

## 接合部固定度を考慮した H 形断面ブレースの 座屈後履歴性状及び累積変形性能

### POST-BUCKLING HYSTERESIS AND CUMULATIVE DEFORMATION CAPACITY OF H-SECTION BRACES CONSIDERING THEIR CONNECTION RIGIDITY

竹内 徹<sup>\*1</sup>, 中村 悠<sup>\*2</sup>, 松井良太<sup>\*3</sup>

*Toru TAKEUCHI, Yu NAKAMURA and Ryota MATSUI*

The post-buckling hysteresis model for the braces under cyclic axial force proposed by M.Wakabayashi, M.Shibata and others are popularly used for time-history analyses for braced frames. Also the authors have proposed easy evaluation method predicting the fracture point of the braces after local buckling. However, these methods are derived from pin-ends boundary conditions, and performances under rigid or semi-rigid conditions are not made clear yet. In this paper, detailed FEM analyses of H-section braces under various rigidity conditions are carried out, and parameters for post-buckling hysteresis model are identified. Also prediction method of fracture points for braces under various boundary conditions is proposed.

**Keywords:** *H-section Braces, Buckling, Connection Rigidity, Cyclic Loading, Cumulative Deformation*

H 形鋼ブレース, 座屈, 接合部固定度, 繰返し荷重, 累積変形

#### 1. 序

H 形断面を有するブレース材は、立体構造や大空間構造等の建築物の耐震要素として幅広く利用されている。このような部材が座屈荷重を超える大地震に見舞われた場合、ブレース部材は全体座屈を伴いながら繰返し軸変形を受けることになる。全体座屈を生じると耐力が急激に低下し、局部座屈を生じた後は部材が早期に破断することが知られている。このようなブレース材の座屈後履歴特性については実験及び解析に基づき数多くの研究がなされており、定式化された種々の履歴則が提案され時刻歴応答解析等に汎用的に使用されている。例えば、柴田・若林ら<sup>1,2)</sup>の提案した座屈部材の履歴モデルは H 形鋼のみならずあらゆるブレース材が用いられた架構の時刻歴応答解析等に用いられている。このモデルはブレース材の復元力特性を 4 つのステージに分類し、それぞれを軸方向変位の単純な陽関数として定式化し表現している(図 1)。特に、ブレース材の履歴特性に特有な繰返し載荷に伴う剛性及び部材の耐力劣化を正確に表現し、ランダムな入力による過渡的な現象を一貫性を失わずに正確にモデル化できる。定式化された関数は 6 つの係数を含んでおり、それぞれの係数が細長比と素材特性によって決定される単一のパラメータによって代表される。一方、野中ら<sup>4),5),6)</sup>は、任意に変動する軸方向載荷を受けるブレース材の履歴挙動を閉型の解として求める方

法を示し、ブレース材の全体変位を構成する変位成分を 4 つの要素に分解し、繰返し載荷に伴う履歴挙動を追跡する手法を提示している。また、S.C.Goel ら<sup>7),8),9),10)</sup>は、全体座屈後に発生する局部座屈に注目し、アングル材や角形鋼管ブレースを対象に、小歪レベルの範囲内において繰返し載荷実験を行い、局部座屈による塑性歪の集中が早期破断を引き起こすことを指摘すると共に局部座屈挙動の追跡及び破断回数の推定式を提案している。一方、ブレース材の破断時期を推定する手法として、筆者らは前論文<sup>3)</sup>において H 形断面のブレース材に対し、繰返し軸載荷実験及び有限要素法解析を実施し、全体座屈及び局部座屈を生じた後の破断までの累積繰返し変形性能と部材の細長比・フランジ幅厚比との相関関係を整理している。同論文では、歪集中率という概念を用いて部材節点間の見かけの軸変形から局部座屈部の塑性歪を推定し、破断時期を簡易に推定する手法を提案している。しかし、以上述べた知見は接合部の境界条件がピン接合の実験結果に対応するものであり、剛接合、半剛接合等の異なる境界条件を考慮していない。これに対し谷口、加藤ら<sup>18)</sup>は固定度の異なる接合部をもつ H 形断面ブレースの繰返し実験を行い、等価座屈長さをを用いた履歴則の精度確認を行っている。しかし、提案されている等価座屈長さ係数の適用範囲についてはまだ不明な点も多い。

<sup>\*1</sup> 東京工業大学建築学専攻 教授・博士(工学)

