

曲げで壊れる鋼コンクリート合成部材および骨組の弾塑性解析 ELASTOPLASTIC ANALYSIS OF STEEL-CONCRETE COMPOSITE MEMBERS AND FRAMES COLLAPSED DUE TO BENDING

修行 稔*, 島津 勝**, 林田幸浩**, 岩永洋尚***
Minoru SHUGYO, Masaru SHIMAZU, Yukihiko HAYASHIDA
and Hironao IWANAGA

The beam element for three-dimensional pure steel frames proposed by the first author is extended for steel-concrete composite members. The authors call this approach the "fibered plastic hinge method". The stress-strain relation of a concrete fiber is modeled as an elastic-perfectly plastic type in this study. Comparisons with the authors' experimental results on RC beams strengthened by carbon fiber sheet and available test results on steel-concrete composite columns and frames show that the developed beam element has a sufficient accuracy for bending problem although there are some limitations. The element may be used to examine a performance of moment-resistant steel-concrete composite frames.

Keywords: fibered plastic hinge model, RC frame, SRC frame, elastoplastic analysis
繊維化塑性関節モデル, RC 骨組, SRC 骨組, 弾塑性解析

1. 序

これからの骨組構造物は、鋼材、コンクリート、新素材を適所に使用したハイブリッド骨組が次第に増加していくと思われる。著者らはこれらの素材で構成されたハイブリッド骨組の大変位弾塑性解析に統一的に使用できる解析コードの開発を進めているが、その基本となるはり要素は、著者の一人によって先に提案された開断面材・閉断面材・半剛接合部を有する鋼骨組の統一的三次元大変位弾塑性解析のための汎用真直はり要素である¹⁾。本要素は plastic hinge model であるが、plastic hinge 部の塑性変形増分を繊維に分割した断面に関する数値積分で求めるため、塑性変形が極めて精度よく評価できるという特徴を有する。本要素を著者らは繊維化塑性関節モデルと称している。著者らの知る限り、plastic hinge model としては鋼骨組の三次元的弾塑性挙動を fiber model とほぼ同等の精度で解析できる唯一の要素モデルである²⁾³⁾。

本要素は既に文献7)および8)において鉄筋コンクリート(RC)部材および鉄骨鉄筋コンクリート(SRC)部材に拡張されているが、その精度の検証は十分ではない。解析の対象が部材レベルにとどまっているため、実用的には最も重要な骨組の繰返し挙動解析における精度はいまだ不明である。鋼コンクリート合成部材の解析法については既に多くの研究があり、コンクリートの応力ひずみ関係に劣化現象を考慮しているものも少なくないが^{4)~6)}、コンクリート繊維に劣化挙動を導入すると、plastic hinge 部の軸力・二軸曲げモーメントと各繊維の応力状態が釣り合うようにするための反復修正計算において、特に繰返し載荷時には各繊維の除荷と再負荷が錯綜して収束が遅く、不安定になりやすい。著者らはハイブリッド骨

組の繰返し弾塑性挙動を安定に解析できることを最重要視しているため、コンクリート素材の劣化現象の導入は可能であれば避けたいと考えている。

本研究では、新たに実施した RC はりおよび炭素繊維シート補強 RC はりの4点曲げ単調載荷実験および既存の二軸曲げを受ける RC 長柱⁹⁾の実験データをもとに、これらの実験結果を過不足なく再現できるようにコンクリートの応力ひずみ関係に新たなモデルを設定するとともに、これを導入した本要素モデルを用いて、1層1スパンの SRC 骨組3種類^{11)~13)}と1層1スパンの RC 骨組1種類¹¹⁾についてその繰返し荷重下での挙動を解析し、既存の実験結果と比較することによって本要素モデルの精度と適用限界を明らかにする。

2. 解析方法

2.1 仮定

解析法は、繊維化塑性関節モデルを用いた大変位弾塑性解析法である。定式化に際して以下のように仮定する。(1)鉄筋も含めて鋼材とコンクリートの間にすべりは発生せず両者は一体となって変形する。(2)部材の断面は二軸対称であり、変形後も平面を保持する。(3)骨組の節点変位は大きい部材の弾性ひずみは小さい。(4)断面の形状は降伏後も不変である。(5)せん断変形は無視できる。(6)部材の材軸回りのねじれ変形は小さく、部材の塑性的挙動に影響しない。また、H形鋼のそり変形やコンクリートのねじれ剛性は無視できる。(7)塑性変形成分は、軸力と二軸回りの曲げモーメントに対応する3成分である。(8)部材を材軸方向に小さな要素に分割することを前提にして一般化塑性ひずみ増分の各成分が要素内で

* 長崎大学工学部構造工学科 教授・工博
** 長崎大学工学部構造工学科 助教・博士(工学)
*** 岩永工業(株) 代表取締役

Prof., Dept. of Struct. Eng., Faculty of Eng., Nagasaki Univ., Dr. Eng.
Res. Assoc., Dept. of Struct. Eng., Faculty of Eng., Nagasaki Univ., Dr. Eng.
The Representative Director, Iwanaga Kogyo Co., Inc.

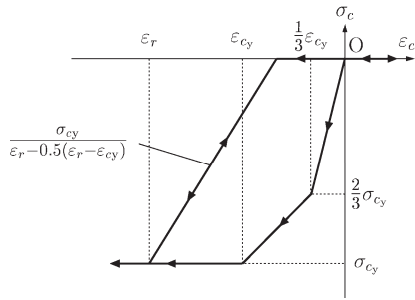


図1 コンクリートの応力ひずみモデル

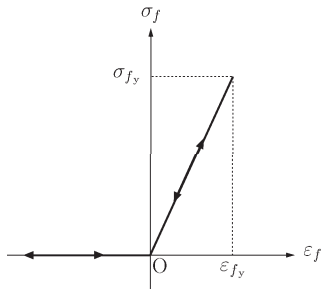


図2 炭素繊維シートの応力ひずみモデル

線形に分布する。(9) 要素の両端と要素中央部との相対変位の塑性成分は、要素端 i または j 側に集約されて生じる。(10) 鋼材の応力ひずみ関係は、降伏後のひずみ硬化係数 $H_s = E_s/100$ の bilinear 形である。ここに E_s は鋼材のヤング率である。(11) コンクリートの応力ひずみ関係は、圧縮のみ負担する完全弾塑性形である(図1)。(12) 炭素繊維シートの応力ひずみ関係は図2に示すモデルで評価できる。図中の σ_{fy} は炭素繊維シートの引張強度である。

