

# 論文 座屈を伴う枠付き鉄骨ブレース補強後 RC 造骨組のファイバー解析

山根 康孝\*1・田嶋 和樹\*2・白井 伸明\*3

**要旨：**補強後 RC 造骨組の終局状態における耐震性能評価手法の確立を目的として、座屈を伴う枠付き鉄骨ブレース補強後 RC 造骨組のファイバー解析を実施する。既往の研究において確認された耐力低下機構に基づき、ブレース座屈は共回転理論を適用することで幾何学的非線形性を考慮したモデル化を行い、補強接合部の引張破壊は当該部分の破壊挙動をモデル化した FEM 解析の結果に基づいてモデル化する。これらを補強後 RC 造骨組に組み込んだファイバー解析の結果、静的単調解析では耐力低下機構が忠実に再現され、実験結果と良好な対応を示した。さらに、静的繰返し解析では履歴形状も実験の挙動を精度よく追従できた。

**キーワード：**鉄骨ブレース補強, ブレース座屈, RC 造骨組, ファイバー解析, 共回転理論, FEM 解析

## 1. はじめに

兵庫県南部地震以降、鉄筋コンクリート（以下、RC）造建物の耐震補強に対する関心が高まり、様々な補強工法が提案されてきた<sup>1)</sup>。中でも、比較的軽量で適度な大きさの開口を設けられる鉄骨ブレース補強工法が数多く採用されている。この工法の補強効果は、単層単パン骨組を対象として実験的に確認される場合が多いが、ポストピーク挙動を含めた終局状態に関する評価は十分であるとはいえない。また、骨組中の部分架構に施される鉄骨ブレース補強が骨組全体の耐震性能に及ぼす影響については未解明な部分が多い。

本研究の目的は、今後想定される大地震に備えて、既補強の RC 造骨組の安全性を検証することである。そのため、補強工法の抵抗機構を解明し、補強スパンに対する適切な復元力特性を設定して、骨組の地震応答解析に基づく耐震性能評価手法を構築することが重要である。筆者らは、既往の研究<sup>2)</sup>において、鉄骨ブレース補強工法において想定されるブレース座屈に着目し、FEM 解析による検討を通じて補強骨組の抵抗機構を解明した。本報では、これらの知見に基づき、ブレース座屈および補強接合部の引張破壊に着目したファイバー解析モデルの構築を試みる。

工アンカー工法により枠付き鉄骨ブレースを組み込んだものである。補強接合部には、頭付きのあと施工アンカーとスタッドが交互に全周に渡って埋め込まれている。また、既存の柱および梁には、低強度コンクリートが圧縮破壊しないように芯鉄筋が配置されている。なお、RC 造骨組部分のコンクリート強度  $f_c$  は  $11.04 \text{ N/mm}^2$ 、補強接合部の圧入モルタル強度  $f_m$  は  $62.1 \text{ N/mm}^2$  である。

荷荷は、一定軸力下(600kN)において試験体頂部の正負繰返し水平荷荷であり、層間変形角で  $0.20 \times 10^{-2} \text{ rad}$  を基本とし、 $3.20 \times 10^{-2} \text{ rad}$  まで各振幅 2 回ずつ繰返している。

図-2 に層せん断力(Q)－層間変形角(R)関係および最

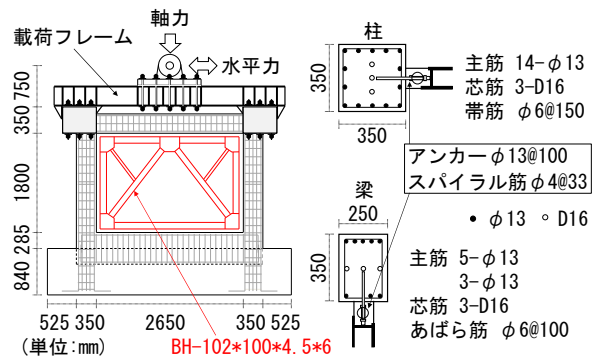


図-1 試験体概要

## 2. ブレース座屈が生じる耐震補強後 RC 造骨組

### 2.1 解析対象実験

石村ら<sup>3)</sup>は、コンクリート強度が低強度である学校校舎に対する耐震補強効果を、1/1.75 縮小試験体 3 体の実験により検証している。このうち、ブレース座屈が生じた F2 試験体を解析対象とする。