<sup>\*2</sup> 東京工業大学建築学専攻 大学院生

<sup>\*3</sup> 東京工業大学建築学専攻 博士課程・修士(工学)  
(日本学術振興会特別研究員 DC1)

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.  
Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology  
Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M. Eng.  
(Research Fellow of the Japan Society for the Promotion of Science)

そこで、本研究では接合部固定条件を剛からピンまで変化させたH形断面ブレース材をモデル化し、有限要素法解析により接合部固定度の変化に伴う座屈履歴を軸歪3%程度の大変形領域まで分析し、柴田・若林らによって提案された履歴則(以下、柴田・若林モデル)における係数の同定を試みる。また、各接合部固定度を考慮して同定した係数を有効座屈長によって表現した場合の精度を確認し、さらに各係数を有効座屈長さ係数 $f$ の関数として同定した式を提案する。次に、前論文<sup>3)</sup>において提案したH形断面ブレース材の破断時期の推定手法に用いられている歪集中率の概念を歪振幅拡大係数として再定義し、異なる接合部固定度を有するモデルの局部座屈部における歪履歴の推移を分析すると共に素材の低サイクル疲労性能と比較することで、接合部固定度の異なるブレース材が破断に至るまでの累積変形性能を簡便に評価する手法の提案を行う。

## 2. 有限要素法解析によるブレース材の座屈履歴性状

H形断面ブレース材に対し、有限要素法解析を行うことにより、全体座屈及び局部座屈を伴う繰返し軸力下の挙動及び軸力-軸変形関係を解析し、接合部の境界条件別に各係数の同定を試みる。

### 2.1 解析モデルの概要及び各種設定

解析には幾何学的非線形性、材料非線形性を考慮した有限要素法プログラムABAQUS.ver.6.5-6を用いる。解析モデルは接合部の境界条件がピン(P)または剛(F)の単材モデルと具体的なトラス架構を想定した半剛(M)を想定し、半剛ではブレース材周辺の架構及び接合部をモデル化したフレームモデルを設定する。単材モデルでは前論文<sup>3)</sup>の実験に基づき、ブレース材の細長比を50, 70, 100の3シリーズとし、さらにそれぞれのシリーズに対してフランジ幅厚比を6, 10, 13の3シリーズに分類した全9種類をピン及び剛の接合部の境界条件別に設定する。こちらは、対称条件より全体の1/2の領域でモデル化する。フレームモデルはブレース材とその両端部におけるガセットプレートを含む周辺架構との接合部を含めてモデル化し、ブレース材の細長比を50, 100の2シリーズで、さらにそれぞれのシリーズに対して幅厚比を6, 10, 13の3シリーズに分類した全5種類を設定する。表1にそれぞれの解析モデルの諸元を示す。解析モデルの構成に用いる要素はシェル要素及び剛体要素である。ブレース材に使用する要素は板厚方向に9つのシンプソン則積分点を有する4節点複層シェル要素とし、ヤング率は $E=2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、ポアソン比は $\nu=0.3$ とする。また図3に示す鋼材の材料特性を用いて降伏曲面を設定し、降伏後は対数関数で降伏後の真応力-塑性歪曲線を規定する。塑性硬化則には移動硬化と等方硬化を組合せた複合硬化則を用いる。半剛接合モデルに用いるガセットプレート及び周辺架構の材料特性は弾性と仮定する。また、ブレース材中央部で最大振幅が節点間距離の1/1000となるようなsin波半波の初期不整を全長にわたって与える。制御方法は解析モデルの片側に制御点を定義し、剛体要素で端部相対変位を拘束し、変位制御にて正負交番の漸増载荷を行う。図4に示すように一定振幅の領域においては正負側1回ずつの载荷を1サイクルと見なし、軸方向変位を図2に示す節点P<sub>1</sub>-P<sub>2</sub>間距離で除した値を等価軸歪 $\varepsilon_{eq}$ と定義し、その最大値を0.1%, 0.5%, 1.0%, 2.0%, 3.0%と3サイクルずつ加える。

