

連続繊維シート補強RC柱の じん性予測に関する力学モデル

上原子晶久¹・下村 匠²・丸山久一³・新保学幸⁴

¹正会員 博(工) 弘前大学助手 理工学部地球環境学科 (〒036-8561 弘前市文京町3)

E-mail: kami@cc.hirosaki-u.ac.jp

²正会員 博(工) 長岡技術科学大学助教授 工学部環境・建設系 (〒940-2188 長岡市上富岡町1603-1)

³フェロー会員 Ph. D. 長岡技術科学大学教授 工学部環境・建設系 (同上)

⁴修(工) 榊大林組広島支店 (〒730-0041 広島市中区小町1-25)

本論文は、著者らの開発した連続繊維シートで巻立て補強された鉄筋コンクリート柱部材のじん性予測法について述べるものである。本予測法は、実験において観察されたシート補強RC柱の変形・破壊性状を力学モデルにより表現したものであって、せん断ひび割れの発生・開口、およびひび割れを跨ぐシートの剥離を考慮している。検証の結果、提案予測法はシート補強RC柱のじん性を変形・破壊メカニズムと関連づけて予測できることが明らかとなった。また、感度解析の結果、シート補強RC柱部材のじん性には、シートの破断ひずみの影響が敏感に現れること、シートとコンクリートの界面剥離に関する特性はあまり影響しないことなどを明らかにした。

Key Words: ductility, continuous fiber sheet, retrofit, RC column, bonding, and delaminating

1. はじめに

連続繊維シートを用いた既設コンクリート構造物の補修補強は、適用実績の増加とともに、各種設計施工指針が刊行^{1)~5)}されるなど、学協会による技術の体系化が進んだ。シート補強部材の耐荷力やじん性など力学性能の主要な指標値に関して、実用的な算定方法がひとつとおり整備された。しかしながら、より優れた性能評価法の研究開発を継続的に行ってゆくべきであるのは当然である。本研究は、シート補強コンクリート柱のじん性予測手法の開発を目的とするものである。

周知のように、構造物の耐震性能の向上を目的に補強を施す際、部材のじん性(変形能)が力学性能の主要な指標となっている。2000年に刊行された土木学会「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」¹⁾には、連続繊維シートにより巻立て補強された柱部材のじん性率について、実験結果のデータベースをもとに作成された以下の算定式が掲載されている。

$$\mu_f = 1.16 \cdot \frac{(0.5 \cdot V_{cu} + V_{su})}{V_{mu}} \times \left\{ 1 + \alpha_0 \frac{\varepsilon_{fu} \cdot \rho_f}{V_{mu} / (B \cdot z)} \right\} \quad (1)$$

$$+ 3.58 \leq 10$$

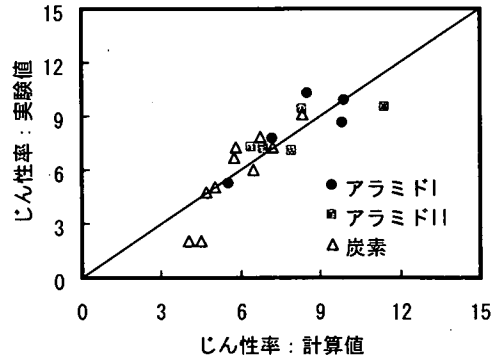
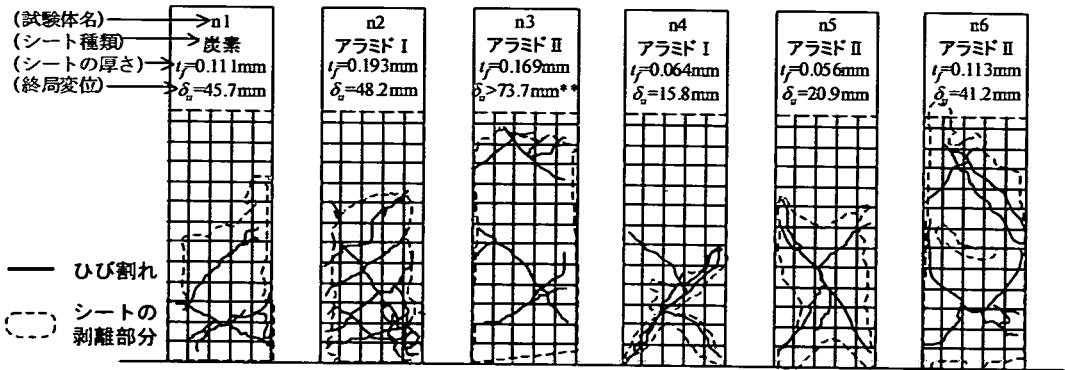


図-1 指針式(1)の算定精度

$$\rho_f = \frac{2 \cdot n_f \cdot t_f \cdot S'_f}{S_f \cdot B} \quad (2)$$

ここに、 μ_f は連続繊維シートにより補修補強された部材のじん性率、 V_{cu} はせん断補強鋼材を用いない棒部材のせん断耐力、 V_{su} はせん断補強鋼材により受け持たれる棒部材のせん断耐力、 V_{mu} は部材が現有曲げ耐力に達する時の最大せん断力、 ε_{fu} は連続繊維シートの終局ひずみ、 ρ_f は連続繊維シートのせん断補強率比で式(2)による、 α_0 は部材のじん性率の算出に用いる係数(帯鉄筋によりせん断補強されている柱



*: $11\delta_u$ (δ_u は降伏変位) まで交番荷重しても耐力の低下が起こらなかったため、 $11\delta_u$ 以降はシートが破断するまで単調荷重した。アラミド繊維シートは、載荷点変位が176mmで破断した。

図-2 正負交番荷重を受けるシート補強RC柱の終局破壊性状¹²⁾

に対しては α_0 として帯鉄筋の弾性係数を用いる), B は部材の幅, z は圧縮合力の作用位置から引張鋼材図心までの距離 (一般に $d/1.15$ とする), n_f は連続繊維シートの枚数, t_f は連続繊維シート1枚の厚さ, S_f は連続繊維シートのシート幅, そして S_j は連続繊維シートの配置間隔である。

指針式(1)は, シート補強構造物の耐震性能を具体的に算定できる実用的で簡便な方法を, はじめて提示したという点において重要な意味を持つ。図-1は指針式(1)のバックデータとなった実験結果^{3)~9)}と, 指針式(1)による計算結果との比較を示したものである。このように指針式(1)は, 実際のシート補強鉄筋コンクリート柱による正負交番荷重試験の結果をもとに作成されている性格上, 適用範囲内のデータに対しては高い精度を有していることがわかる。しかしながら, 物理的意味を持たない実験式であるので, 適用範囲や発展性に限界がある宿命にある。

一方, 構造物の挙動を予測する方法のうち, 実験式の対極に位置づけられる方法は, 現象の機構に立脚し, 理論的に予測する方法である。シート補強構造物の耐荷性状に関し, これを最も理想的に実現する方法は, 連続繊維シートに関する力学モデルを組み込んだ有限要素解析により, シート補強コンクリート構造物の変形・破壊現象を忠実に再現する方法であると考えられる。このような方法は, 高い汎用性と広い適用範囲が期待される。しかし, まだ開発途上にあり, 一般的な補強設計に実用されるには時間を要すると思われる。