解析対象試験体の概要を図-1、各種鋼材の材料特性を表-1 に示す。F2 試験体は、既存 RC 造骨組にあと施

表-1 鋼材の材料特性

種類 (使用箇所)	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )
φ13 (柱梁主筋)	323	470
φ6 (柱梁補強筋)	317	518
φ4 (スパイラル筋)	657	852
D16 (芯筋)	343	525
PL-4.5 (ブレース)	323	451
PL-6.0 (ブレース)	332	443
D13 (あと施工アンカー)	370	504
φ13 (スタッド)	352	478

\*1 日本大学大学院 理工学研究科建築学専攻 (学生会員)

\*2 日本大学 理工学部建築学科助教 博士 (工学) (正会員)

\*3 日本大学 理工学部建築学科教授 工博 (正会員)

終破壊状況を示す。実験では、 $R=1/250$  程度で最大耐力に達した後、 $R=1/100$  程度で大きく耐力低下を起こしている。最終破壊状況からは、鉄骨ブレースの局部座屈とそれに伴う鉄骨ブレースの引張破断、既存骨組の柱のせん断破壊および補強芯筋に沿う付着割裂破壊が確認できる。また、筋違の交差部上において補強接合部に引張破壊が生じ、鉄骨ブレースと既存骨組の間に肌別れが生じている。

## 2.2 ブレース座屈に伴う耐力低下機構

既往の FEM 解析より、座屈が生じる鉄骨ブレース補強後 RC 造骨組において、図-3 に示す耐力低下機構が確認された。座屈前 (状態 i) の鉄骨ブレースは、圧縮側と引張側の負担軸力が同じであるが、座屈後 (状態 ii) においては負担軸力の差が生じる。そのため、補強接合部にはこの力に釣り合う下向きの引張力が作用し、補強接合部の圧入モルタルの引張破壊を生じさせる。この破壊により補強接合部の鉛直方向の抵抗が消失すると、鉛直方向の力の釣合いが成立しないため、引張側ブレースの軸力が圧縮側ブレースの軸力と等しくなる (状態 iii)。

本研究では、補強後骨組のファイバー解析モデルの構築にあたり、耐力低下機構において特に重要なブレース座屈および補強接合部の引張破壊を考慮する (図-4)。また、既存骨組の柱で確認されたせん断破壊を考慮するため、せん断サブ要素<sup>4)</sup>を設ける。なお、鉄骨ブレースの破断ならびに補強芯筋に沿う付着割裂破壊のモデル化については、本報の対象としない。

## 3. ブレース座屈および補強接合部破壊のモデル化

### 3.1 鉄骨ブレースの座屈挙動のモデル化

まず、鉄骨ブレースの座屈挙動のモデル化に関する検討を行う。なお、解析には数値解析コード OpenSees<sup>5)</sup>を用いた。

#### (1) 解析概要

図-5 に解析対象試験体の鉄骨ブレースを対象とした解析モデルの概要を示す。鉄骨ブレースを複数のファイバー要素でモデル化し、Menegotto-Pinto の応力度( $\sigma$ )-ひずみ度( $\epsilon$ )関係を付与した。また、中央の鉛直方向に初期不整( $\delta_i$ )を与えた。本手法は、共回転理論<sup>6)</sup>を用いることで座屈挙動を模擬する Uriz ら<sup>7)</sup>により提案された手法である。共回転理論は、基本力  $q_1$  が常に変形後の要素の弦  $ij$  に沿って作用し、要素が変形すると方向が変化する手法である (図-6)。変形要素の基準骨組の要素端力は、変形形状にある要素自由体の釣合方程式を満足させることにより基本力によって表され、変形要素の弦  $ij$  と変形前の位置のなす角度として定義される  $\beta$  を介して、式 (1) に示す釣合方程式により、共回転座標系から局所座標系に変換される。

$$\bar{p} = \begin{pmatrix} \bar{p}_1 \\ \bar{p}_2 \\ \bar{p}_3 \\ \bar{p}_4 \\ \bar{p}_5 \\ \bar{p}_6 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{(L+\Delta\bar{u}_x)}{L_n} & -\frac{\Delta\bar{u}_y}{L_n^2} & -\frac{\Delta\bar{u}_y}{L_n^2} \\ \frac{\Delta\bar{u}_y}{L_n} & \frac{L+\Delta\bar{u}_x}{L_n^2} & \frac{L+\Delta\bar{u}_x}{L_n^2} \\ 0 & 1 & 0 \\ \frac{L+\Delta\bar{u}_x}{L_n} & \frac{\Delta\bar{u}_y}{L_n^2} & \frac{\Delta\bar{u}_y}{L_n^2} \\ \frac{\Delta\bar{u}_y}{L_n} & -\frac{L+\Delta\bar{u}_x}{L_n^2} & -\frac{L+\Delta\bar{u}_x}{L_n^2} \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{pmatrix} \quad (1)$$