### 2.2 数値解析結果及び考察

図5に得られた各モデルの等価軸応力 $\sigma_{eq}$ (軸力/初期断面積)-等価

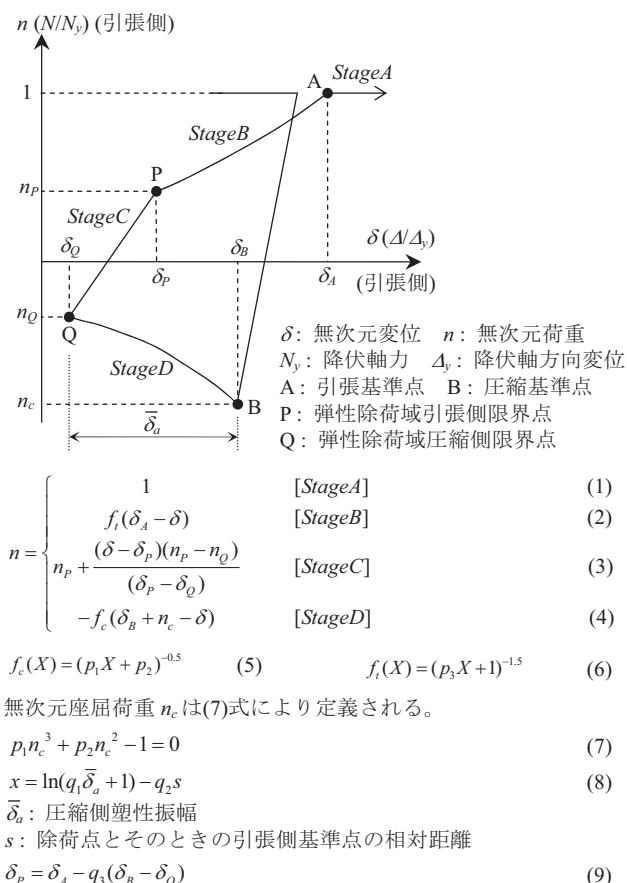


図1 座屈部材履歴則<sup>1), 2)</sup>

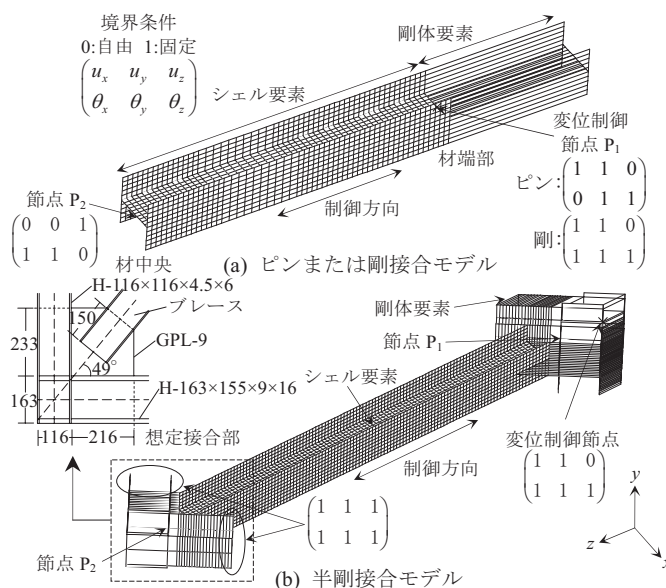


図2 有限要素法解析モデル

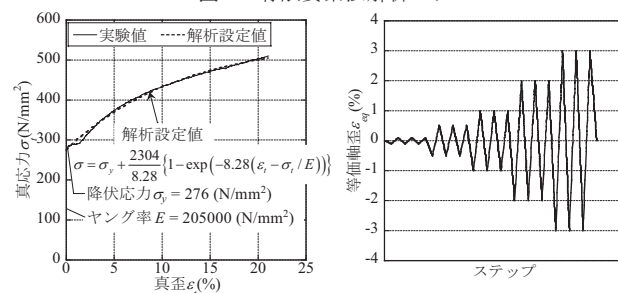


図3 ブレース材の材料特性

図4 制御歪履歴

軸歪 $\epsilon_{eq}$ の履歴関係を示す。ただし、引張側を正、圧縮側を負とする。固定条件がピンの場合のシリーズでは、前論文<sup>3)</sup>の実験結果を合わせてプロットしている。履歴特性は同一の細長比をもつ場合、接合部が剛または半剛のモデルに比べ、接合部がピンのモデルでは座屈後耐力の低下は著しい。さらに、履歴ループの描く面積は接合部が剛または半剛のモデルがより大きくなる性状を示しており、接合部がピンの場合に比べて1ループあたりのエネルギー吸収能力が高いことが確認できる。