そのような現状をふまえ, 著者らは, コンクリートとの付着に代表される連続繊維シート特有のメカニズムに立脚しながらも, 比較的簡単な計算により, シート補強部材の耐荷性状を実用的なレベルで予測する方法の開発に取り組んでいる。簡便であるが発

展性に乏しい実験式と, 汎用性に優れるが複雑な有限要素解析との中間に位置する性能評価法として, 現時点では有効な方法であると考えている。これまでに著者らは, シート補強棒部材のせん断耐力の予測法を構築した¹⁰⁾。本論文では, これを発展させたシート補強柱部材のじん性予測モデルについて述べる。本法は, 連続繊維シートとコンクリートの付着・剥離機構¹¹⁾と, せん断ひび割れの形成が関連するRC柱のマクロな耐荷機構を力学モデルにより表現した, 柱部材のじん性予測法である。既報¹²⁾において, その概要を述べたが, その後, 細部の計算仮定, 各影響因子の感度, 計算精度について検討を重ね, 改良を加えた。本論文では, それらを詳細かつ総合的に論じる。

2. じん性予測モデルの提案

(1) シート補強RC柱の耐荷機構に関する考察

著者らの開発したじん性予測モデルは, シート補強RC柱のじん性を支配する主要なメカニズムを実験的に見出し, これを簡便な力学モデルにより表現することを基本としている。

まず, 連続繊維シートの種類, 補強量を実験変数とした系統的なシート補強RC柱の正負交番荷重試験¹²⁾(試験体の諸元などについては, 表-1を参照されたい)を行い, その結果より, シート補強RC柱の破壊性状と終局変位との間に, 以下の定性的な傾向を見出した。

- 部材の終局変位は, せん断ひび割れが発生する領域の大きさ, およびシート剥離面積の大きさと相関がある。(図-2)せん断ひび割れとシートの剥離が広い範囲に及んで終局状態を迎える

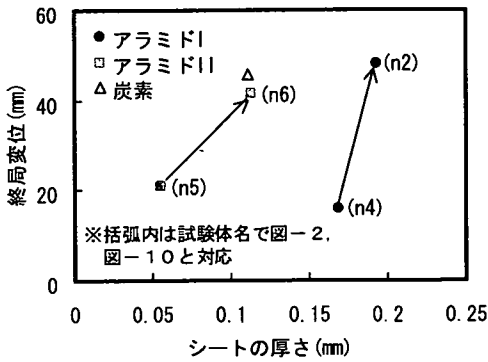


図-3 正負交番載荷試験の結果による終局変位とシート厚さとの関係

試験体は終局変位が大きい。逆に、せん断ひび割れが少ない段階でシートの破断が生じ、終局となる試験体は終局変位が小さい。

- シートの種類が同一ならば、補強量（シートの厚さ）の大きい試験体ほど、終局変位が大きい。

(図-3)

- 部材の破壊過程は、せん断ひび割れが初めに柱基部付近に発生し、その後さらに上部にせん断ひび割れが発生する場合と、上部にひび割れが発生せずに最初のひび割れを跨ぐシートが破断する場合とに大別される。
- せん断ひび割れは、試験体によって多少の差があるものの、約45度の角度で発生する。

(2) モデルの概要

(1) で述べた実験で観察された現象の特徴を、力学モデルにより表現する。部材に徐々に载荷した際の初期状態から破壊に至る過程を、せん断ひび割れの発生・進展に着目し、図-4のようにモデル化することとする。

- ① せん断ひび割れ発生前は、軸方向に一樣な剛性を持つはりとして振舞う。
- ② 荷重を増加させてゆくと、ある段階で柱基部に最初のせん断ひび割れが形成される。せん断ひび割れ発生後は、部材の変形の大部分がせん断ひび割れの開口に起因することとなる。
- ③ シート補強量が小さい場合、第一せん断ひび割れを跨ぐシートが破断条件に達し、終局となる。
- ④ シート補強量が大きい場合、③は起こらず、第一せん断ひび割れより上部の領域に第二せん断ひび割れが形成される。その後の部材の変形は、両せん断ひび割れの開口によりもたらされる。
- ⑤ さらに载荷すると、せん断ひび割れを跨ぐシート

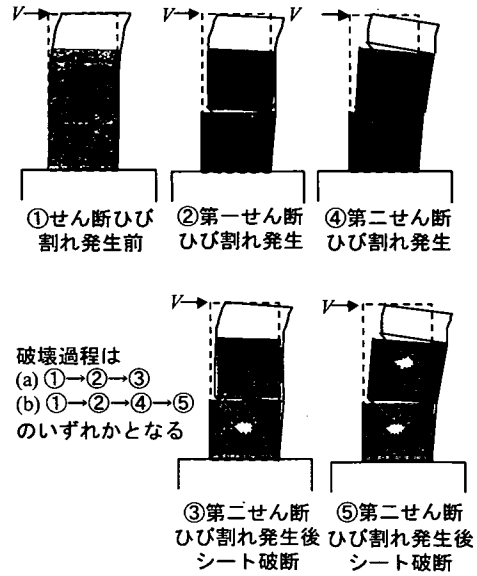


図-4 モデル化した破壊過程

が破断条件に達し、終局となる。

(3) 定式化と計算方法

提案モデルの計算フローを図-5に示す。モデル化された試験体の変形性状を図-6に示す。

a) せん断ひび割れ発生前

せん断ひび割れ発生前は、部材を弾性はりとしてみながら応力解析を行う。断面の曲げ剛性は、通常の鉄筋コンクリートの曲げ理論に基づいて算定する。

b) せん断ひび割れの発生

せん断ひび割れの発生条件は、曲げモーメントにより規定する。

$$M_c = V_c \times a \quad (3)$$

$$V_c = 0.2(f'_c \cdot p_t)^{1/3} \cdot (d/1000)^{-1/4} \times [0.75 + 1.4/(a/d)] \times B \cdot d \quad (4)$$

ここに、 M_c はせん断ひび割れ発生モーメント、 V_c は斜めひび割れ発生荷重で二羽らが提案した式(4)¹³⁾により算定する、 a はせん断スパンの長さ、 f'_c はコンクリートの圧縮強度[N/mm²]、そして p_t は軸方向鉄筋比[%]である。シート補強部材のせん断ひび割れ発生荷重に及ぼすシートの影響は、まだ十分に明らかにされていないので、本研究では、式(4)においてシートの影響を考慮しないこととする。なお、同じ仮定に基づき、シート補強棒部材のせん断耐力を十分な