コンクリート繊維の応力ひずみ関係のモデルについては、コンクリートの引張り強度や劣化現象を考慮したもの、また鉄筋や鋼材などによる拘束を受けるコンクリートと拘束を受けないかぶりコンクリートの相違を考慮したものなど、様々なものが既往の研究で提案されている。しかし、前述のように本解法はハイブリッド骨組を汎用的にかつ安定に解析することを重視していることから、試行錯誤の結果、図1のような弾完全塑性形を仮定することとした。なお、本研究においてはコンクリート繊維の降伏応力 σ_{cy} はコンクリート強度 F_c の値をそのまま用い ($\sigma_{cy} = -F_c$)、コンクリートのヤング率 E_c は文献10)に従って $E_c = 3.35 \times 10^4 \times (\gamma/24)^2 \times (F_c/60)^{1/3}$ (N/mm²) で評価する。ここに、 γ はコンクリートの気乾単位体積重量である。この σ_{cy} と E_c の値を用いて図1のモデルを決定する。炭素繊維シートの応力ひずみモデルについては σ_{fy} として引張強度 F_f の値をそのまま用いる ($\sigma_{fy} = F_f$)。

ところで、前述のように本解析法では plastic hinge 部を繊維に分割して、繊維の接線剛性を数値積分することによって次のステップの一般化塑性ひずみ増分を評価しているのであるが、繰返し挙動解析に際して図1の応力ひずみモデルをどのように扱えば解析が安定に進むかについては自明ではなく、解析プログラムへの組込みには工夫が必要である。これも試行錯誤の結果、以下のような方針を最終的に採用している⁸⁾。(1) 圧縮への降伏および引張への降伏についてはこれらをきちんと検出し、厳密に降伏点を確定する。(2) 圧縮降伏状態から引張方向への除荷および引張降伏状態から圧

縮への除荷については、前ステップでの計算結果で除荷を判定して以降の計算に反映させる。

2.2 幾何学的非線形剛性

要素の両端を i, j として i 端の図心に原点 O をとり、材軸方向に x 軸、これと右手系をなすように断面主軸方向に y, z 軸をとる。仮定(1)~(6)および modified incremental stiffness method を用いると(1)式を満足する弾性接線剛性行列 \mathbf{K}^e が得られる¹⁾。

$$d\mathbf{Q} + \mathbf{R} = \mathbf{K}^e d\mathbf{q}^e \quad (1)$$

ここに、 \mathbf{R} は不平衡力、 \mathbf{Q} と \mathbf{q}^e はそれぞれ要素端力と要素端塑性変位である。 \mathbf{Q} と \mathbf{q}^e の成分は以下のものである。

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{Q} &= [F_{xi} F_{yj} F_{zi} M_{xi} M_{yj} M_{zi} \\ &\quad F_{xj} F_{yj} F_{zj} M_{xj} M_{yj} M_{zj}]^T \\ \mathbf{q}^e &= [u_i^e v_i^e w_i^e \theta_{xi}^e \theta_{yi}^e \theta_{zi}^e \\ &\quad u_j^e v_j^e w_j^e \theta_{xj}^e \theta_{yj}^e \theta_{zj}^e]^T \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ここに、 F_{kl} は l 端の k 方向の力、 M_{kl} は l 端の k 軸回りのモーメント、 \mathbf{q}^e の成分は対応する弾性変位である。各ステップにおける要素の新しい座標系とその座標系での要素端全変位は、大きな回転に対応した回転行列を用いて決定し評価される。従って、 \mathbf{K}^e に含まれる要素端変位のうちのいくつかは、もし要素が弾性域にあれば、常に以下ようになる。

$$\left. \begin{aligned} u_i^e &= v_i^e = w_i^e = v_j^e = w_j^e = 0 \\ \theta_{xi}^e &= -\theta_{xj}^e \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

なお、鉄筋の要素ねじり剛性への寄与は、鉄筋をその全断面積と等しい断面積を持つ薄肉角形鋼管に置換して評価している。

2.3 塑性変形増分の算定

本解法では塑性変形増分の算定に要素両端断面の塑性接線係数行列を用いる。この係数行列は、要素を構成する微小な繊維の、その時点での剛性を断面に関して数値積分することによって求められる。鋼コンクリート混合部材の場合、仮定(6)から繊維の応力増分とひずみ増分の関係は次のようになる。

$$d\sigma = E_t d\varepsilon \quad (4)$$

ここに、 σ は軸力と二軸曲げモーメントによって生じる垂直応力、 E_t は繊維の一軸応力ひずみ関係の硬化係数である。仮定(7)から塑性変形に関与する一般化応力 \mathbf{f} と一般化ひずみ δ の成分は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{f} &= [f_x \quad m_y \quad m_z]^T \\ \delta &= [\varepsilon_0 \quad \phi_y \quad \phi_z]^T \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ここに、 f_x は軸力、 m_y と m_z は曲げモーメント、 δ の成分はそれぞれに対応する一般化ひずみである。plastic hinge 部の断面を微小な繊維に分割し、繊維の応力と一般化応力の関係および繊維のひずみと一般化ひずみの関係を用いて Newton-Raphson 法を適用すれば、一般化応力増分と一般化ひずみ増分の間に次のような関係が得られる¹⁾。

$$d\mathbf{f} = \mathbf{s} d\delta \quad (6)$$

ここに、 \mathbf{s} は断面に関する接線係数行列である。 \mathbf{s} を変形することによって次式を満足する塑性接線係数行列 $\hat{\mathbf{s}}$ が求められる¹⁾。

$$d\delta^p = \hat{\mathbf{s}} d\mathbf{f} \quad (7)$$

ここに、 $d\delta^p$ は一般化ひずみ増分の塑性成分である。

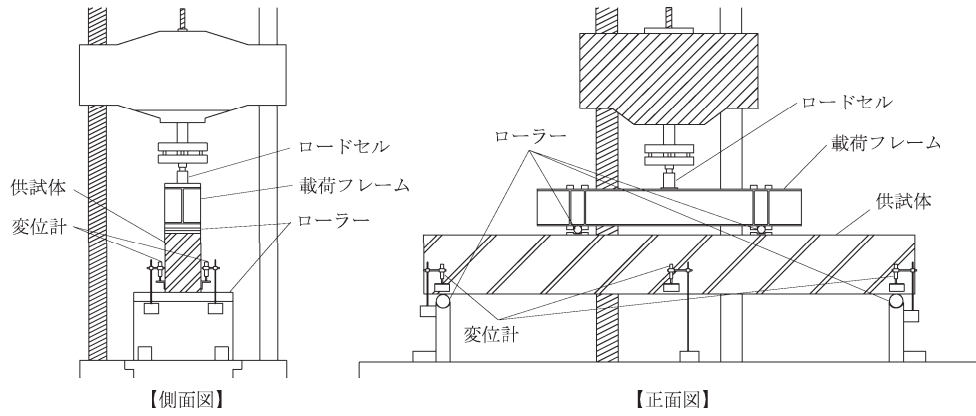


図3 実験装置

さて、仮定(7)により要素両端の plastic hinge に生じる塑性変形増分を次のように定義できる。

$$\left. \begin{aligned} dq_i^p &= [du_i^p \ 0 \ 0 \ 0 \ d\theta_{y_i}^p \ d\theta_{z_i}^p]^T \\ dq_j^p &= [du_j^p \ 0 \ 0 \ 0 \ d\theta_{y_j}^p \ d\theta_{z_j}^p]^T \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