### 2.3 柴田・若林モデルの係数同定

柴田・若林モデルにおいて履歴の各 Stage における耐力曲線は図1中の式(1)～(4)のように算定されている。あるステップにおいて引張側及び圧縮側での限界点 P, Q が確定すれば、それ以後変位逆転が生じない限り、ブレース材の無次元軸力  $n$  は無次元軸方向変位  $\delta$  の1価連続関数で表現される。履歴曲線の係数は  $p_1, p_2, p_3, q_1, q_2, q_3$  であり、それぞれは無次元化座屈荷重  $n_c(=\pi^2 E/(\lambda^2 \sigma_y))$  の関数で定義される。 $p_1, p_2$  は圧縮側耐力曲線の勾配、 $p_3$  は引張側耐力曲線の勾配、 $q_1, q_2$  は式(8)により算定される引張側耐力曲線の移動量  $x$ 、 $q_3$  は StageB 及び StageD より除荷する場合の弾性除荷域での直線の勾配を決定する係数である。なお、同モデルにおける座屈耐力は繰返し

表1 解析モデル種類及び諸元一覧

|                        |       |
|------------------------|-------|
| 解析モデル名                 | H710P |
| 細長比/10                 | ↓     |
| 接合部の境界条件               | ↓     |
| フランジ幅厚比                | ↓     |
| P: ピン<br>F: 剛<br>M: 半剛 |       |

(i) 接合部ピン(P)または剛(F)モデル

| モデル名  | 全長<br>$L$<br>(mm) | 幅<br>$B$<br>(mm) | せい<br>$H$<br>(mm) | 厚さ                   |                       | 断面積<br>$A$<br>(mm <sup>2</sup> ) | 細長比<br>$\lambda$ | 有効座屈<br>長さ係数<br>$\Gamma$ | フランジ<br>幅厚比<br>$B/2t_f$ |
|-------|-------------------|------------------|-------------------|----------------------|-----------------------|----------------------------------|------------------|--------------------------|-------------------------|
|       |                   |                  |                   | ウェブ<br>$t_w$<br>(mm) | フランジ<br>$t_f$<br>(mm) |                                  |                  |                          |                         |
| H506  | 874               | 72.0             | 72.0              | 6.0                  | 6.0                   | 1224.0                           | 50.0             | P:1.0<br>F:0.5           | 6.0                     |
| H706  | 1224              |                  |                   |                      |                       |                                  | 70.0             |                          |                         |
| H1006 | 1749              |                  |                   |                      |                       |                                  | 100.0            |                          |                         |
| H510  | 1079              |                  |                   |                      |                       |                                  | 50.0             |                          |                         |
| H710  | 1511              | 90.0             | 90.0              | 4.5                  | 4.5                   | 1174.5                           | 70.0             |                          | 10.0                    |
| H1010 | 2159              |                  |                   |                      |                       |                                  | 100.0            |                          |                         |
| H513  | 1433              |                  |                   |                      |                       |                                  | 50.0             |                          |                         |
| H713  | 2006              | 120.0            | 120.0             | 4.5                  | 4.5                   | 1579.5                           | 70.0             |                          | 13.0                    |
| H1013 | 2865              |                  |                   |                      |                       |                                  | 100.0            |                          |                         |

(ii) 接合部半剛(M)モデル

| モデル名  | 全長<br>$L$<br>(mm) | 幅<br>$B$<br>(mm) | せい<br>$H$<br>(mm) | 厚さ                   |                       | 断面積<br>$A$<br>(mm <sup>2</sup> ) | 細長比<br>$\lambda$ | 有効座屈<br>長さ係数<br>$\Gamma$ | フランジ<br>幅厚比<br>$B/2t_f$ |
|-------|-------------------|------------------|-------------------|----------------------|-----------------------|----------------------------------|------------------|--------------------------|-------------------------|
|       |                   |                  |                   | ウェブ<br>$t_w$<br>(mm) | フランジ<br>$t_f$<br>(mm) |                                  |                  |                          |                         |
| H506  | 150.0             | 150.0            | 12.5              | 12.5                 | 12.5                  | 5312.5                           | 50.0             | 0.88                     | 6.0                     |
| H1006 | 1809              | 75.6             | 75.6              | 6.3                  | 6.3                   | 1349.5                           | 100.0            | 0.69                     |                         |
| H1010 |                   | 76.0             | 76.0              | 3.8                  | 3.8                   | 837.5                            |                  | 0.63                     |                         |
| H513  |                   | 150.8            | 150.8             | 5.8                  | 5.8                   | 2556.6                           | 50.0             | 0.85                     | 13.0                    |
| H1013 |                   | 78.0             | 78.0              | 3.0                  | 3.0                   | 684.0                            | 100.0            | 0.62                     |                         |