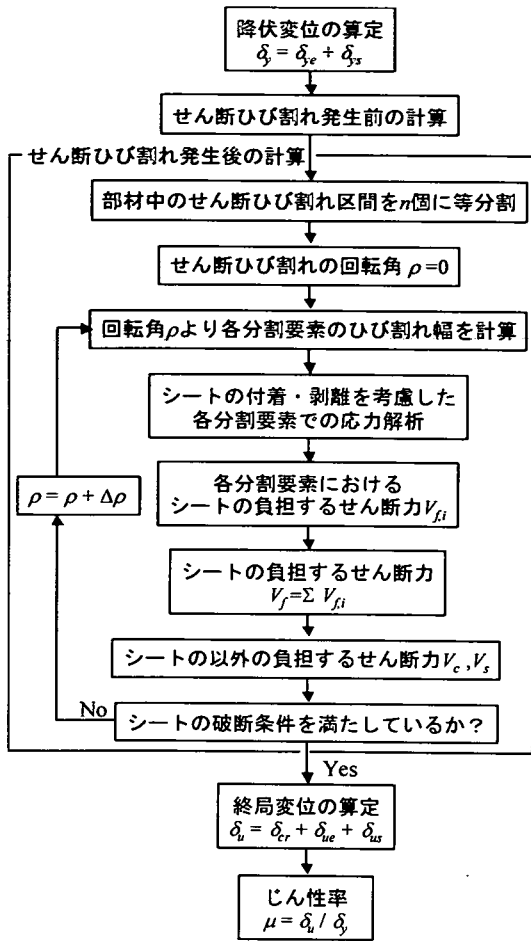


図-5. 計算フロー

精度で算定可能であることを確認している¹⁰⁾。

部材中のある断面で式(3)が満たされたなら、その断面を起点に45度の角度で斜めひび割れが発生すると仮定する。本研究で対象としている柱の場合、柱基部において、式(3)のせん断ひび割れ発生条件が最初に満たされることになる。せん断ひび割れが柱基部を起点に45度で発生する傾向は、図-2の実験結果にも見られる。

せん断ひび割れが横断している区間は、それ以降弾性はりではなく、ひび割れの先端を回転中心とした剛体回転により変形をモデル化する。残りの区間は、引き続き弾性はりとみなす。なお、柱の変形の大部分が、せん断ひび割れ発生区間の変形によるものであるため、弾性変形の計算精度は部材全体の変形の計算結果にあまり影響を及ぼさない。

さらに載荷を続け、弾性はりの区間において再び

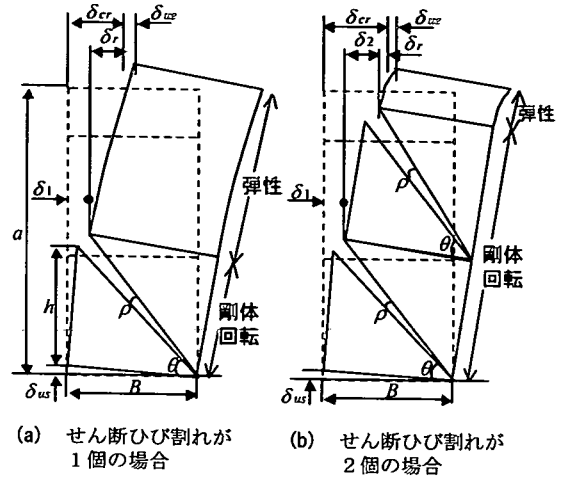


図-6 モデル化された部材の変形状

式(3)のせん断ひび割れ発生条件が満たされたなら、図-6に示したように第二のせん断ひび割れを発生させる。

このように、せん断ひび割れの発生を、せん断力ではなく、曲げモーメントにより規定したのは、実験において観察されたせん断ひび割れ領域が上方に進展する状況を再現するためである。なお、せん断ひび割れ領域の進展を模した第二のせん断ひび割れの発生は、荷重が増大したことよりもむしろ変形が進んだことにより生じたと考える方が自然であるかも知れない。しかし、第一せん断ひび割れと同じ発生基準を仮定する方が計算ルールを単純化でき統一性があること、および、本計算モデルは部材の耐荷力よりもむしろ変形を正しく予測することに主眼を置いていることより、曲げモーメントによりせん断ひび割れの発生を規定することにした。なお、正負交番載荷時には、X型のせん断ひび割れが形成されるが、計算モデルでは、簡単のため一方の斜めひび割れを想定した。また、せん断ひび割れの角度は、シートの補強量や部材の諸元、導入されるひび割れの個数などによらず一定にした。

c) せん断ひび割れの開口

せん断ひび割れが発生した区間は、ひび割れの先端を回転中心とした剛体回転により、ひび割れの開口を表現する。

せん断ひび割れ区間では、作用せん断力 \$V\$ はコンクリート、せん断補強鉄筋、連続繊維シートにより受け持たれる。

$$V = V_c + V_s + V_f \quad (5)$$

ここに、 V_c はコンクリートの負担するせん断力、 V_s はせん断補強鉄筋が負担するせん断力、 V_f は連続繊維シートが負担するせん断力である。コンクリートの負担するせん断力 V_c は、既報¹²⁾では斜めひび割れ発生荷重に等しい一定値とした。本論文では、まず V_c を一定値として計算した結果を示すが、第3章では、これを変形状態の関数とした場合についても検討する。せん断補強鉄筋の負担するせん断力は、せん断補強鉄筋が降伏していると仮定して、既往の算定式¹⁾により算定する。

ひび割れを跨ぐ連続繊維シートの剥離の進行、およびシートの負担するせん断力 V_f は、シート補強棒部材のせん断問題に関する研究において、著者らが開発した計算法¹⁰⁾を用いる。本法は、一軸引張付着試験より導出した連続繊維シートとコンクリートの付着構成モデル¹¹⁾を用いて、シートの剥離進展解析を行う方法である。この計算法の詳細は既報¹⁰⁾に記したので、本論文では割愛するが、手順の概要を以下に述べる。

図-5に示した計算フローの、せん断ひび割れ発生後の計算の部分が相当する。まず、せん断ひび割れの回転角 ρ を与える。各断面におけるせん断ひび割れ幅は、回転角 ρ の関数として表される。このひび割れ幅を適合条件として、その断面におけるシートの剥離状況の解析を行うことにより、その断面におけるシートの引張力が求まる。このようにして求まるシートの引張力を部材全長にわたって総和をとることで、最初に与えた回転角 ρ に対応するシートのせん断力 V_f を求めることができる。

d) 破壊条件

著者らが行ったシート補強 RC 柱の正負交番載荷試験¹²⁾では、いずれの試験体も最終的にはシートの破断によって終局を迎えた。提案モデルでは、せん断ひび割れを跨ぐシートの破断をもって、部材の破壊を判定することにする。剥離進展解析の結果、シートのひずみが評価されるので、これが破断ひずみに達するかどうかにより、シートの破断を判定する。

なお、既報¹⁰⁾において、シート補強棒部材のせん断耐力算定法を検討した際には、実験事実に基づき、部材の破壊モードとして、シートの破断とコンクリートの圧縮破壊の二種類を考慮した。しかし、シート補強柱の正負交番載荷の場合は、現段階では、破壊モードが明確にコンクリート圧縮破壊モードであることが確認できるデータが無いので、当面シートの破断のみを考慮することにした。

先述したように、シートの補強量等の条件によっては、第一せん断ひび割れを跨ぐシートが破断条件に達する以前に、第二せん断ひび割れの発生基準が

満足される場合がある。複数のせん断ひび割れが発生する場合でも、最終的にはシートの破断により部材の終局状態となる。

e) 終局変位およびじん性率

部材の載荷点の終局水平変位は、以下により算定する。

$$\delta_u = \delta_{cr} + \delta_{ue} + \delta_{us} \quad (6)$$

ここに、 δ_{cr} はせん断ひび割れの開口による水平変位、 δ_{ue} はせん断ひび割れの発生していない区間の変形による水平変位、 δ_{us} は主鉄筋のフーチングからの伸出しによる水平変位である。