ここで、 $\bar{p}$  : 局所座標系における要素節点力、 $L$ 、 $L_n$  : 変形前、変形後の要素長さ、 $\Delta\bar{u}_x$ 、 $\Delta\bar{u}_y$  : 局所座標系における  $x$ 、 $y$  方向の要素節点相対変位、 $q$  : 基本要素力である。

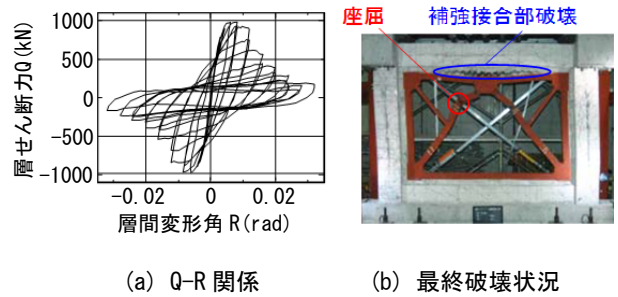


図-2 実験結果

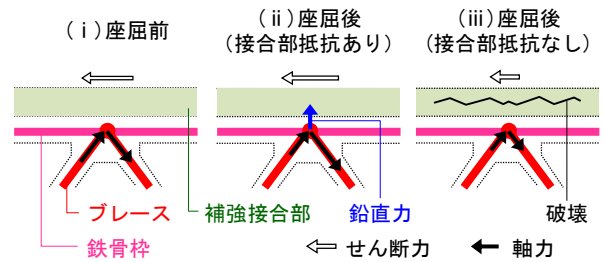


図-3 鉄骨ブレース耐力低下機構

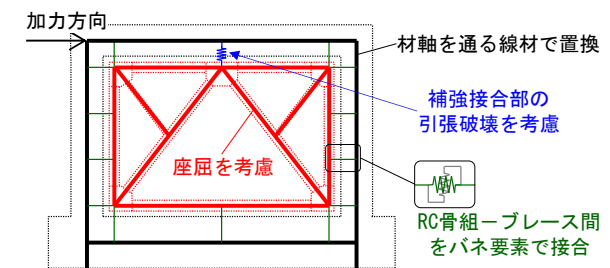


図-4 提案解析モデル概要

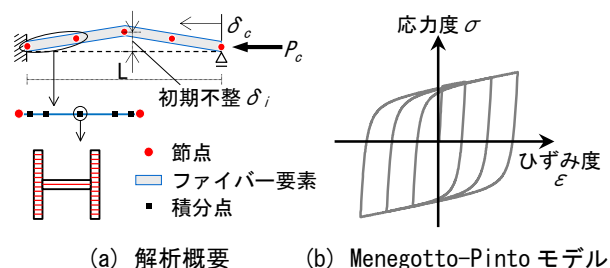


図-5 座屈ブレースのモデル化

Uriz らは鋼管ブレースを対象に、要素数、初期不整、積分点数、ファイバー分割数をパラメータとした検討を行っている。その結果、要素数は4以上、初期不整はブレース長さに対して0.005~0.1%、積分点数は最小で3、ファイバー分割数は10~15を推奨している。本論では、解析対象試験体である鉄骨ブレースに対して同様のパラメトリックスタディを行うことによって各パラメータの影響を確認すると共に、骨組解析モデルに用いる各パラメータの値を決定する。なお、各パラメータは要素数4、初期不整0.1%、積分点数5、ファイバー分割数15をベースとした。

## (2) 解析結果

図-7 に各パラメータについて検討した圧縮荷重( $P_c$ )—圧縮変形( $\delta_c$ )関係を示す。要素数、積分点数およびファイバー分割数は、推奨値以上と推奨値未満に違いが見られ、数が多くなるにつれて収束する傾向にある。これより、精度良く屈服挙動を追従するには推奨値以上とする必要があると考えられるが、モデル化の簡便さも考慮し、要素数4、積分点数5、ファイバー分割数15を採用する。初期不整は、値が小さくなると共に初期屈曲耐力が上昇する傾向が見られた。対象試験体の鉄骨ブレースの細長比 $\lambda$ が24.1と小さく、既往のFEM解析からも圧縮降伏後の屈曲であると判断できることから、圧縮降伏のタイミングにより近い初期不整0.1%を採用した。