これらの塑性変形増分は、要素の一般化塑性ひずみ増分によって生じるものである。要素両端の塑性接線係数行列 \mathbf{s} を利用し、仮定(8)~(9)を導入すれば、要素両端の塑性変形増分 dq^p と要素端力増分 dQ とを関係づける行列 \mathbf{s}^p を得ることができる¹⁾。

$$dq^p = \mathbf{s}^p dQ \quad (9)$$

2. 4 弾塑性接線剛性行列

部材端変位増分 dq が、弾性変位増分 dq^e と塑性変形増分 dq^p の合計として生じると仮定すると、(15)式に示す接線剛性 \mathbf{K}^p が得られる。

$$dQ + \mathbf{R} = [\mathbf{I} + \mathbf{K}^e \mathbf{s}^p]^{-1} \mathbf{K}^e dq \equiv \mathbf{K}^p dq \quad (10)$$

ここに、 \mathbf{I} は単位行列、 \mathbf{R} は不平衡力である。数値解析は1ステップで1回だけ不平衡力を修正し、反復修正を行わない変位増分法を進める。各ステップで回転行列を用いて要素の座標変換行列を更新し、剛体変位成分を除去して両端の全変位を再評価する。不平衡力 \mathbf{R} は、この全変位から現時点までの塑性変形増分と半剛接要素の変形増分の合計を差し引いて得られる弾性変位を用いて、陽な形で計算できる。

3. RC はりの曲げ実験との比較

3. 1 実験装置

図3に実験装置の正面図と側面図を示す。図から明らかなように、両端単純支持で対称2点荷重の4点曲げ実験である。荷重は最大荷重2000kNの万能試験機で行い、はり中央部に2台、両端支点到4台の変位計を設置した。荷重はロードセルで、また、はり中央部の変位は、はり中央部の変位の平均から両端支点的変位の平均値を差し引くことによって得た。はり中央部の圧縮側コンクリート表面に、軸方向ひずみ計測のためのひずみゲージを貼付した。実験では供試体が崩壊するまで荷重を加えた。

3. 2 供試体

図4に供試体寸法および配筋図を示す。図4(A)は無補強のRCはり(RC供試体)、(B)は炭素繊維シートで補強されたRCはり(CFRC供試体)である。図中の a は支点和荷重点の距離である。

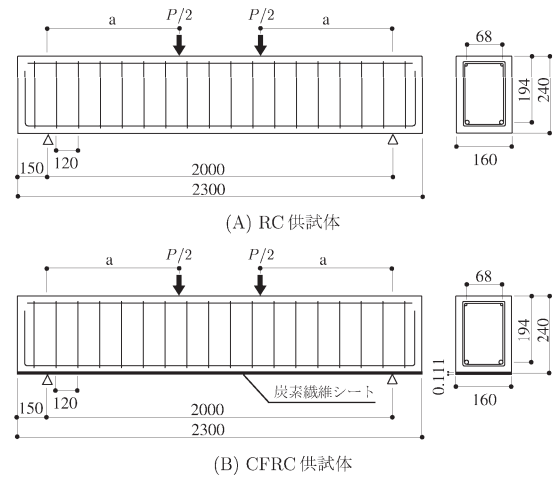


図4 供試体寸法および配筋図

表1 試験体一覧

供試体名	支点-荷重点距離 a(mm)	せん断 スパン比	鉄筋の種類	コンクリート強度 (N/mm ²)
			上段：引張 下段：圧縮	
RC1	800	4.1	異形鉄筋 D13	30.0
			丸鋼 φ6	
RC2	550	2.8	異形鉄筋 D13	30.0
			丸鋼 φ6	
CFRC1	800	4.1	異形鉄筋 D13	30.0
			丸鋼 φ6	
CFRC2	550	2.8	異形鉄筋 D13	30.0
			丸鋼 φ6	

表2 鉄筋の引張試験結果

鉄筋の種類	材種	弾性係数 (kN/mm ²)	降伏応力 (N/mm ²)	降伏ひずみ (×10 ⁻⁶)
異形鉄筋 D13	SD295	191.0	369.4	1934
丸鋼 φ6	SR295	186.1	366.8	1971

表1に供試体一覧を示す。本実験では供試体が曲げ破壊で崩壊するように部材寸法と配筋を計画した。供試体は、炭素繊維シート補強の有無、支点和荷重点の距離をパラメータとした計4体である。引張鉄筋には径13mmの異形鉄筋、圧縮鉄筋と帯筋には径6mmの丸鋼を用いた。帯筋は重ね継ぎ手とした。表2は鉄筋の引張試験結果である。コンクリートには呼び強度27N/mm²のレディミクスト普通コンクリートを使用した。最大骨材寸法は20mm、ス

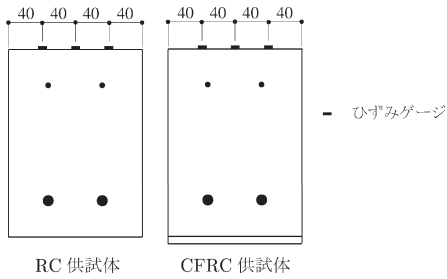


図5 ひずみゲージ貼付位置

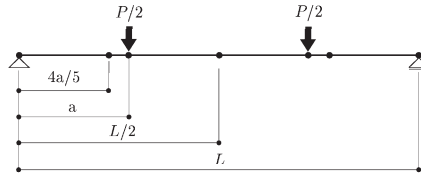


図6 解析モデル

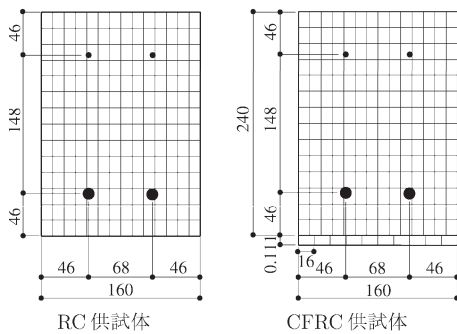


図7 断面の繊維への分割

ランプ値は18cmである。圧縮試験より、コンクリートの圧縮強度 F_c は 30.0N/mm^2 である。炭素繊維シートの材料特性は性能評価シート記載の値によると、引張弾性係数 $E_f = 245.0\text{kN/mm}^2$ 、引張強度 $F_f = 3,400\text{N/mm}^2$ である。