各変位成分は、以下のように計算する。

せん断ひび割れの開口による水平変位 δ_{cr} は、ひび割れの開口を剛体回転によりモデル化することにより評価する。

$$\delta_{cr} = (\delta_1 + \delta_2 + \dots + \delta_n) + \delta_r = \sum_{i=1}^n \delta_i + \delta_r \quad (7)$$

ここに、 δ_n は n 番目のせん断ひび割れの剛体回転による水平変位、 δ_r はせん断ひび割れの発生していない弾性区間の剛体回転によって生じる変位である。 n はせん断ひび割れの個数であり、本論文の計算例では1または2である。 δ_n 、 δ_r は以下の式で求められる。

$$\delta_n = 2h \cdot \sin\left[\frac{\rho}{2} + \rho(n-1)\right] \cdot \sin\frac{\rho}{2} + h \cdot \sin(n \cdot \rho) \quad (8)$$

$$\delta_r = (a - n \cdot h) \sin(n \cdot \rho) \quad (9)$$

ここに、 h はひとつのせん断ひび割れ区間の長さであり、以下の式により表される。

$$h = \frac{B}{\tan \theta} \quad (10)$$

ここに、 θ はせん断ひび割れの発生角度であり、45度とする。

次に、せん断ひび割れの発生していない区間の変形による水平変位 δ_{ue} は、弾性解析により評価する。

$$\delta_{ue} = \frac{V \cdot (a - n \cdot h)^3}{3EI} \cdot \cos(n \cdot \rho) \quad (11)$$

ここに、 E はコンクリートの弾性係数、 I は鉄筋の集

表-1 検証に用いた実験データ

出典	繊維種類	軸圧縮力 (kN)	幅 (高さ) (mm)	有効高さ (mm)	せん断スパン比	コンクリート圧縮強度 (N/mm ²)	軸方向鉄筋				連続繊維シート				実験結果	
							降伏強度 (N/mm ²)	鉄筋比 (%)	降伏強度 (N/mm ²)	補強筋比 (%)	厚さ (mm)	引張強度 (N/mm ²)	弾性係数 (kN/mm ²)	補強比 (%)	じん性率	最大荷重 (kN)
新保ら ¹²⁾	炭素	0	500	460	2.7	33.5	350	1.00	287.7	0.05	0.111	4290	261	0.04	7.8	307
	アラミドI	0	500	460	2.7	28.2	350	1.00	287.7	0.05	0.193	2720	131	0.08	8.3	304
	アラミドI	0	500	460	2.7	41.1	350	1.00	287.7	0.05	0.064	2720	131	0.03	3.2	292
	アラミドII	0	500	460	2.7	42.4	350	1.00	287.7	0.05	0.056	2850	83	0.02	4.3	278
	アラミドII	0	500	460	2.7	28.6	350	1.00	287.7	0.05	0.113	2850	83	0.05	7.9	299
増川ら ¹³⁾	炭素	529	600	540	4.4	32.2	400	0.62	320.8	0.03	0.033	2740	246	0.01	2.0	433
	炭素	529	600	540	4.4	30.7	400	0.62	320.8	0.03	0.167	2740	235	0.06	4.5	437
舟川ら ¹⁴⁾	炭素	1901	600	534	2.8	35.2	372	1.49	337.0	0.08	0.668	3830	222	0.22	5.7	1221
	炭素	1901	600	534	2.8	40.8	372	1.49	337.0	0.08	1.336	3830	222	0.45	7.0	1249
	炭素	1901	600	534	2.8	38.6	372	1.49	337.0	0.08	2.004	3830	222	0.67	7.3	1260
堀口ら ¹⁷⁾	炭素	160	400	360	3.4	40.0	348	0.83	380.0	0.23	0.167	4170	249	0.08	6.5	142
	炭素	160	400	360	3.4	38.3	344	0.83	380.0	0.23	0.141	2600	643	0.07	6.0	138

合断面をコンクリートの断面に換算して求めた断面2次モーメントである。

終局時の主鉄筋の伸出しによる水平変位 δ_{us} は、既報¹²⁾では考慮していなかったが、本論文では、石橋らが提案した式¹⁴⁾により評価することにする。

$$\delta_{us} = \frac{a[0.83 - 0.054(D/\phi) + 0.015(D/\phi)^2]}{d - x_{nu}} \quad (12)$$

ここに、 D は主鉄筋の中心間隔、 ϕ は主鉄筋径、そして x_{nu} は終局時における圧縮縁から中立軸までの距離である。

一方、部材のじん性率 μ は以下の式で定義される。

$$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_y} \quad (13)$$

ここに、 δ_y は主鉄筋降伏時の載荷点変位であり、以下の式により求める。

$$\delta_y = \delta_{ye} + \delta_{ys} \quad (14)$$

ここに、 δ_{ye} は主鉄筋降伏時の弾性変形による載荷点変位で、通常の鉄筋コンクリートの曲げ解析法により求める。 δ_{ys} は降伏時における主鉄筋の伸出しによる水平変位であり、終局時の伸出し量と同様に、石橋らが提案した式¹⁴⁾により評価する。

$$\delta_{ys} = \frac{a[0.70 - 0.054(D/\phi) + 0.017(D/\phi)^2]}{d - x_{ny}} \quad (15)$$

ここに、 x_{ny} は降伏時における圧縮縁から中立軸までの距離である。なお、主鉄筋降伏時の載荷点変位 δ_y については、終局水平変位 δ_u の算定方法と異なり、せん断ひび割れの開口による水平変位を考慮しない。これは、提案モデルにおいて、せん断ひび割れ発生前は、部材を弾性はりとみなして各変位成分を計算していることによる。また、シート補強後の部材において、主鉄筋降伏時に発生する実際のせん断ひび割れの開口量は、無視できるほどに小さく、水平変位への寄与分は少ないと解釈している。

3. じん性予測モデルの検証

提案計算モデルは、シート補強柱のじん性を予測することを目的に開発したものであるが、簡便ながらも現象のメカニズムに立脚した構造物の応力解析の体裁をとっているため、変形のみならず、荷重、破壊形態が原理的に計算結果として得られる。以下に、提案モデルによる計算結果の精度と特徴について検証する。

(1) じん性率

図-7に提案モデルによるシート補強RC柱のじん性率の計算値と実験値との比較を示す。実験データは、既往の研究^{12), 15)~17)}によるものである(表-1)。これらのデータは、終局時にシートが破断しているものを選定し、主鉄筋の破断が先行したデータ、シートが終局時に破断していないデータは除外した。なお、ここで用いた全てのデータは、図-1で指針式(1)の検証に用いた実験データとは異なるものである。表-1中の最大荷重とじん性率の実験値は、正負の相加平均値である。

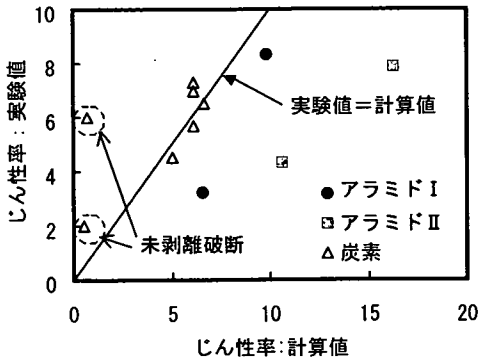


図-7 提案モデルによるシート補強RC柱のじん性率の計算値と実験値との比較 (計算では、 V_c を一定にした)