### 3.2 補強接合部の引張破壊のモデル化

補強接合部の引張破壊のモデル化に関する検討を行うにあたり、同試験体を対象としたFEM解析モデル<sup>2)</sup>における補強接合部を部分的に抽出した要素解析モデルにより、補強接合部の引張破壊に着目したFEM解析を実施する。なお、解析には数値解析コード汎用コードDIANA9.4<sup>8)</sup>を用いた。

図-8 に要素分割図を示す。圧入モルタルは、平面応力要素(1辺50mm程度)でモデル化し、回転ひび割れモデルを採用した。鉄骨柱、頭付きのあと施工アンカーおよびスタッドは梁要素でモデル化した。また、鉄骨柱と圧入モルタルの間には、線分および節点界面要素を導入している。なお、線分界面要素は圧入モルタル、節点界面要素はアンカー筋の挙動を模擬するものである。これらは、圧入モルタルの引張破壊による剥離現象を考慮するためのモデル化であり、両界面要素は圧入モルタルの引張破壊以降に抵抗を開始するように設定する。

図-9 に圧入モルタルの構成則を示す。圧入モルタルの圧縮側は、上昇域と下降域を異なる放物線で近似し、下降域は圧縮破壊エネルギー $G_{fc}$ を考慮した軟化モデルとした。なお、 $G_{fc}$ は國本ら<sup>9)</sup>の式を用いて算出し、要素代表長さ $L_c$ は要素面積 $A$ と等価な面積を持つ円の直径( $L_c=2(A/\pi)^{1/2}$ )とした。引張側は、上昇域は引張強度 $f_t$

までを線形弾性と仮定し、下降域は1直線引張軟化モデル

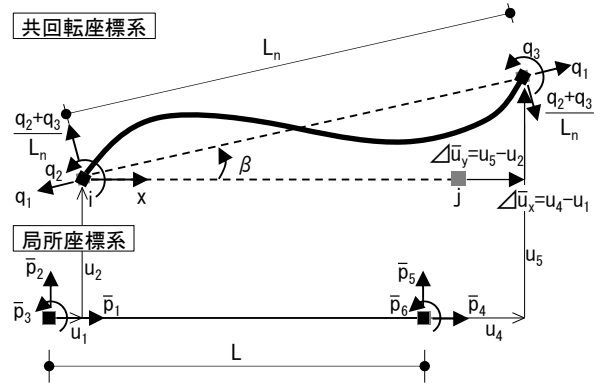


図-6 変形状態にある骨組要素の釣合

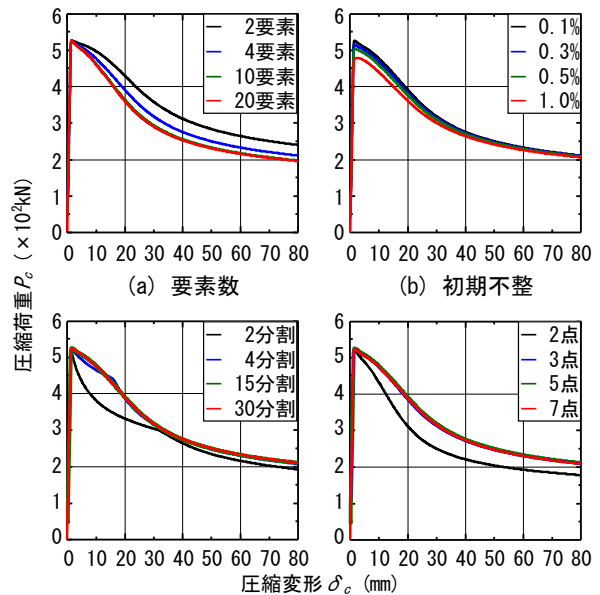


図-7 パラメトリックスタディ結果

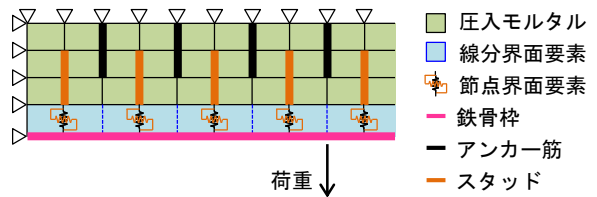


図-8 要素分割図

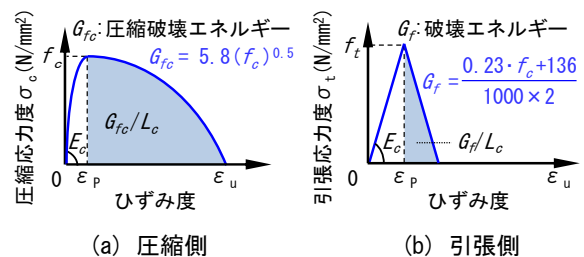


図-9 圧入モルタル構成則

ルを採用した。破壊エネルギー $G_f$ は大岡ら<sup>10)</sup>の提案式から求めた値の1/2として評価した。要素代表長さ $L_c$ は圧縮側と同様に仮定した。なお、引張強度 $f_t$ およびヤング係数 $E_c$ は、それぞれACI式<sup>11)</sup>およびRC規準式<sup>12)</sup>より算出した。両式を式(2)および式(3)に示す。

