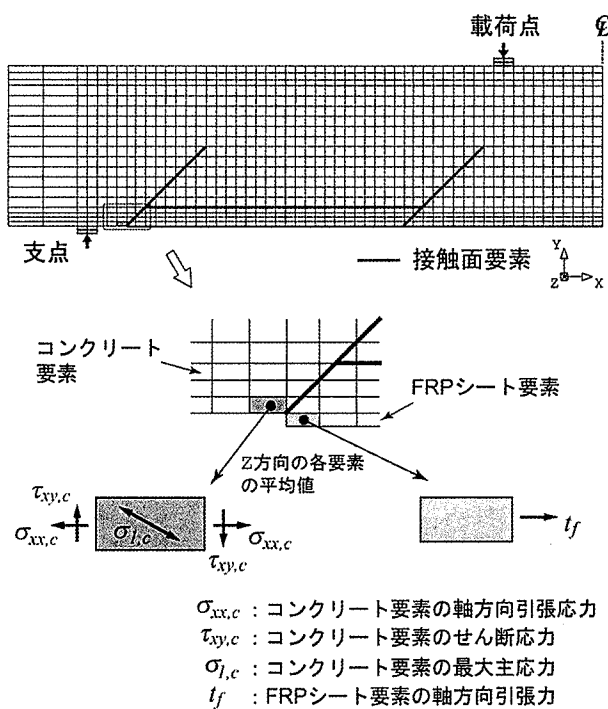
4.3 RC 梁の破壊挙動に関する検討

各解析ケースの破壊形式は，表-7, 8 に示されているように，B-T6/E6 両解析ケースはシート端部におけるかぶりコンクリートの剥離破壊によって終局に至っているが，他の全ての解析ケースは荷重点近傍の斜め離散ひび割れのピーリング作用によるシートの剥離によって終局に至っている。

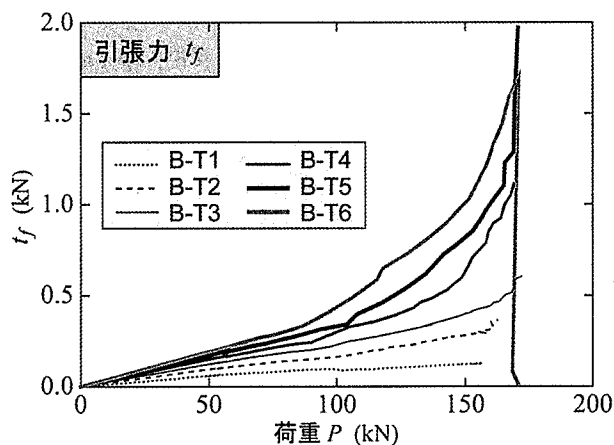
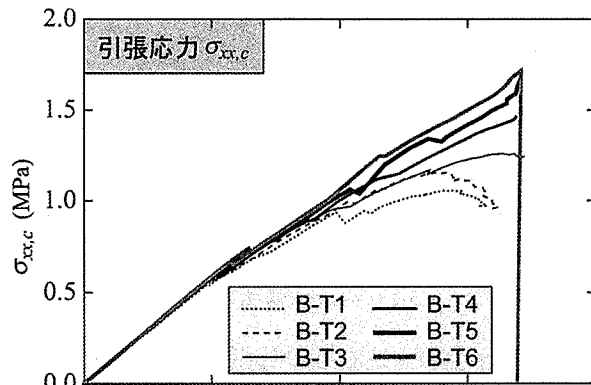
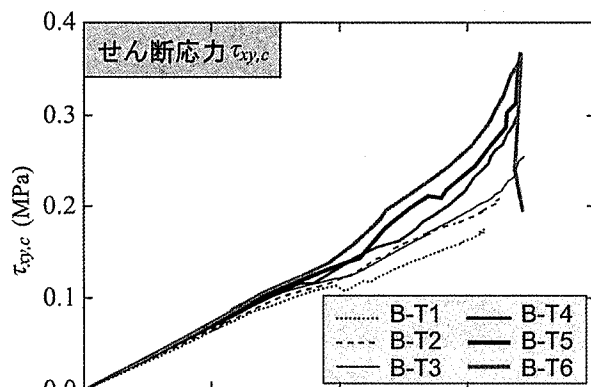
図-12 には，解析ケース B-T1 および B-T6 における RC 梁の破壊状況や付着界面の軸方向せん断応力分