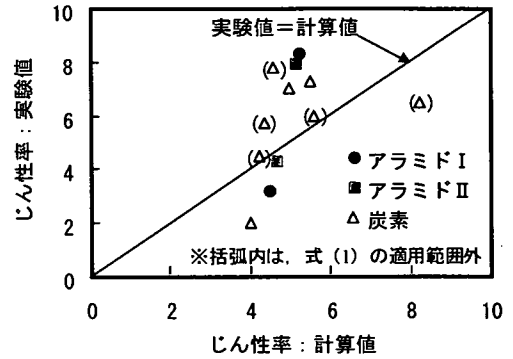


図-8 指針式(1)によるシート補強RC柱のじん性率の計算値と実験値との比較

図-7より、提案モデルは実験値の概略を予測し得るものの、算定精度が低いケースも見られる。特に、シート補強量が少ない範囲で、実験結果を過小評価している(図中において点線で囲んだ点)。これらは、計算結果では、シートの剥離が生じる前にシートが破断する未剥離破断¹⁹⁾が判定されている。しかし、当該データを収録した論文^{15), 17)}によると、実際にはこのような現象が発生しなかったと判断できる。このように、提案モデルによる計算結果は、実験結果と整合しないところも見られた。特に、炭素、及びアラミド I よりも破断ひずみが大きいアラミド II で実験値を過大に評価している。これは、提案モデルの場合は、シートの破断ひずみの大小が計算されるじん性率に大きく影響しているためである。このことについては、本論文5章に著した各種要因の感度解析で詳細に述べる。しかしながら、全体として、シート補強量が大きくなるにつれてじん性率が大きくなる傾向は提案モデルによって表現されている。

図-7と同じデータに対して、指針式(1)でじん性率を算定した結果を図-8に示す。これらのデータには、連続繊維シートは弾性係数と補強量に関して式(1)の適用範囲外のもの(図-8において括弧で囲んだ点)も含まれているが、ここでの検討例では、著しく算定精度を損なうことはなかった。図-9にこれらの実験データと指針式(1)の適用範囲の関係を示す。

(2) 破壊性状

定式化の際に述べたように、提案予測モデルは、せん断ひび割れの発生と開口、シートの剥離を考慮することにより、シート補強 RC 柱のじん性を予測

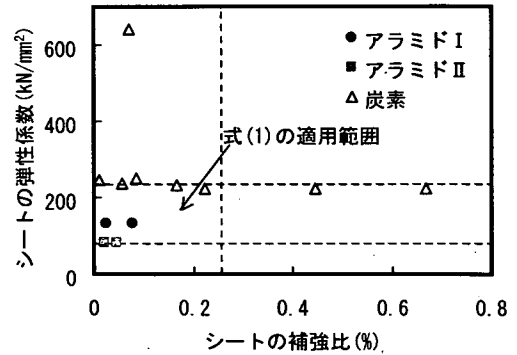


図-9 本検討で使用した実験データと指針式(1)の適用範囲の関係

する仕組みとしていることが特徴である。このことが、実効性を持つかどうかを検討するため、図-10に計算で得られたせん断ひび割れの発生状況とシートの剥離領域を示した。

実験結果(図-2)と比較すると、計算結果は実際の破壊性状の傾向を良好に再現していることがわかる。すなわち、せん断ひび割れが少なく、シートの剥離領域が小さい段階で終局に至った試験体ではじん性が小さくひび割れとシートの剥離が広範囲に及んだ試験体ではじん性が大きい傾向が計算結果に現れている。

このことが提案予測モデルの最大の特徴であり、これに成功した時点で、提案モデルの大筋の妥当性は確認できたと考えている。

(3) 最大荷重

図-11に最大荷重の実験値と計算値との比較を示す。全体として、提案モデルによる計算値は実験値よりも過大であると言える。これは、本論文で用いた実験結果では、曲げによる主鉄筋の降伏が生じ

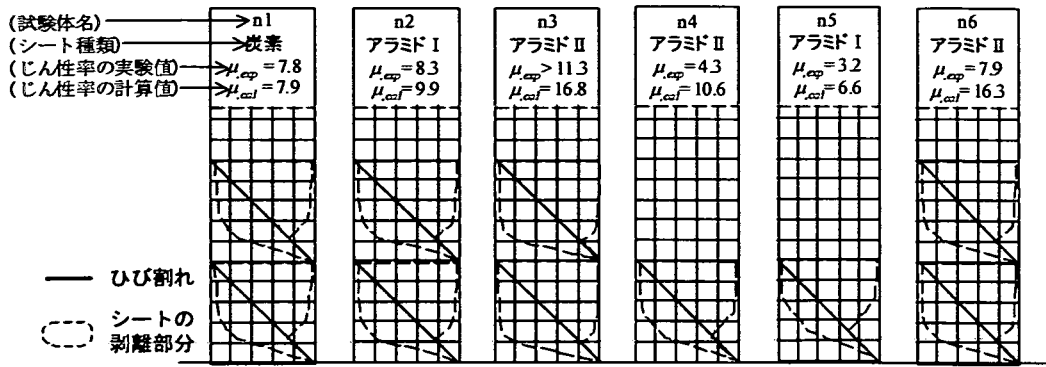


図-10 提案モデルで得られたせん断ひび割れの発生状況とシートの剥離領域

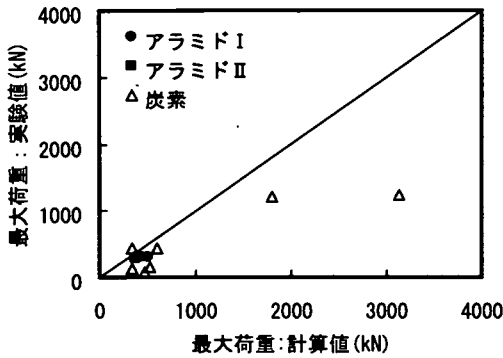


図-11 提案モデルによる最大荷重の計算値と実験値との比較 (計算では、 V_c を一定にした)

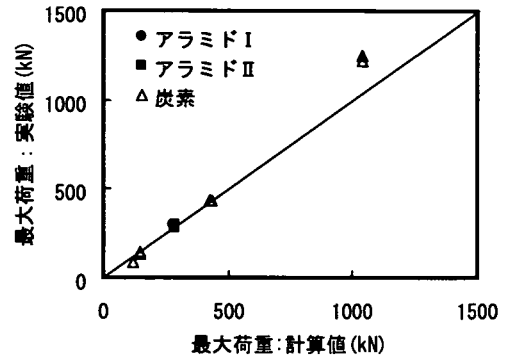


図-12 曲げ降伏荷重の計算値と最大荷重の実験値との比較

ており、それ以降荷重がほとんど増大していないためである。提案モデルは、シート補強部材のせん断耐力算定法¹⁰⁾をベースにしているため、曲げによる主鉄筋の降伏で最大荷重が決まるケースを想定していない。提案モデルでは、水平変位が大きくなるに従って、せん断ひび割れの回転角 ρ が増加する。その結果、回転角 ρ の関数であるシートの負担するせん断力 $V_f(\rho)$ が増加し、終局水平変位時には、提案モデルで評価される最大荷重が、実際の曲げによる降伏荷重を過大に評価してしまうのである。

以上の推察を裏付けるため、図-12に曲げ降伏荷重の計算値と最大荷重の実験値との比較を示した。計算値は、曲げ理論に基づく断面解析¹¹⁾によるものである。両者は良く一致している。