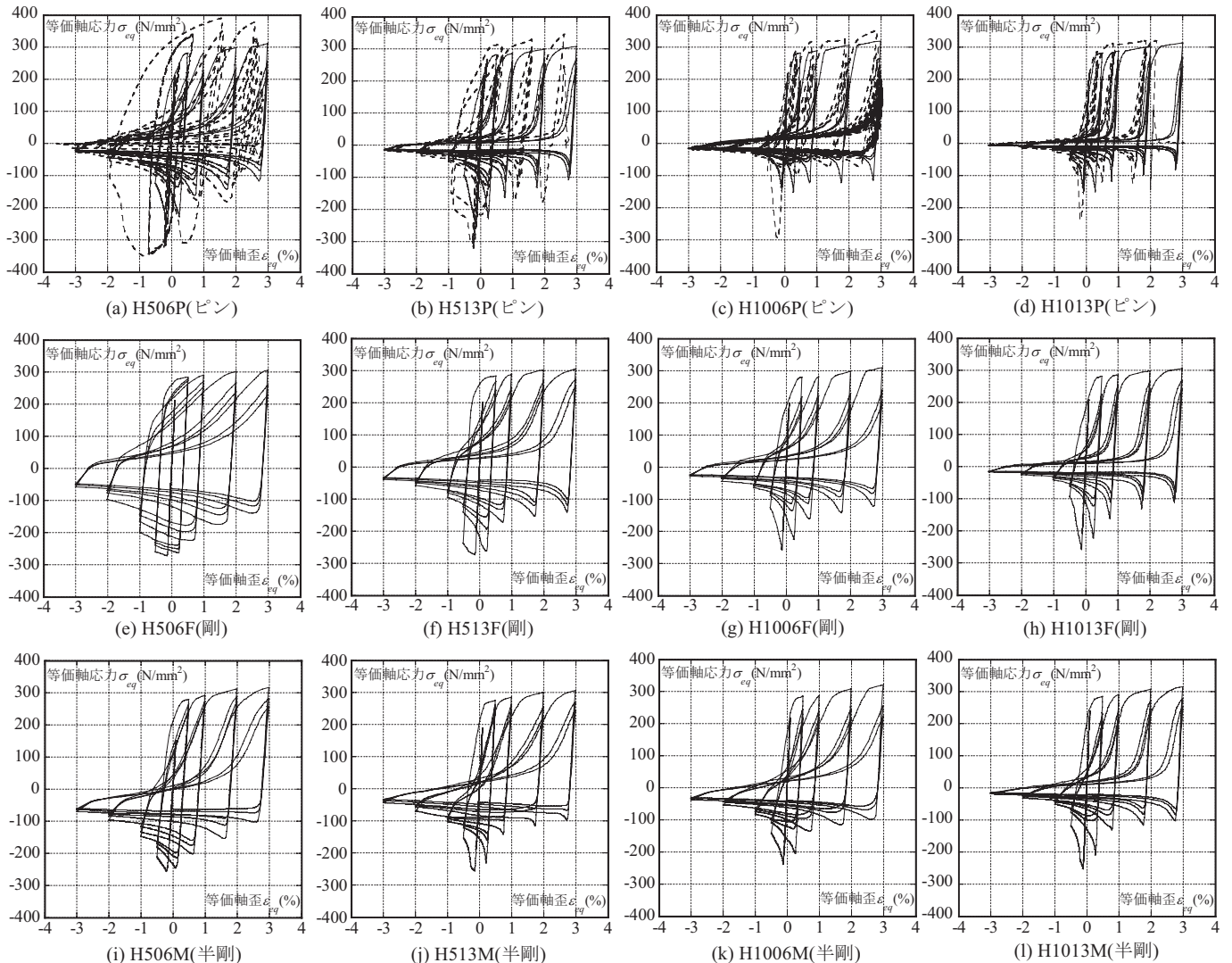


図5 等価軸応力 $\sigma_{eq}$ -等価軸歪 $\epsilon_{eq}$ の履歴関係

—本研究 --実験(文献3))