図5に、はり中央部の圧縮部コンクリート表面に貼付したひずみゲージの位置を示す。ひずみゲージはゲージ長60mmのコンクリート用単軸ポリエステルゲージである。

3.3 実験結果と解析結果の比較

解析に用いたモデルを図6に示す。支点から載荷点までを2分割、はり中央部の変位の計測点に節点を設け、計6要素に分割した。要素数がこれで十分であることは別途確認している。

解析に際して、要素の両端断面を図7のように繊維に分割した。コンクリート部分は 14×14 、CFRCの炭素繊維シート部分は 1×10 の等分割とした。鉄筋は断面の大きさを無視して断面重心に集中させ、鉄筋によるコンクリートの断面欠損は無視した。本要素は断面保持を基本仮定としているため、クラックの発生やそれに伴う鉄筋やコンクリートのひずみの不均一化の影響は考慮できないが、コンクリートの引張強度を無視しているため、ある区間での平均的な曲げモーメント～曲率関係はそれなりの精度で得られると考えている。

本解法は三次元的な解析を標準としているため、解析に際して要素のねじれに関する剛性が必要であるが、RC部材については次のような方針で評価することとした。すなわち、(1) 断面のそりはないものとする。(2) コンクリートのねじれ剛性は無視する。(3)

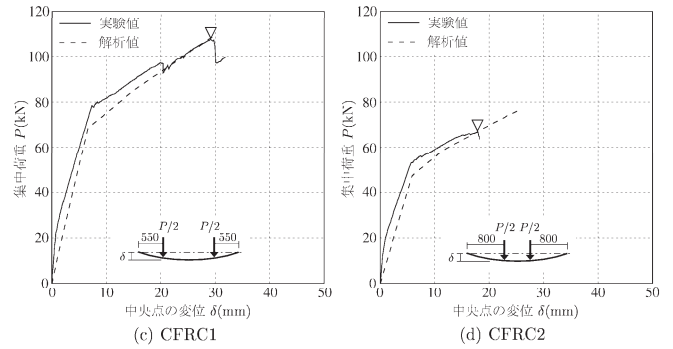
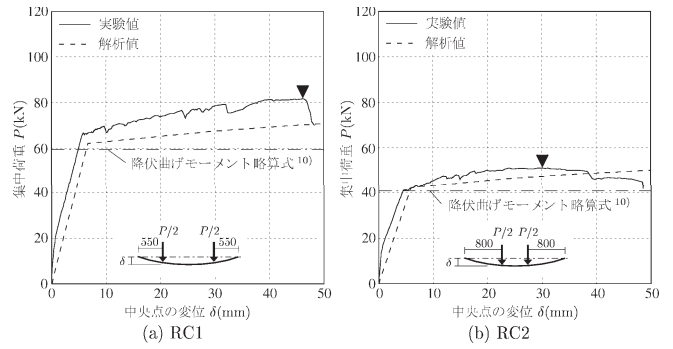


図8 荷重-たわみ曲線

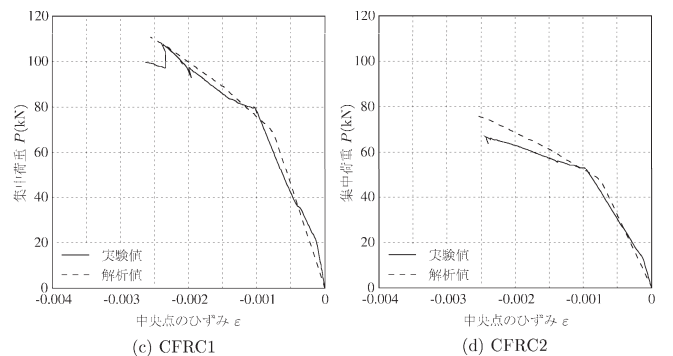
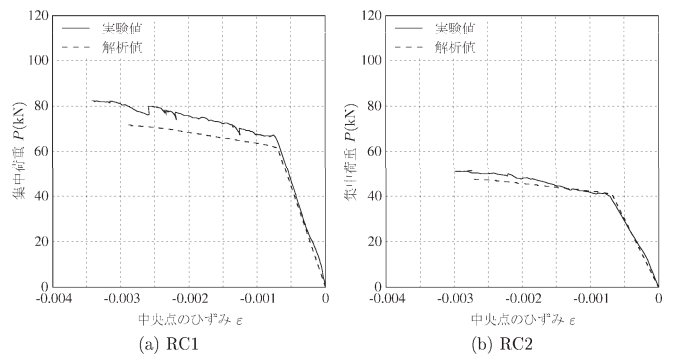


図9 荷重-ひずみ関係

鉄筋のねじれ剛性は、鉄筋の重心位置を隅角部とし、すべての鉄筋の断面積の合計と等しい断面積をもつ長方形鋼管に置換して評価する。

図8に各供試体の荷重-たわみ関係を示す。図中の実線は実験結果、破線は解析結果、 ∇ は炭素繊維シートが剥離した点、 \blacktriangledown 印ははりの最大荷重点である。図8中の一点鎖線は文献(10)のRCはりの降伏曲げモーメント略算式より求めた降伏荷重 Q_y である。

実験結果と解析結果を比較すると、すべての試験体においてコンクリートの引張強度を無視したために生じたと思われる誤差が見

られるものの、純曲げであれば、RCはりおよび炭素繊維シート補強RCはりの弾塑性解析に対して本要素はかなりの精度を有するといえる。

図9に各供試体の圧縮側コンクリート表面における荷重-ひずみ関係を示す。図中の実線は実験結果、破線は解析結果である。実験値は供試体に貼付けられた3枚のひずみゲージの平均値である。実験においては、はりの引張側に生じたクラックはほとんどが曲げクラックであったが、図8および図9は曲げ変形を対象とすれば平面保持を基礎とする要素でもRC部材および素繊維シート補強RCはりの挙動を十分追跡できることを示している。

4. RC長柱の2軸曲げ実験⁹⁾との比較

偏心圧縮荷重を受けるRC柱の弾塑性座屈挙動解析における本要素の精度を調べるため、若林らの実施したRC長柱の2軸曲げ実験結果との比較を行う。若林らは、文献9)において、スパンと載荷位置の異なる16体のRC柱の偏心軸圧縮載荷実験を実施し、その変形状とひずみについて報告している。

4.1 実験の概要

試験体の概要を図10と表3に示す。ここでは、偏心角 θ の異なる計2体の試験体を解析対象とする。部材長は3080mmである。表中の試験体名は、次のように表現されている。英字に続く3桁の数字の最初の数字は偏心角 θ を示し、“0”は 0° 、“4”は 45° を意味する。残りの2桁の数字は偏心距離 e を示し、“20”は24mmを意味している。各試験体の載荷位置を図11に示す。各試験体の無次元化細長比は、A020が0.95、A420が1.02である。