以上より、じん性補強されたRC柱のように、曲げによる主鉄筋の降伏が生じる場合には、提案モデルでは最大荷重を正しく予測できないことが明らかとなった。メカニズムに立脚した力学モデルを目標にする以上、看過できることではないと考えられる。しかし、提案モデルは部材のじん性の予測に主眼を

置くものであるので、このことは致命的な問題ではないと考えている。

4. じん性予測モデルの改良

(1) 主鉄筋の伸出し

既報¹²⁾では考慮していなかったが、本論文では、降伏時と終局時において、主鉄筋の伸出しによる水平変位の寄与分を考慮している。このことがじん性率の算定精度にどの程度影響するかを検討する。

図-13に提案モデルにおいて主鉄筋の伸出しを考慮した場合と、考慮しない場合、それぞれのじん性率の実験値と計算値との比較を示した。実験データは表-1に示したものである。主鉄筋の伸出しを考慮しない場合には、全体的にじん性率が過大に評価される傾向が現れている。これは、降伏変位が過小に評価されたことによるものである。本結果より、提案モデルにおいて主鉄筋の伸出しを考慮することは、算定精度の向上に寄与することが明らかとなっ

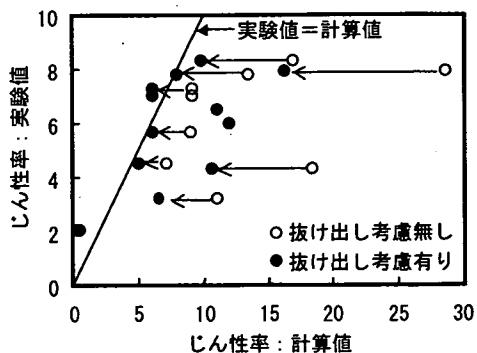


図-1-13 提案モデルにおける主鉄筋の抜け出しを考慮することの有無によるじん性率の計算値の変化 (計算では V_c を一定にした)

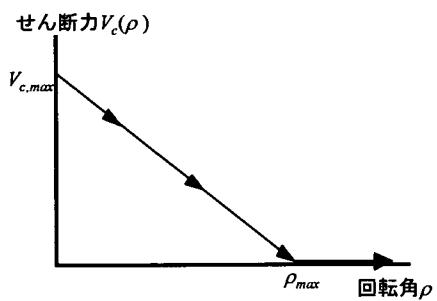


図-1-15 せん断力 $V_c(\rho)$ と回転角 ρ との関係

た。

(2) コンクリートの負担するせん断力

指針式(1)では、正負交番荷重によるかぶりコンクリートの劣化を考慮するため、コンクリートの負担するせん断力 V_c を5割減じてじん性率を評価することとしている。また、実際の荷重試験では、図-1-4に示すように、部材の変形が進みコンクリートの損傷が進行するに従って、コンクリートが負担するせん断力が徐々に減じてゆき、逆にシートの負担するせん断力が増加することが既往の実験により明らかにされている(例えば¹⁹⁾)。これらを参考に、提案モデルにおいて、コンクリートの負担するせん断力 V_c を、部材の変形レベルの指標となるせん断ひび割れの回転角 ρ の関数として減少させて計算する場合について検討をする。

図-1-5に本検討で仮定するせん断力 $V_c(\rho)$ と回転角 ρ との関係を示す。式で表すと以下となる。

せん断力の分担

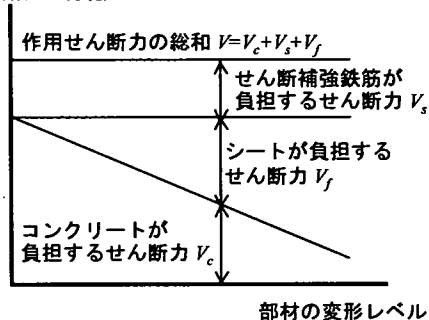


図-1-14 部材の変形と各構造が負担するせん断力との関係

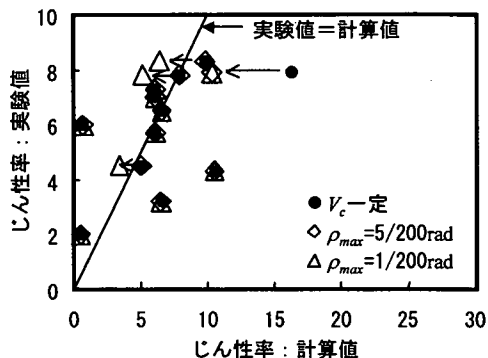


図-1-16 せん断力 V_c を回転角 ρ の関数とした場合のじん性率の計算値の変化

$$V_c(\rho) = \begin{cases} V_{c,max}(\rho_{max} - \rho) & (0 < \rho < \rho_{max}) \\ 0 & (\rho \geq \rho_{max}) \end{cases} \quad (16)$$

ここに、 $V_{c,max}$ はせん断ひび割れ発生直後のコンクリートが負担するせん断力で、式(4)で評価される値とする。 ρ_{max} はせん断力 $V_c(\rho)$ がゼロとなるせん断ひび割れの回転角である。

この関係を用いて部材のじん性率を算定した結果を図-1-6に示す。図中には、 ρ_{max} を5/200[rad]、および1/200[rad]として計算した結果、並びにせん断力 V_c を一定にした計算結果をそれぞれプロットした。回転角 ρ_{max} をそれら2種類とした理由は、 ρ_{max} を変化させたパラメータスタディーの結果より、 V_c を一定とした場合よりも算定精度が向上し、なお且つ大きく低下しない場合を選定したためである。この図より ρ_{max} を小さくすると計算上、せん断ひび割れの発生個数が少なくなるため、じん性率の計算値が小さくなる場合があることがわかる。 ρ_{max} を5/200[rad]、および1/200[rad]とした場合の計算結果を比較する

表-2 感度解析に用いたパラメータの一覧

変動要因	パラメーターの値	共通要因	
シート補強比 (%)	0.05, 0.1, 0.15, 0.25	主鉄筋比 1.00%	せん断スパン比 3
シート弾性係数 (kN/mm ²)	80, 150, 250, 400, 600	せん断補強鉄筋 D10@250mm	部材幅 500mm
シート引張強度 (N/mm ²)	2500	鉄筋降伏強度 350N/mm ²	かぶり厚さ 50mm
剥離せん断変位 (mm)	0.05, 0.1, 0.2, 0.4, 0.6	鉄筋弾性係数 210kN/mm ²	コンクリート 圧縮強度 30N/mm ²
剥離せん断応力 (N/mm ²)	8	主鉄筋間隔と 主鉄筋径との比 10	コンクリート 弾性係数 29kN/mm ²