載荷後も比較的一定の耐力を示すように設定されており、初期座屈耐力以降の耐力低下を必ずしも捉えてはいない。そこで、同モデルの関係式とパラメータを変更することなく、圧縮側耐力曲線を修正することにより、初期の座屈耐力以降の繰返しによる座屈耐力の低下を考慮できる修正モデル(以下、修正柴田・若林モデル)で解析を行う。修正する際に、繰返し載荷による初期座屈以降の耐力低下を考慮して式(4)の代わりに圧縮側耐力曲線を無次元化圧縮側累積塑性歪の関数で表わした式(10)で評価する<sup>12)</sup>。また柴田・若林モデルと修正モデルの履歴特性の相違を図6に示す。

$$n = -f_c(\delta_B + n_e - \delta) \frac{\alpha n_0}{(\zeta - p_m)^{1/6}} \quad [\text{StageD}] \quad (10)$$

$$p_m = \frac{n_e^2}{4} - 5 \quad (11)$$

$\zeta$ : 無次元化圧縮側累積塑性歪

$n_0$ : 無次元化初期座屈耐力

$$n_0 = \begin{cases} 1 - 0.4 \left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 & (\lambda \leq \Lambda) \\ \frac{0.6}{\left( \frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2} & (\lambda > \Lambda) \end{cases} \quad (12)$$

$$\alpha = 1.60 - 0.23 n_e \quad (13)$$

上記修正柴田・若林モデルに対し、ビン、剛及び半剛の境界条件における座屈履歴を用いた係数の同定を以下に行う。

#### 1) 圧縮側耐力曲線 ( $p_1$ , $p_2$ の同定)

$p_1$ ,  $p_2$ は式(14)の形で表現される。FEM解析結果から得られた代表的な圧縮側耐力曲線を幅厚比別に分類し、 $1/n^2$ と $\delta$ の関係を図7に示す。式(5)により $1/n^2$ と $\delta$ の関係は直線で近似でき、この直線の勾配を $p_1$ 、縦軸との切片を $p_2$ として各 $n_e$ に対してプロットし、最小2乗法により決定される直線を $p_1$ ,  $p_2$ の同定値とする。図8、図9中に同定した $p_1$ ,  $p_2$ - $1/n_e$ 関係式を示す。いずれも半剛の結果はビン、剛の間に位置している。そこで、座屈固有値解析から求めた有効座屈長 $L_k$ を用いて有効座屈長さ係数 $\Gamma(=L_k/L)$ を表1中に示すように評価し、 $p_1$ の $b$ を0、 $p_2$ の $b$ を1としてそれぞれの係数を $\Gamma$ の関数として同定すると式(15)、(16)を得る。

$$p_{1,2} = \frac{a}{n_e} + b \quad (14)$$

$$p_1 = \frac{8.3\Gamma - 2.7}{n_e} \quad (15)$$

$$p_2 = \frac{6.9\Gamma - 2.0}{n_e} + 1.0 \quad (16)$$

#### 2) 引張側耐力曲線 ( $p_3$ の同定)

$p_3$ は式(17)の形で表現される。FEM解析結果から得られた代表的な引張側耐力曲線を幅厚比別に分類し、 $(1/n^{2/3}-1)$ と $\delta$ の関係を図10に示す。式(6)より $(1/n^{2/3}-1)$ と $\delta$ の関係は直線で近似できる。この直線の勾配を $p_3$ として各 $n_e$ に対してプロットし、最小2乗法により決定される直線を $p_3$ の同定値とする。図11に同定した $p_3$ - $n_e$ 関係を示す。さらに、 $b$ を1として $p_3$ を $\Gamma$ の関数として半剛結果を含めて同定すると式(18)を得る。