$$f_t = 0.33\sqrt{f_c} \quad (2)$$

$$E_c = 3.35 \times 10^4 \times \left(\frac{\gamma}{24}\right)^2 \times \left(\frac{f_c}{60}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (3)$$

ここで、 $f_t$ :引張強度(N/mm<sup>2</sup>)、 $f_c$ :圧縮強度(N/mm<sup>2</sup>)、 $E_c$ :ヤング係数(N/mm<sup>2</sup>) $\gamma$ :気乾単位体積重量(kN/m<sup>3</sup>)。

各種鋼材はBi-Linearモデルとし、降伏後の剛性は初期剛性の1/100とした(図-10)。

圧入モルタルの挙動を模擬する線分界面要素のせん断方向の特性は、引張強度に達する以前は剛とし、引張強度到達後はせん断抵抗を消失するモデルとした。一方、垂直方向の特性は、圧入モルタルの引張特性に基づいて設定し、剛性は最大引張応力度を最大引張応力時のひずみ度と補強接合部の厚さの積で除した値とした。

スタッドの挙動を模擬する節点界面要素は、せん断方向のスタッドのダボ抵抗に対して、大淵ら<sup>13)</sup>の実験式を多直線近似した(図-11)。一方、垂直方向の応力度-変位関係には、付着すべりを考慮したスタッドの引張応力度-垂直変形関係<sup>2)</sup>を用いた(図-12)。

解析より得られた垂直力-垂直変形関係を図-13に示す。この関係を多直線近似し、ブレース交差部上部に設置するバネの垂直方向に付与することで、ファイバー解析において補強接合部の引張破壊挙動を再現する。

#### 4. 座屈を伴う補強後RC造骨組のファイバー解析

##### 4.1 解析モデル概要

解析モデルの詳細を図-14に示す。各柱はファイバー要素でモデル化し、実験において確認されたせん断破壊を再現するため、せん断サブ要素を付与した。梁および基礎は剛体とした。補強接合部が取り付けることによる柱断面積の増加と内法スパンの減少を考慮するため、柱の断面に補強接合部の圧入モルタル部分を含めてモデル化し、剛域は柱梁接合部の中心から補強接合部までとした。鉄骨枠は梁要素でモデル化した。鉄骨ブレースは前章で決定したパラメータ(要素数4、初期不整0.1%、ファイバー分割数15、積分点5)を用い、共回転理論を適用することにより座屈を考慮する。ガセットプレート部分は剛体とした。RC造骨組と枠付き鉄骨ブレースは、バネ要素(補強接合部バネ)によって接合した。

図-15にコンクリート、図-16に鉄筋の応力度( $\sigma$ )-ひずみ度( $\epsilon$ )関係を示す。コアコンクリートに対してはMander<sup>14)</sup>の拘束効果を適用した。なお、鉄筋の降伏後の二次勾配は初期剛性の1/100とし、コンクリートと鉄筋

の付着すべりを考慮して最大点指向型の履歴ループとした。せん断サブ要素は、せん断破壊領域に生じるせん断力(Q)-せん断変形( $\delta_s$ )関係を模したTri-Linear型の復元力特性<sup>4)</sup>を用いた(図-17)。なお、復元力特性の算出には、柱断面積および長さ、帯筋断面積および間隔、コンクリート圧縮強度、軸力を必要とするが、柱断面積に