※変動要因において下線は検討要因以外で固定した因子

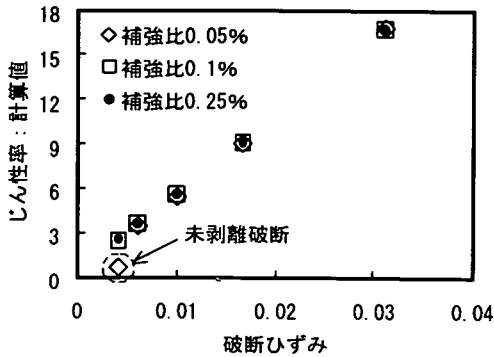


図-17 シートの破断ひずみと提案モデルによるシート補強RC柱のじん性率の計算値との関係

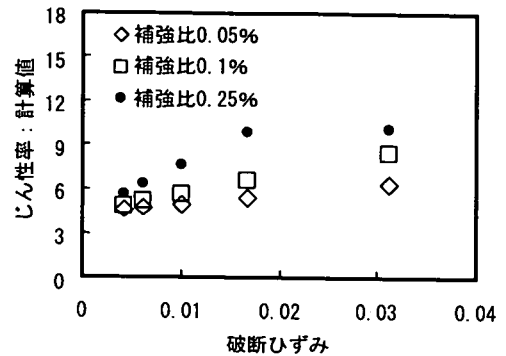


図-18 シートの破断ひずみと指針式(1)によるシート補強RC柱のじん性率の計算値との関係

と、 $5/200[\text{rad}]$ の場合には、計算値が大幅に過大であった場合の算定精度が向上し、それ以外ではせん断力 V_c が一定の場合とほぼ同じ結果となっている。一方、 ρ_{max} を $1/200[\text{rad}]$ とした場合には、一部において計算値が実験値より過小となり、逆に算定精度が低下する場所が見られた。

以上の検討結果より、今後本モデルでは、コンクリートの負担するせん断力をせん断ひび割れ回転角の関数とし、 ρ_{max} を $5/200[\text{rad}]$ とすることにする。なお、 ρ_{max} は部材の諸元やシートの補強量によって変わる可能性があるが、ここでの検討ではその定量関係まで特定できないので、一定と仮定する。

5. 提案モデルによる各種要因の感度解析

本章では、前章までに構築したじん性予測モデルを用いて、連続繊維シート補強 RC 柱のじん性に影響を及ぼすと考えられる各種要因の感度解析を行う。比較のため、指針式(1)についても同じ検討を行う。取り上げた要因とパラメータ値の一覧を表-2に示

す。指針式(1)と比較することを考慮して、各種パラメータの値は、現実的な範囲¹⁾に設定した。

(1) シートの破断ひずみ

図-17に、シートの破断ひずみと提案モデルによるシート補強 RC 柱のじん性率の計算値との関係を示す。図-18に、指針式(1)による同様の計算結果を示す。本検討例では表-2に示したように、シートの引張強度を一定にし、弾性係数を変化させることにより破断ひずみを変化させている。計算結果はシートの補強比ごとにプロットした。

図-17に示した提案モデルによる計算結果では、シートの破断ひずみが増加すると部材のじん性率が増加する傾向が現れている。設定した補強比の範囲において、この傾向はシートの補強比によらない結果となった。提案モデルでは、シートの破断を終局破壊モードとしているため、接着したシートの破断ひずみの大小が部材のじん性率に大きな影響を及ぼすのである。これに対して、図-18に示した指針式(1)による計算結果では、補強比によってシートの破断ひずみが部材のじん性率に及ぼす影響が異なる

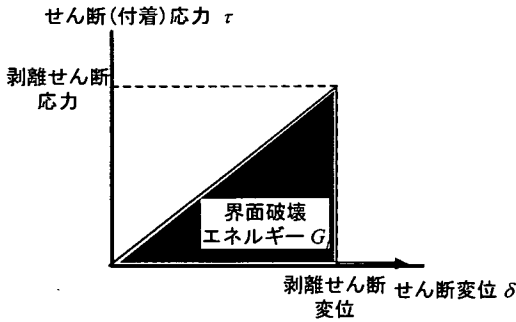


図-1-19 本研究で仮定したシートとコンクリートとのせん断応力とせん断変位との関係

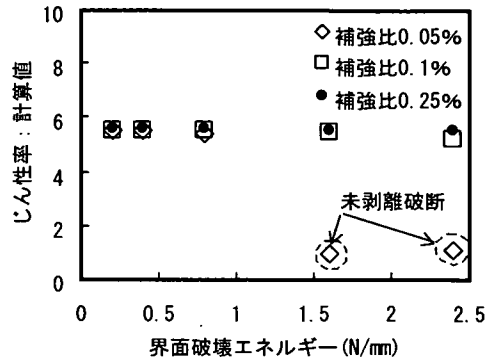


図-2-0 界面破壊エネルギーと提案モデルによる部材のじん性率の計算値との関係

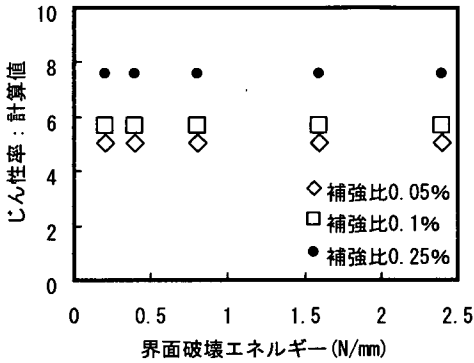


図-2-1 界面破壊エネルギーと指針式(1)による部材のじん性率の計算値との関係

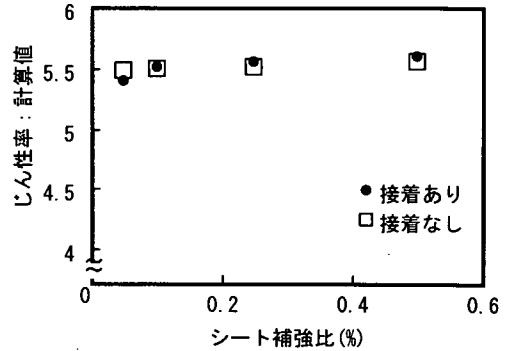


図-2-2 シート接着の有無が提案モデルによる部材のじん性率の計算値に及ぼす影響

結果となった。

一般には、補強比によってじん性率は変わると考えられる。提案モデルは、補強比が小さい場合のじん性率を過大に評価している可能性がある。

(2) 界面剥離破壊エネルギー

連続繊維シートとコンクリート界面の力学特性を代表する指標値の一つである界面破壊エネルギーは、界面のせん断応力-せん断変位曲線下の面積として表される¹⁾(図-1-9)。界面破壊エネルギーはシート補強部材の曲げ、及びせん断耐力に及ぼす影響については研究例²⁰⁾があるが、じん性については検討例が皆無である。そこで、本論文では部材のじん性に及ぼす界面破壊エネルギーの影響についての検討を試みた。

図-2-0に界面破壊エネルギーと提案モデルによる部材のじん性率の計算値との関係を示す。ここでの計算では、表-2に示したように、剥離せん断変位を一定にして、剥離せん断応力を変化させることにより界面破壊エネルギーを変化させている。

図-2-0より、シート補強比が0.1%、及び0.25%と比較的大きい場合には、界面破壊エネルギーを変化させても、じん性率はほとんど変化しなかったが、シート補強比が0.05%と小さい場合には、界面破壊エネルギーが大きいケースで、じん性率が著しく小さくなる結果となった。これは、剥離以前にシートが破断する未剥離破断モードによる破壊が判定されたためである。

未剥離破断モードと判定されたケースを除くと、提案モデルによる計算結果は、界面破壊エネルギーはシート補強部材のじん性にほとんど影響しない結果となっている。既往の実験を概観した報告²⁰⁾では、じん性補強の場合には、かぶりコンクリートの孕み出しや主鉄筋の座屈を抑制することが重要であると指摘されている。このことから、終局時にシートが剥離しているかどうかは、終局変形にあまり影響を及ぼさないと考えてよいであろう。以上より、本計算結果は妥当であると考えている。