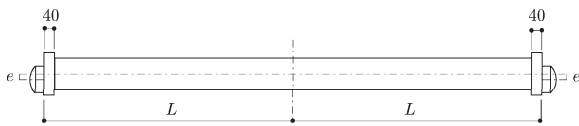


図10 試験体

表3 試験体一覧

試験体名	部材長 2L(mm)	偏心角 θ ($^\circ$)	偏心距離 e(mm)	F_c (N/mm 2)	E_c (kN/mm 2)
A020	3080	0	24	29.9	29.50 ⁴⁾
A420	3080	45	24	31.9	26.39 ⁴⁾

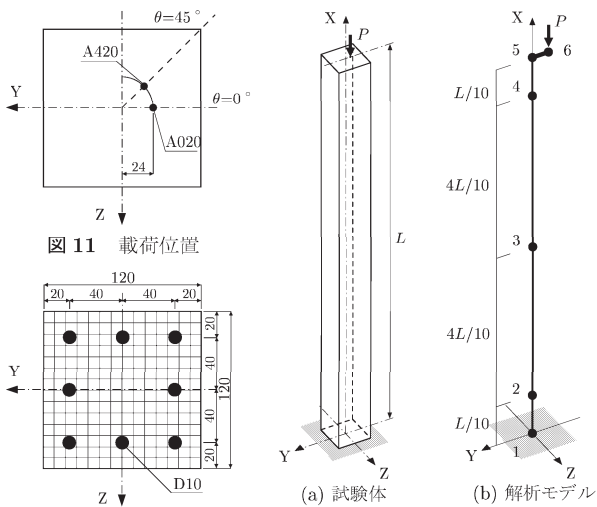


図11 載荷位置

(a) 試験体 (b) 解析モデル

図12 断面形状と繊維への分割図

図13 モデル化

表中の F_c および E_c は、試験体のコンクリート強度およびヤング率である。前述の通り本要素ではヤング率は $E_c = 3.35 \times 10^4 \times (23/24)^2 \times (F_c/60)^{1/3}$ (N/mm 2) で評価するのが標準であるが、ここでは、越川らの解法と本解法との比較のために文献4)で使用されているヤング率を採用する。

図12に試験体の断面形状を示す。試験体は120mm \times 120mmの正方形断面を有し、主筋として異形鉄筋SD295のD10を8本用いている。主筋の降伏応力 σ_{sy} は356N/mm 2 である。帯筋にはSR235規格相当品の丸鋼 ϕ 4.5mmを60mm間隔で取り付けている。

実験では、試験体端部に取り付けた球面半径57mmの球面滑り軸受けを用いて両端ピン支持として、偏心軸圧縮力を載荷しつつ、部材中央で水平2方向の変位と4側面の軸方向ひずみを測定している。試験体のモデル化に際して、対称性を利用して部材中央を固定端とする一端固定他端自由の片持ち柱におきかえ(図13(a))、試験体を本モデルの基本形である4要素¹⁾に分割した。また、材端に剛要素を設けて偏心を与えた(図13(b))。

断面の繊維への分割図を図12に示す。コンクリート部を14 \times 14に分割し、鉄筋はその図心位置における1本の繊維と仮定した。解析に際して、鉄筋のヤング率 E_s は標準値である205.8kN/mm 2 を使用した。

4.2 解析結果と実験結果の比較

図14に軸方向荷重-変位関係を示す。図中の実線は実験結果、破線は越川らの解析結果⁴⁾、一点鎖線は本解法による結果である。実験結果と本解析の結果は、初期剛性、最大荷重も含めて、荷重変形関係はよく一致し、最大荷重後も安定に解析できている。これは試

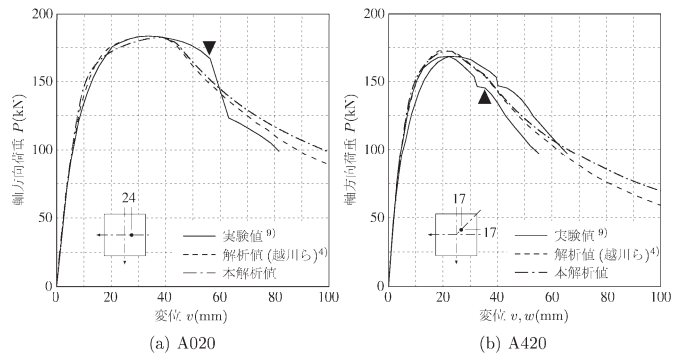


図14 軸方向荷重-変位関係

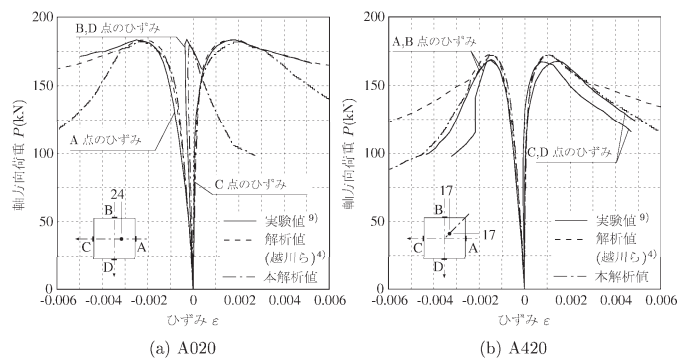


図15 軸方向荷重-ひずみ関係

験体の細長比が比較的大きく、耐力低下が主に幾何学的形状変化に起因しているためである。図中の▼印は実験においてコンクリートの圧壊が認められた時点を示す⁹⁾が、本モデルによる結果はこの時点までは若林らの実験値とも越川らの精密解ともよく一致している。

図 15 に試験体の軸方向荷重と中央断面のひずみ関係を示す。図中の実線は実験結果、一点鎖線は本解法による結果である。A020 の B,D 点におけるひずみの値が最高荷重以後、圧縮側から引張側へと急速に移行している。これは圧縮荷重の増大とともに中立軸が移動し、最大耐力以後、中央断面の圧縮域が急激に減少したためである。本解析の結果もこの現象をよくとらえている。

5. 一定鉛直荷重と繰返し水平力を受ける SRC および RC 門形骨組の実験^{11)~13)}との比較

構造の種類と載荷軸力の異なる鋼コンクリート合成骨組の繰返し弾塑性挙動解析における本要素の精度と適用限界を調べるため、3種類の SRC 骨組と 1種類の RC 骨組の実験との比較を行う。