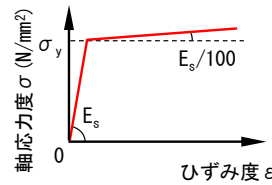


図-10 鋼材構成則

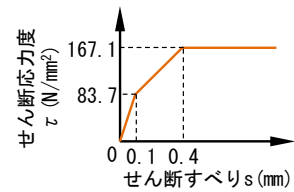


図-11 ダボ抵抗構成則

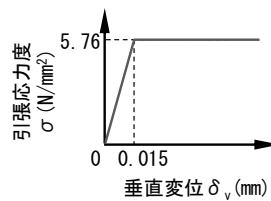


図-12 付着を考慮したスタッドのσ-δ<sub>v</sub>関係

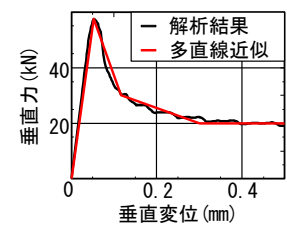


図-13 FEM解析結果

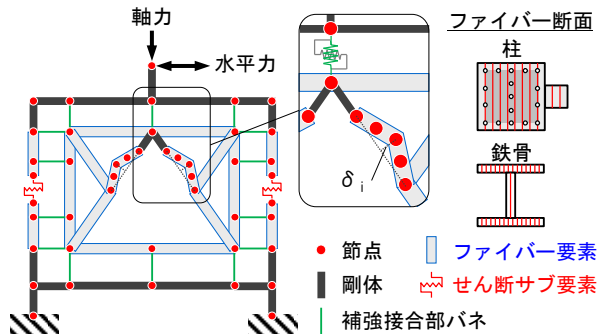


図-14 ファイバー解析モデル

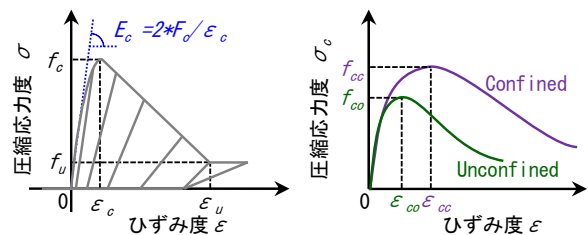


図-15 コンクリート構成則

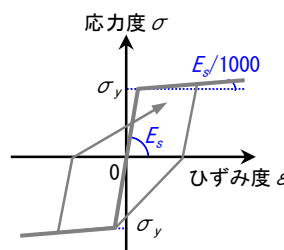


図-16 鉄筋構成則

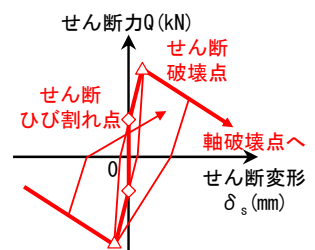


図-17 せん断サブ要素

は圧入モルタル部分を含め、軸力には初期の一定軸力を用いた。補強接合部バネの垂直方向および水平方向はそれぞれ独立であり、負担断面における圧入モルタル部分の弾性剛性を持たせた。すべての補強接合部バネを弾性としたモデルを Case1、ブレース交差部上部の補強接合部バネにおいて補強接合部の引張破壊を考慮した垂直力-垂直変形を用いたモデルを Case2 とする。実験ではブレース交差部上部に顕著な剥離が生じており、補強接合部全体に生じたひび割れの影響は小さいと考えられるため、Case2 では同位置のみに引張破壊を考慮した。

#### 4.2 静的単調解析

解析より得られた補強後 RC 造骨組の層せん断力(Q)-層間変形角(R)関係および鉄骨ブレースの  $\sigma$ - $\epsilon$  関係を 図-18 に示す。図中には、ブレース座屈および補強接合部の引張破壊を考慮していない解析モデル(Case0)の結果を併せて示す。

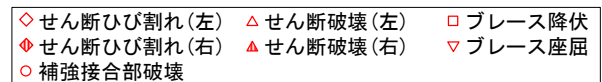
Case0 の解析結果は、実験における最大耐力と良好な対応を示したが、ポストピークに関しては異なる挙動を示した。各 Case の相違点として、層間変形角  $0.28 \times 10^{-2}$  rad 以降にブレース座屈の有無による違い (Case0 と Case1&2) が表れ、ブレース座屈を考慮することによって最大耐力が若干低下している。これは、Case1 および Case2 では層間変形角  $0.28 \times 10^{-2}$  rad 時に圧縮側ブレースの座屈が生じ、補強後骨組の最大耐力時における鉄骨ブレースの抵抗分が減少したためである。また、Case0 と Case1 の比較により、座屈の影響で最大耐力以降の軟化勾配が大きくなることが確認できる。層間変形角  $0.70 \times 10^{-2}$  rad 以降の挙動において Case1 と Case2 に明確な違いが表れ、Case2 では急激な耐力低下が生じ、以降の軟化勾配もさらに大きくなっている。これは、補強接合部バネの引張破壊に起因するものであり、これ以前の層間変形角  $0.31 \times 10^{-2}$  rad において鉄骨ブレース圧縮側の座屈と共に引張側の降伏が生じていることから、各ブレースの軸力差によって補強接合部バネの引張破壊が引き起こされたと考えられる。Case2 の引張側ブレースにおいては、補強接合部バネの引張破壊以降のステップで除荷が生じており、図-3 で示した耐力低下機構における状態 ii から状態 iii に移行していることが確認出来る。これより、本解析モデルにおいて座屈を考慮した補強後骨組のモデル化が可能であると共に、補強接合部バネを設けることで座屈に伴う耐力低下機構が忠実に再現できた。