なお、指針式(1)には、元来シートの付着特性を因子として含んでいないので、当然ながら界面剥離エ

エネルギーを変化させてもじん性率の算定結果は変わらない(図-21)。

(3) シート接着の有無

シートとコンクリートの界面の付着特性が部材のじん性に影響しないという前節の検討結果より類推すると、最初からシートをコンクリート表面に接着せずに柱の周囲でシートを閉合させるだけでじん性向上効果が得られる可能性がある。そこで提案モデルを用いて、シートの接着が有る場合と無い場合について柱のじん性率を計算し、それぞれについて比較を試みた。計算に使用したパラメータは表-2に示した数値を使用した。

予想通り、じん性率の計算結果(図-22)は、接着の有無によらずほぼ同じとなった。

6. まとめ

本論文では、著者らの開発した連続繊維シート補強 RC 柱のじん性予測モデルの概要、算定精度の検証、改良、各種要因の感度解析について述べた。本モデルは、せん断ひび割れが形成され、最終的にせん断ひび割れを跨ぐシートが破断することで終局を迎える RC 柱のじん性を予測する力学モデルである。本研究で得られた知見をまとめると以下ようになる。

- ① 提案モデルは、シート補強柱の正負交番載荷試験で見られた大略の傾向、すなわち連続繊維シートの補強量が大きくなるに従って、じん性率も大きくなる傾向を表現し得ることを示した。
- ② 提案モデルで予測されたじん性率および連続繊維シートの剥離領域とせん断ひび割れの発生状況を実験結果と比較した結果、三者の関係は概ね整合することが明らかとなった。
- ③ 提案モデルでは、曲げによる主鉄筋の降伏により部材の最大耐力が決定される場合の最大荷重を正しく予測できない。これは、提案モデルがせん断耐力予測理論を基本としているためである。
- ④ 主鉄筋の伸出しを考慮し、尚且つコンクリートの負担するせん断力を部材の変形状態の関数とすることによって、提案モデルによるじん性率の算定精度が向上することを示した。
- ⑤ 提案評価モデルを用いてシート補強 RC 柱のじん性に及ぼす各種要因の感度解析を行った。シートの破断ひずみ、シートの補強量を変化させた場合、提案モデルによるじん性率の計算値は、補強量よりも、破断ひずみに大きく依存する結果が得

られた。

- ⑥ 上記と同様に、シートとコンクリートとの界面破壊エネルギー、シート接着の有無、シートの補強量を変化させて感度解析を行った。その結果、界面破壊エネルギーとシート接着の有無は、補強後の部材のじん性にほとんど影響しないことを示した。

謝辞：本研究の一部は平成 13 年度吉田研究奨励賞(土木学会)の補助を受けたものである。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 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。
- 2) 日本建築学会：連続繊維補強コンクリート系構造設計施工指針案，2002
- 3) (財) 鉄道総合技術研究所：炭素繊維シートによる鉄道高架橋柱の耐震補強工法設計・施工指針(付属資料 7)，1996。
- 4) (財) 鉄道総合技術研究所：アラミド繊維シートによる鉄道高架橋柱の耐震補強工法・施工指針(付属資料 7)，1996。
- 5) アラミド補強研究会：アラミド繊維シートによる鉄筋コンクリートの耐震補強工法設計・施工要領(案)(付属資料 6)，1997。
- 6) 増川淳二，秋山 暉，斎藤 宗：炭素繊維シートとアラミド繊維シートによる既存 RC 橋脚の耐震補強，新素材のコンクリート構造物への利用シンポジウム論文集，pp. 193-198，1996。
- 7) 長田光司，大野晋也，山口隆裕，池田尚治：炭素繊維シートで補強した鉄筋コンクリート橋脚の耐震性能，コンクリート工学論文集，第 8 巻第 1 号，pp. 189-203，1997。
- 8) 袴田文雄：壁式橋脚の RC 耐震補強および CFRP による RC 耐震補強の実験と解析，コンクリート系構造物の耐震技術に関するシンポジウム論文集，1994。
- 9) 大野 了，大内 一：炭素繊維による RC 橋脚の耐震補強に関する実験的検討，土木学会第 51 回年次学術講演会論文概要集，第 5 部，pp. 950-951，1996。
- 10) 上原子晶久，下村 匠，丸山久一：連続繊維シート補強コンクリート部材のせん断耐力の評価法に関する研究，土木学会論文集，No. 648/V-47，pp. 217-226，2000。
- 11) 上原子晶久，下村 匠，丸山久一，西田浩之：連続繊維

- 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) 新保学幸, 下村 匠, 丸山久一: 連続繊維シート補強RC柱部材のじん性予測に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 23, No. 1, pp. 883-888, 2001.
- 13) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村 甫: セン断補強鉄筋を用いないRCはりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, No. 375/V-5, pp. 167-176, 1986.
- 14) 石橋忠良, 吉野伸一: 鉄筋コンクリート橋脚の地震時変形性能に関する研究, 土木学会論文集, No. 390/V-8, pp. 57-66, 1988.
- 15) 増川淳二, 秋山 暉, 斎藤 宗, 内藤静男: 既存RC橋脚の炭素繊維シートによる曲げ及びせん断補強, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 18, No. 2, pp. 89-94, 1996.
- 16) 舟川 勲, 下野一行, 浅井 肇, 牛島 栄: MMA樹脂を用いた炭素繊維シート補強による柱部材の耐震補強効果, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 3, pp. 1177-1182, 1998.
- 17) 堀口賢一, 宇治公隆, 細谷 学: 連続繊維シートの弾性係数の相違が鉄筋コンクリート橋脚のじん性に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 3, pp. 1273-1278, 1998.
- 18) 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集, Vol. 22, No. 3, pp. 313-318, 2000.
- 19) 長田光司, 井ヶ瀬良則, 須田久美子, 池田尚治: 炭素繊維シートを用いた実物大鉄筋コンクリート柱部材のせん断補強効果, コンクリート工学年次論文集, Vol. 23, No. 1, pp. 877-882, 2001.
- 20) 土木学会: 性能照査型システムにおけるコンクリート構造物の補強, 第I部 委員会報告, コンクリート技術シリーズNo. 42, 2001.

(2002.11.29 受付)

MECHANICAL MODEL FOR PREDICTION OF DUCTILITY OF REINFORCED CONCRETE COLUMN RETROFITTED WITH CONTINUOUS FIBER SHEET

Akihisa KAMIHARAKO, Takumi SHIMOMURA, Kyuichi MARUYAMA
and Takayuki SHINBO

A prediction method for ductility of reinforced concrete columns retrofitted with externally-bonded continuous fiber sheet is related in this paper. The method is based on the mechanical model that represents experimentally observed deformation and failure behavior of RC column with CF sheet observed: generation and propagation of diagonal shear crack in the member and delaminating of the CF sheet from concrete over the shear crack. It was verified that ductility of the RC columns with CF sheet is well predicted by the proposed method in terms of their deformation and failure mechanisms. It was also clarified from sensitivity analysis using the prediction model that the ductility of the RC columns with CF sheet does not much depend on bonding characteristics of CF sheet from concrete but on the ultimate tensile strain of CF sheet.