5. 1 若林らの SRC 骨組と RC 骨組¹¹⁾

5. 1. 1 実験の概要

試験体は 1層 1スパン骨組である。骨組の構造は H 形鋼からなる充腹型の SRC 構造 (ff シリーズ) と RC 構造 (fr シリーズ) の 2 種類である。試験体の形状を図 16 に示す。試験体の高さ $H = 975\text{mm}$ 、柱の間隔 $B = 1050\text{mm}$ である。載荷実験は、所定の圧縮軸力が 2本の柱の柱頭部にそれぞれ作用するように載荷し、この荷重を一定に保持した状態で、はり両端の加力部に正負交番の繰返し水平力を載荷している。繰返し時の制御には変位を用い、2 サイクルごとに水平変位を $\pm 5\text{mm}$ ($5/1075\text{rad}$) 刻みで増加させている。水平変位は柱脚部から出した腕木により、はり材の中央部で測定してい

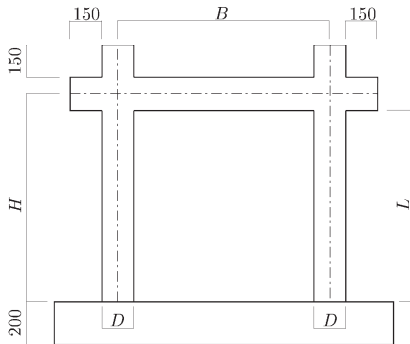


図 16 試験体寸法

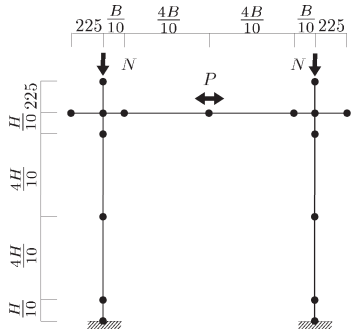


図 17 解析モデル (ff0, ff3, fr3)

表 4 若林らの試験体の断面形状と材料の機械的性質¹¹⁾

試験体	軸力 $N(\text{kN})$		コンクリート強度 $F_c(\text{N}/\text{mm}^2)$		鉄骨の降伏応力 $\sigma_y(\text{N}/\text{mm}^2)$		断面形状および寸法	
	軸力比	はり	柱	はり	柱	はり	柱	
ff0	0 0	34.1	33.2	306.3	342.5			
ff3	338.1 0.3	31.9	32.1	306.3	303			

試験体	軸力 $N(\text{kN})$		コンクリート強度 $F_c(\text{N}/\text{mm}^2)$		断面形状および寸法		鉄筋径		降伏応力 $\sigma_y(\text{N}/\text{mm}^2)$	
	軸力比	はり	柱	はり	柱	はり	柱			
fr3	301.4 0.3	34.5	33.3			42 40 42	50 50	D13	D13	379
						233.0, 302.5	55 55			369

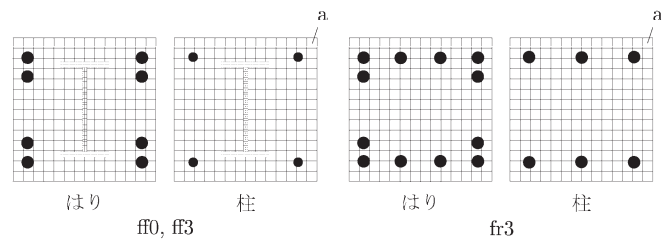


図 18 繊維分割図

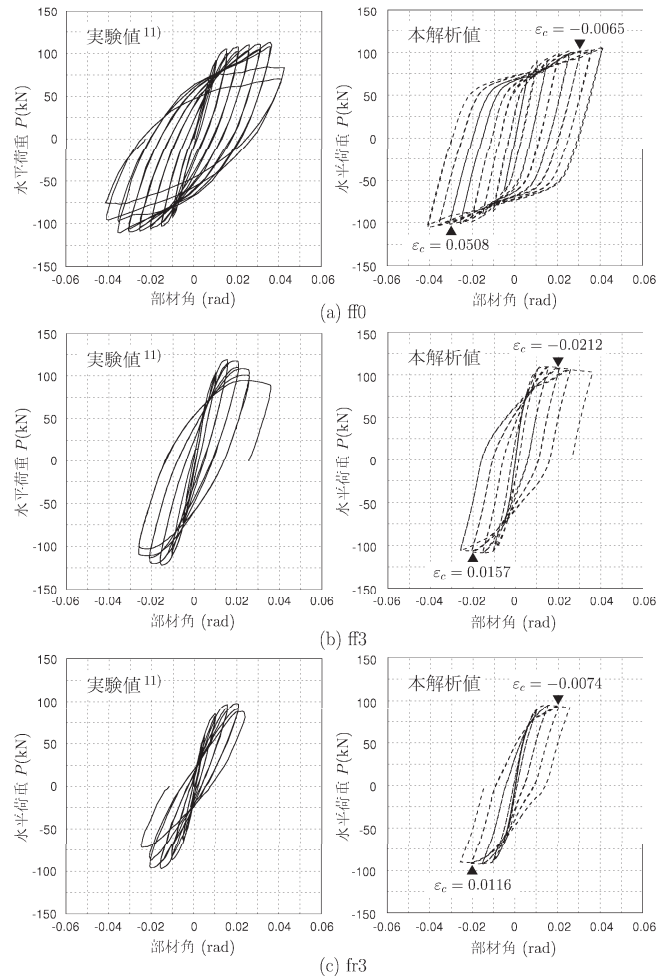


図 19 水平荷重-部材角関係の比較

る。定軸力の大きさは柱の累加強度式による初期降伏軸力の0%, 30%の2種類である。解析対象は表4に示す3種類の試験体である。コンクリートの圧縮強度と鋼材の機械的性質を表4に示す。

5. 1. 2 解析結果と実験結果の比較

解析に際して、柱の下端部を固定とみなして図17のようにモデル化した。解析は、はり中央部の変位の除荷点が実験値と一致するように制御して進めた。鋼材のヤング率は標準値である $E_s = 205.8\text{kN/mm}^2$ とした。要素断面の繊維への分割数は、コンクリート部196, 角形鋼264, H形鋼246である(図18)。鉄筋はその図心位置における一本の繊維と仮定した。

図19は試験体ff0, ff3, fr3の水平荷重-部材角関係の比較である。実線の図が若林らの実験結果, 破線の図が本解析による結果である。3体とも、水平荷重-部材角履歴曲線の除荷の後半から逆負荷の前半にかけて、解析の曲線が外側にふくらむ傾向にあるが、この傾向は鋼繊維やコンクリート繊維の応力ひずみモデルが主因となって生じているものではない。文献14)において、雪野らは鋼繊維の応力ひずみ関係にバウシング効果を考慮し、コンクリート繊維の応力ひずみ関係に拘束の度合いに応じた3種類の劣化形応力ひずみモデルを設定した fiber model によって ff シリーズを解析しているが、除荷の後半から逆負荷の前半にかけての前述の傾向は本解析結果とほとんど同じである。図20はコンクリートの除荷剛性の影響を調べたものであるが、図1の構成関係を原点指向形にしても骨組の荷重-部材角関係の上記の範囲にはそれほど大きな変化は生じない。鋼材とコンクリートのヤング率に大きな差があることを考え合わせると、除荷の後半から逆負荷の前半にかけての解析の誤差は材料の構成式に由来するものではなく、部材断面の平面保持仮定がこの範囲では妥当性を欠いているためである可能性が高い。