ただし、層間変形角  $0.20 \times 10^{-2}$  rad 以降の剛性を過大評価している点や座屈発生時の層間変形角を過小評価している点および耐力低下挙動に実験との相違点が見られる。剛性の過大評価の原因は、本解析モデルにおける補強接合部バネがブレース交差部の垂直方向を除いて弾性であり、圧入モルタルのひび割れ発生による接線方

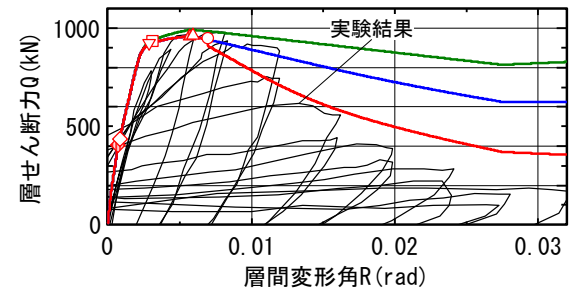
向の剛性低下を考慮していないためと考えられる。その他、RC 柱のコンクリートと主筋の付着すべり挙動を考慮していないことも原因の一つといえる。また、座屈発生時における層間変形角の過小評価の原因は、実験では圧縮降伏後の座屈であるのに対し本解析モデルの座屈ブレースが圧縮降伏以前に座屈を生じるモデルであるためと考えられる。耐力低下挙動が異なる原因としては、鉄骨ブレースの引張破断および RC 柱芯鉄筋に沿う付着割裂破壊をモデル化していないことや補強接合部の破壊に対するモデル化を一部省略したことが挙げられる。

#### 4.3 静的繰返し解析

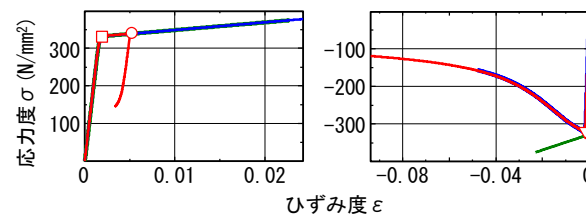
座屈および補強接合部の引張破壊を考慮した解析モデル Case2 を用いて、静的繰返し解析を実施した。図-19 に補強後骨組の Q-R 関係、図-20 に鉄骨ブレースの  $\sigma$ - $\epsilon$  関係を示す。解析結果の除荷および再載荷を含めた履歴形状は実験結果を概ね良好に模擬した。なお、最大耐力時における層せん断力、層間変形角の実験値に対する解析値の割合は、それぞれ 0.98, 0.71 であった。解析の正側載荷において層間変形角  $0.2 \times 10^{-2}$  rad サイクル時に圧縮側柱および引張側柱のせん断ひび割れが生じた。圧縮側柱は層間変形角  $0.6 \times 10^{-2}$  rad、引張側柱は  $0.8 \times 10^{-2}$  rad サイクル時にせん断破壊した。鉄骨ブレースは層間変形角  $0.4 \times 10^{-2}$  rad サイクル時に引張側の降伏、圧縮側の座屈が生じた。補強接合部バネは、負側載荷における層間変形角  $0.6 \times 10^{-2}$  rad の 1 サイクル時に引張破断し、急激な耐力低下を生じさせた。解析対象とした補強後 RC 造骨組の挙動は、主にせん断破壊する柱 2 本と座屈を生



— Case0    — Case1 (座屈)    — Case2 (座屈+接合部破壊)



(a) せん断力-層間変形角関係



(b) 鉄骨ブレース応力度-ひずみ度関係

図-18 静的単調解析結果

じる枠付き鉄骨ブレースの累加により決定される。補強後 RC 造骨組中では鉄骨ブレースが負担するせん断力の占める割合が大きいため、骨組全体の履歴挙動においても鉄骨ブレースの影響を大きく受ける。本解析モデルにおいても同様であることから、共回転理論を用いてモデル化した座屈ブレースが座屈挙動を精度良く模擬し、その結果として補強後 RC 造骨組の履歴形状も実験と良好な対応を示したと考えられる。これより、本解析モデルは、履歴形状も含めて座屈を伴う補強後 RC 造骨組の挙動を十分に追従可能であると考えられる。