布を比較して示している。(a), (c) 図は，ケース B-T6 のシート端部の斜め離散ひび割れが開口する直前における両ケースの解析結果である。(b), (d) 図は，それぞれ，ケース B-T6 のかぶりコンクリートの全面剥離直前およびケース B-T1 のシート全面剥離直前における解析結果である。なお，梁軸方向ひずみのコンターレベルにおける 100, 3,500 μ は，それぞれ，図-5(a) に示す ε_y および ε_{tu} の概略値である。

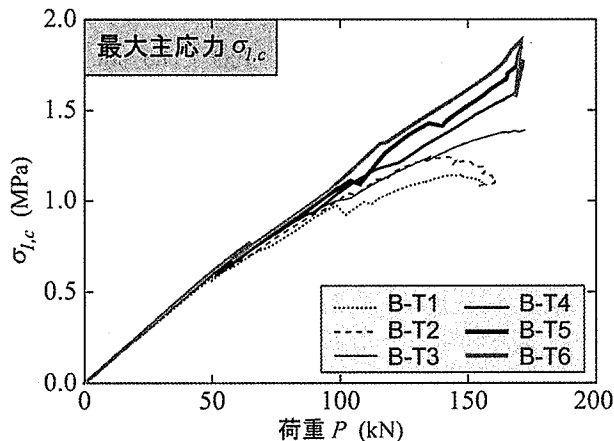
図-12(a) より，この時点までのケース B-T6 には，荷重点近傍の斜めひび割れが開口し，それによるシートの部分剥離も発生している様子がうかがえる。付着界面の応力分布には，剥離した区域の応力はゼロになっている。(c) 図の解析ケース B-T1 の結果を見ると，荷重点近傍の斜めひび割れが開口しているものの，シートの剥離が未だ発生していない様子がみられる。シート端部における付着界面のせん断応力は，解析ケース B-T6 より低く，1MPa 以下になっていることが分かる。(b) 図の解析ケース B-T6 のかぶりコンクリートの全面剥離直前の解析結果には，シートのピーリング破壊と同時に，かぶりコンクリートの剥離破壊も発生していることが分かる。一方，(d) 図より，この時点の解析ケース B-T1 は，シートのピーリ



(a) 出力位置および各応力成分の説明



(c) FRPシート要素の軸方向引張力



(b) コンクリート要素の各応力

図-13 シート端部におけるコンクリート要素の各応力成分およびFRPシート要素の引張力

ング破壊が大きく進行しているものの、シート端部からのかぶりコンクリートは剥離する傾向にないことが分かる。

4.4 各破壊形式の発生メカニズムの検討

シート端部における下縁かぶりコンクリートの剥離破壊の発生メカニズムは、概ね以下のように考えられる。1) シート端部近傍において、コンクリートの最大主応力が引張強度に達することによりひび割れが発生し、そのひび割れは載荷荷重の増加に伴い斜めに進展する；2) 付着界面を介してFRPシートからかぶりコ

ンクリートにせん断応力および引張応力が伝達されるため、かぶりコンクリートが下方に引き剥がされるように作用する。そのことにより、かぶりコンクリートの剥離破壊が発生しかつ載荷点側に進展する。なお、最大主応力およびシートの引張力の大きさは、かぶりコンクリートの剥離破壊の発生および進展速度に重要な影響を与えることも考えられることより、ここではシート端部のコンクリート要素に発生する各応力成分およびシート端部に発生する軸方向引張力について検討を行うこととする。

図-13には、B-Tシリーズを例として、シート端

部におけるコンクリート要素に発生するせん断応力 $\tau_{xy,c}$, 引張応力 $\sigma_{xx,c}$, 最大主応力 $\sigma_{1,c}$, およびシート端部に発生する軸方向引張力 t_f を示している。なお、いずれの場合においても最大荷重時までの結果を示している。

(b) 図のコンクリート要素の各応力成分より、シート引張剛性が高いほど、同一荷重時におけるせん断応力 $\tau_{xy,c}$, 引張応力 $\sigma_{xx,c}$ および最大主応力 $\sigma_{1,c}$ のいずれも大きくなっていることが分かる。また、B-T6の結果に着目すると、最大荷重時に達する前に三方向応力成分はすべて低下していることが分かる。これは、最大荷重時に達した時点で既にシート端部のかぶりコンクリートの剥離破壊が進行していることによるものと推察される。

(c) 図のFRPシート要素の軸方向引張力 t_f の分布より、シート引張剛性が高いほど、同一荷重レベルにおける引張力 t_f も大きく示されている。ただし、解析ケース B-T6 の場合には、最大荷重時に達した時点でシート端部のかぶりコンクリートの剥離破壊が発生しているため、引張力 t_f がゼロ近傍まで低下している。