図19から明らかのように、この範囲を除けば図中に▼印で示す点(軸力比0のff0では部材角 $\pm 0.03\text{rad}$, 軸力比0.3のff3とfr3では部材角 $\pm 0.02\text{rad}$ の点) 辺りまでは解析値は実験値をよく追跡できている。図19中に記した ϵ_c は▼印で示す時点での左側柱脚内側のコンクリート繊維(図18のa)のひずみ値である。ff3に注目すると、圧縮時のひずみが-0.0212に達しているにも拘らず、水平荷重-部材角関係の部材角 $\pm 0.02\text{rad}$ の1サイクル目までは上述のように解析値は実験値と概ね一致している。解析上のモデルとしてはかなりのひずみ値まで図1の構成式が使用できると言える。ただし、部材角 $\pm 0.02\text{rad}$ の2サイクル目以降の骨組としての劣化挙動は評価できていない。RC骨組であるfr3の解析結果もff3と

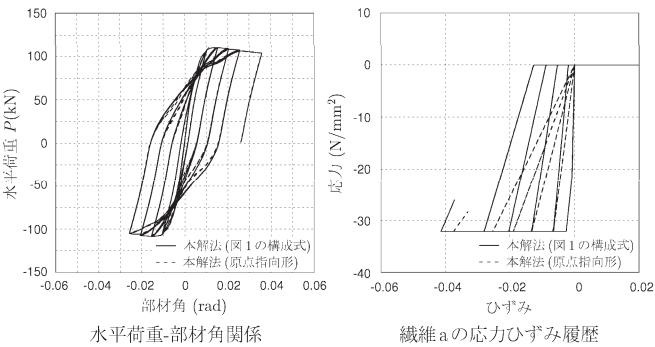


図20 コンクリート繊維の除荷剛性の影響 (ff3)

ほぼ同じ傾向にある。

なお、前述のコンクリート繊維のひずみ-0.0212という値はあくまでも解析上の値であり、実際には柱脚のコンクリートは部分的に圧壊していると考えるのが妥当である。図19は、解析仮定の局所的な破綻があっても、ある適用範囲内では本要素モデルによって骨組の繰返し挙動解析が可能であることを示している。

5. 2 張らおよび成原らのSRC骨組¹²⁾¹³⁾

5. 2. 1 実験の概要

試験体は芯鉄骨がH形鋼のSRC部材で構成された、クリアスパン(図16中のL)断面せい比および荷重軸力の異なる1層1スパンの骨組である。試験体の形状は柱の長さがある点を除

表5 三谷らの試験体の断面形状と材料の機械的性質¹³⁾

試験体	軸力 N(kN) 軸力比	コンクリート強度 $F_c(\text{N/mm}^2)$	鉄骨の降伏応力 $\sigma_{sy}(\text{N/mm}^2)$		断面形状および寸法	
			ウェブ	フランジ	はり	柱
s06-03	326 0.17	20.7	364	301		
s06-06	668 0.35	24.4				
s12-03	286 0.16	20.5				
s12-06	644 0.34	23.5				

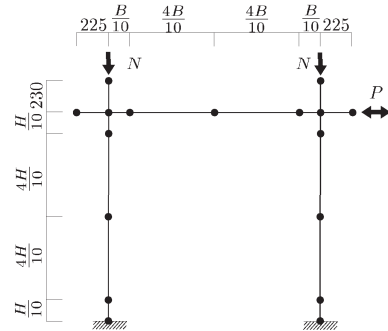


図21 解析モデル (s06-03,s06-06,s12-03,s12-06)

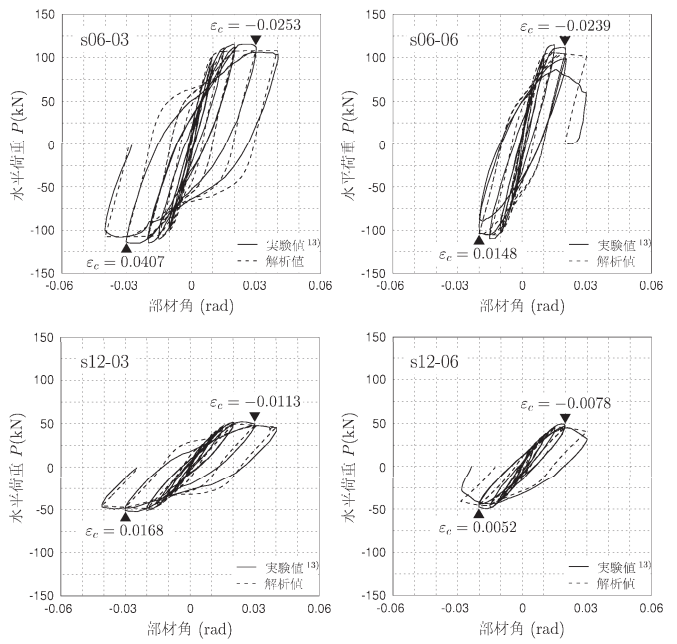


図22 水平荷重-部材角関係

けば若林らのものと同じである。載荷実験は、所定の圧縮軸力が2本の柱の柱頭部にそれぞれ作用するように載荷し、この荷重を一定に保持した状態で、右柱頭加力部に正負交番の繰返し水平力を載荷している。繰返し時の制御には変位を用い、部材角を0.005rad刻みで増加させている。部材角は水平変位を下梁上端面から上梁心までの骨組高さで除して算定している。水平変位は両柱柱頭のより中央部で測定している。解析対象は表5に示す4種類の試験体である。4種類とも柱とはりの断面形状は同一であり、柱の間隔 $B = 1000\text{mm}$ である。表中の試験体名は、次のように命名されている。英字に続く2桁の数字はクリアスパン断面せい比(L/D)の値であり、“06”はクリアスパンが $L = 900\text{mm}$ 、断面せいが $D = 150\text{mm}$ を、“12”はクリアスパンが $L = 1800\text{mm}$ 、断面せいが $D = 150\text{mm}$ を意味する。残りの2桁の数字は柱の軸力比の値であり、コンクリートの圧縮強度に対する載荷軸力の割合を示す。“03”は1本の柱の軸力比が約0.15、“06”は1本の柱の軸力比が約0.3であることを意味している。コンクリートの圧縮強度および鋼材の機械的性質を表5に示す。主筋の降伏応力はD10が 472N/mm^2 、D6が 473N/mm^2 である。