## 5. まとめ

ブレース座屈および補強接合部の引張破壊に着目した枠付き鉄骨ブレース補強後 RC 造骨組のファイバー解析を実施することで以下の知見を得た。

- (1) 座屈が生じる鉄骨ブレースに対して、共回転理論を用いて幾何学的非線形性を考慮したモデル化を行い、各パラメータの影響を確認すると共に適正值を決定した。
- (2) 両現象のモデル化を組み込んだ静的単調解析では、耐力低下機構が忠実に再現され、実験結果と良好な対応を示した。
- (3) 静的繰返し解析より、座屈ブレースが座屈挙動を良好に模擬することで、本解析モデルは履歴形状においても実験の挙動を精度よく追従することができた。

## 謝辞

本研究の一部は科学研究費補助金（基盤研究（C））代表者：白井伸明）の助成を受けて行われたものである。

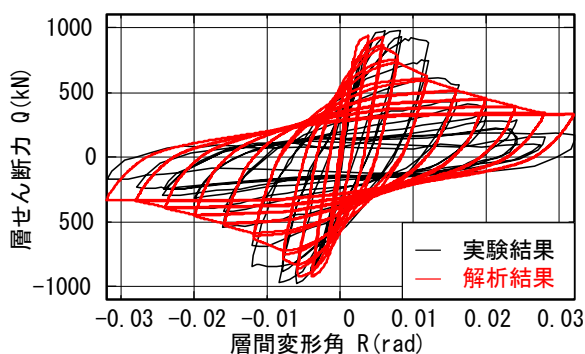


図-19 静的繰返し解析結果

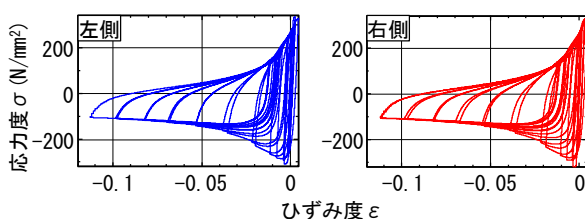


図-20 座屈ブレース応力度-ひずみ度関係

## 参考文献

- 1) 耐震補強の評価に関する研究委員会：耐震補強の評価に関する研究委員会 報告書・論文集，社団法人日本コンクリート工学協会，2000.6
- 2) 山根康孝，田嶋和樹，白井伸明：座屈またはパンチングシア破壊が生じる枠付き鉄骨ブレース補強後 RC 造骨組の抵抗機構に関する解析的検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.35，No.2，pp.1075-1080，2013.
- 3) 石村光由，伊与田貴章，藤井稔己，南宏一：低強度コンクリート学校校舎の耐震補強効果，コンクリート工学年次論文集，Vol.30，No.3，pp.1195-2000，2008
- 4) 田嶋和樹，河井慎太郎，今井究，白井伸明：脆性部材の破壊が RC 造骨組の耐震性能に及ぼす影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.34，No.2，pp.337-342，2012.
- 5) Open System for Earthquake Engineering Simulation – Home Page, <http://opensees.berkeley.edu/>
- 6) Filippou, F.C., and Fenves, G.L.: Earthquake Engineering From Engineering Seismology to Performance-Based Engineering. Chapter 6: Methods of Analysis for Earthquake-Resistant Structures, CRC Press, 2004.
- 7) Patxi Uriz, Stephen A. Mahin: Toward Earthquake-Resistant Design of Concentrically Braced Steel-Frame Structures, PACIFIC EARTH QUAKE ENGINEERING RESEARCH CENTER, 2008.8
- 8) DIANA Foundation Expertise Center for Computational Mechanics: DIANA Finite Element Analysis User's Manual, TNO Building and Construction Research, 2010.
- 9) 國本拓也，田嶋和樹，白井伸明：グラウト材の力学的性能の破壊エネルギーの実験的評価，コンクリート工学年次論文集，Vol.30，No.2，pp.673-678，2008.
- 10) 大岡督尚，橋高義，渡部憲：コンクリートの破壊パラメータに及ぼす短繊維混入および材齢の影響，日本建築学会構造系論文集，第 529 号，pp.1-6，2000.3
- 11) ACI Committee 318: Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-71), American Concrete Institute, Detroit, 1977.
- 12) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説，2010.
- 13) 大淵英夫，鈴木基晴，南尚吾，中野克彦，松崎育弘：ずれ変形を考慮したプレキャスト部材接合面におけるせん断伝達に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 491 号，pp.97-104，1997.1
- 14) J.B.Mander: "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete", Journal of Structural Engineering, Vol.114, No.8, pp.1804-1826, 1988.8