以上の考察より、曲げ補強シートの引張剛性が高いほど、1) シートに発生する引張力 t_f も大きくなる、2) シートに発生する引張力により、コンクリートに伝達される引張力も大きくなるためその最大主応力 $\sigma_{1,c}$ も大きくなる、3) そのため、シート端部における斜めひび割れの開口およびかぶりコンクリートの剥離破壊がより早期に発生する傾向にあること、が考えられる。

さらに、各解析ケースの破壊挙動を検討すると、シートの引張剛性が高い場合には、引張剛性が小さい場合に比較してもピーリング作用を励起する斜めひび割れの開口やシートの剥離が早期に発生する傾向にあることが明らかになった。これらの原因として、曲げ補強シートの引張剛性が高いほど、1) RC 梁の曲げ剛性が増加するのに対して、せん断耐力が増加しないため、RC 梁の耐荷機構が曲げ抵抗型からせん断抵抗型に移行する傾向を示し、シート剥離を励起する要因となるかぶり部の斜めひび割れの開口が早期に発生すること、2) シート剥離開始後の同一変位時には、シートに発生する軸方向引張力も大きくなるため、対応して付着界面に発生するせん断応力も大きくなり、シート剥離が早期に進展すること、等が考えられる。

5. まとめ

本論文では、RC 梁の耐荷性状や破壊挙動に及ぼす曲げ補強 FRP シートの引張剛性の影響を数値解析的に検討を行った。解析では、著者らが過去に提案した解析手法を用い、コンクリートのひび割れ破壊、主鉄筋のすべりおよびシートの剥離を適切に考慮している。解析対象は、1) 弾性係数を一定にして厚さを変化

させる場合、2) 厚さを一定にして弾性係数を変化させる場合、および3) 引張剛性を一定にして弾性係数および厚さを同時に変化させる場合、の3シリーズである。また、各解析結果間の比較を行うことにより、RC 梁の耐荷性状や破壊挙動に及ぼす FRP シートの引張剛性の影響を数値解析的に検討した。本研究に得られた知見を整理すると、以下のとおりである。

- 1) FRP シート曲げ補強矩形 RC 梁を4点曲げ載荷する場合において、シートの引張剛性が高いほど補強後の RC 梁の剛性が高くなる一方、シート剥離の誘因となるピーリング作用を励起する斜めひび割れの開口が早期に発生し、より小さい変位でシートの全面剥離によって終局に至る。
- 2) また、シートの引張剛性が高いほど、シートに発生する引張力も大きくなるため、シートの引張によって、シート端部における斜めひび割れの開口およびかぶりコンクリートの剥離破壊が早期に誘発される。そのため、補強シートの引張剛性の増加に伴い、RC 梁の破壊形式は、斜めひび割れによるシートのピーリング破壊からシート端部におけるかぶりコンクリートの剥離破壊に移行する傾向にあることが解析的に明らかになった。
- 3) 引張剛性が同程度である場合には、シートの厚さや弾性係数の大きさによらず RC 梁の耐荷性状はほぼ同様であることが数値解析的に明らかになった。

参考文献

- 1) Triantafyllou, T. C., and Plevris, N.: Strengthening of RC beams with epoxy-bonded fibre-composite materials, *Materials and Structures*, Vol. 25, pp. 201-211, 1992.
- 2) Buyukozturk, O., and Hearing, B.: Failure behavior of precracked concrete beams retrofitted with FRP, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 2, No. 3, pp. 138-144, 1998.
- 3) 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, No. 725/V-58, pp. 255-272, 2003.
- 4) 張 広鋒, 岸 徳光, 三上 浩: 離散ひび割れ配置モデルの FRP シート曲げ補強 RC 梁に関する数値解析への適用性, 構造工学論文集, Vol. 51A, pp. 1037-1048, 2005.
- 5) Naaman, A.E., Park, S.Y., Lopez, M.M., Till, R.D.: Parameters Influencing the Flexural Response of RC Beams Strengthened Using CFRP Sheets, *FRPRCS-5*, pp. 117-125, 2001.
- 6) 張 広鋒, 岸 徳光, 三上 浩, 栗橋祐介: RC 梁の耐荷性状に及ぼす曲げ補強 FRP シートの引張

剛性の影響に関する実験的研究, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol. 4, pp.383-388, 2004.

7) 土木学会, コンクリート標準示方書, 2002.

8) Nonlinear Analysis User's Manual (7.2), TNO Building and Construction Research.

9) CEB-FIP Model Code 1990, Thomas Telford.

10) 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.

(2005 年 9 月 10 日受付)