5. 2. 2 解析結果と実験結果の比較

解析に際して、柱の下端部を固定とみなして図21のようにモデル化した。解析は、右柱頭の部材角の除荷点が実験値と一致するように制御して進めた。鋼材のヤング率は標準値である $E_s = 205.8\text{kN/mm}^2$ とした。要素断面の繊維への分割数は前の解析例と同様である。

図22は試験体s06-03, s06-06, s12-03, s12-06の水平荷重-部材角関係の比較である。図中の実線が張らおよび成原らの実験結果、破線が本解析による結果である。▼印は、軸力比0.15程度のs06-03とs12-03では部材角 $\pm 0.03\text{rad}$ 、軸力比0.35程度のs06-06とs12-06では部材角 $\pm 0.02\text{rad}$ の点であり、 ϵ_c はそのときの左側柱脚内側のコンクリート繊維(図18のa)のひずみ値である。前の解析例のffシリーズと柱のサイズは同じであるもののH形鋼と鉄筋は異なっており、骨組の高さも2種類に設定して実施された実験であるが、柱軸力が小さなもの(軸力比0.15程度)では部材角が $\pm 0.03\text{rad}$ 辺りまで、柱軸力が大きいもの(軸力比0.35程度)では部材角が $\pm 0.02\text{rad}$ 辺りまで、除荷の後半から逆負荷の前半を除いて概ね水平荷重-部材角関係を追跡できること、また、s06-06は変位振幅を増加させなくても繰返し載荷によって最大荷重低下が急激に進んでいるが、その劣化挙動は本要素モデルでは評価できないことなど、張らおよび成原らの実験結果と本解析結果との間に前の解析例とほぼ同じ考察が成り立つ。

6. 結論

本論文ではまず、コンクリートの圧縮強度 F_c と文献10)のヤング率 E_c の推定値を使ってコンクリートの応力ひずみモデルを設定する方法を示し、新たに実施したRCはりと炭素繊維シート補強RCはりの曲げ実験および既存のRC長柱の偏心軸圧縮実験の結果との比較によってその妥当性を検討した。その結果、この応力ひずみモデルを繊維化塑性関節モデルに導入すれば、RCはりの弾塑性曲げ挙動や偏心軸圧縮力を受けるRC長柱の幾何学的非線形性を主因とする劣化挙動を実用的な精度で追跡できることを示した。

さらに、本要素モデルを用いて、既存の1層1スパンのSRC骨

組3種類と1層1スパンのRC骨組1種類の繰返し載荷実験に対応する解析を行った。結果として、ここで扱った骨組に共通して、柱軸力が小さなもの(軸力比0.15程度以下)では部材角が $\pm 0.03\text{rad}$ 辺りまで、柱軸力が大きいもの(軸力比0.35程度まで)では部材角が $\pm 0.02\text{rad}$ 辺りまで、除荷の後半から逆負荷の前半にかけて誤差が大きくなるものの、本要素モデルによって水平荷重-部材角関係を概ね追跡できることを示した。ただし、骨組としての急激な劣化が生じはじめると本要素モデルではその挙動を予測できない。実験結果の傾向や文献での記述から、この現象にはコンクリートの圧壊や剥離が大きな役割を果たしていると考えられるため、この挙動の予測のためには要素モデルの定式化に新たな視点からの工夫が必要であると思われる。

謝辞

本研究の曲げ実験に際し、長崎大学工学部構造工学科の原田哲夫教授、永藤政敏技術職員、山下務技術職員にお世話になった。また、炭素繊維シート補強RCはりの作製に際しては、日鉄コンポジット株式会社に全面的なご協力を頂いた。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) M.Shugyo : Elastoplastic Large Deflection Analysis of Three-Dimensional Steel Frames, J. Struct. Engrg., ASCE, Vol.129, No.9, pp.1259-1267, 2003.9
- 2) 島津 勝, 修行 稔, 作本裕介: 繊維化塑性関節法によるH形鋼立体骨組の解析, 日本建築学会構造系論文集, No.587, pp.109-116, 2005.1
- 3) 修行 稔, 林田幸浩, 島津 勝, 峰下由靖: 非対称断面部材の弾塑性解析における繊維化塑性関節モデルの精度, 日本建築学会構造系論文集, No.609, pp.97-104, 2006.11
- 4) 越川武晃, 上田正行, 和田俊良, 菊地 優: 補強材の付着すべりを考慮したコンクリート梁・柱部材の大変形・ポストピーク挙動解析, 日本建築学会構造系論文集, No.580, pp.69-76, 2004.6
- 5) 李 麗, 津田恵吾, 松井千秋: 軸圧縮力と曲げを受ける鉄骨鉄筋コンクリート柱の変形性能と軸力制限値, 日本建築学会構造系論文集, No.524, pp.133-140, 1999.10
- 6) 堀田久人, 曹昌根: コンクリートの三軸応力-ひずみ特性を考慮した鉄筋コンクリート部材の三次元有限要素曲げ強度解析, 日本建築学会構造系論文集, No.530, pp.115-121, 2000.4
- 7) 修行 稔, 島津 勝, 作本裕介, 岩永洋尚: 繊維化塑性関節法によるRCはりの解析, 日本建築学会九州支部研究報告, No.43, pp.189-192, 2004.3
- 8) 島津 勝, 岩永洋尚, 修行 稔: 繊維化塑性関節法のSRC部材への拡張, 鋼構造年次論文報告集, Vol.13, pp.515-522, 2005.11
- 9) 若林 實, 南 宏一, 岩井 哲: 2軸曲げを受ける鉄筋コンクリート長柱の弾塑性安定に関する実験的研究(その3), 京都大学防災研究所年報, 第27号B-1, pp.173-187, 1984.4
- 10) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 1999
- 11) 若林 實, 松井千秋, 三谷 勲, 松村和雄: 繰返し荷重を受ける鉄骨鉄筋コンクリート柱の弾塑性性状に関する実験的研究(その4)一定鉛直荷重と繰返し水平力を受ける門形ラーメンの実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1109-1110, 1972.10
- 12) 張 瑩, 藤永 隆, 三谷 勲, 大谷恭弘, 内田直樹: SRC骨組の耐力と変形性状に関する実験的研究(その1 実験計画), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1121-1122, 2003.9
- 13) 成原正人, 藤永 隆, 三谷 勲, 大谷恭弘, 内田直樹: SRC骨組の耐力と変形性状に関する実験的研究(その2 強軸配置), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1123-1124, 2003.9
- 14) 雪野智行, 河野昭彦, 松井千秋, 清水るみ: 繰返し荷重を受けるSRC部材の実挙動シミュレーション解析, 日本建築学会九州支部研究報告, pp.501-504, 1997.3

(2008年1月10日原稿受理, 2008年6月10日採用決定)