$$p_3 = \frac{1}{a n_e + b} \quad (17)$$

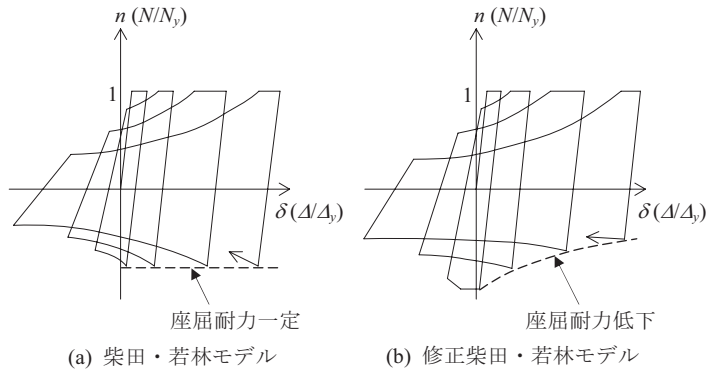


図6 プレース材の履歴特性

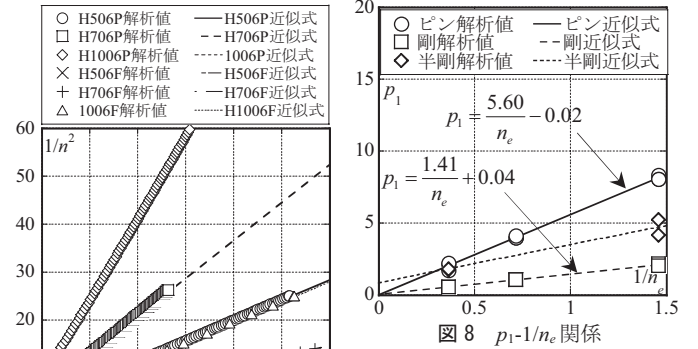


図7  $1/n^2$ - $\delta$ 関係

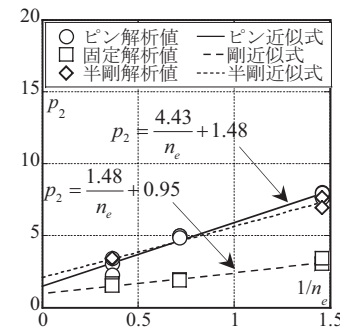


図8  $p_1$ - $1/n_e$ 関係

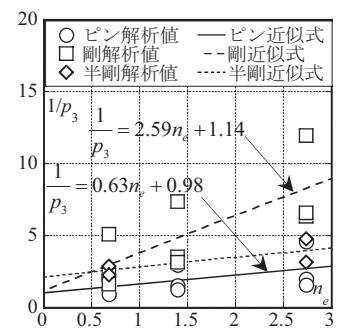


図9  $p_2$ - $1/n_e$ 関係

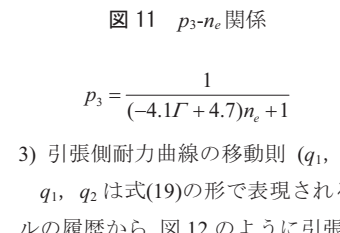


図10  $(1/n^{2/3}-1)$ - $\delta$ 関係

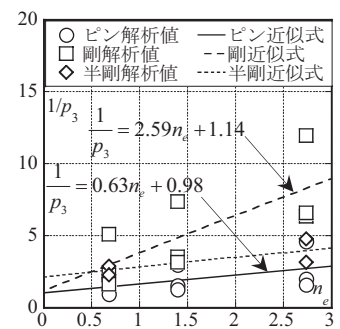


図11  $p_3$ - $n_e$ 関係

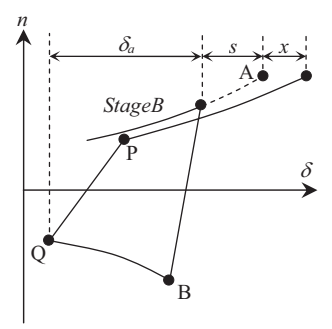


図12 StageBからの除荷

$$p_3 = \frac{1}{(-4.1\Gamma + 4.7)n_e + 1} \quad (18)$$

#### 3) 引張側耐力曲線の移動則 ( $q_1$ , $q_2$ の同定)

$q_1$ ,  $q_2$ は式(19)の形で表現される。FEM解析から得られた各モデルの履歴から、図12のように引張側耐力曲線の途中から変位を逆転

し、 $\delta_c$ だけ圧縮側に変位させた後、再び変位を逆転させた場合の引張側耐力曲線の移動量  $x$  を図 13 に示す。横軸  $s$  は除荷点とそのときの引張側基準点の相対距離であり、移動量  $x$  は  $s$  に対し直線的に減少するものとする。この直線の勾配を  $q_2$  として各  $n_e$  に対してプロットし、最小 2 乗法により決定される直線を  $q_2$  の同定値とする。

$$q_{1,2} = \frac{a}{n_e} + b \quad (19)$$

さらに、各直線の縦軸との切片  $y$  は  $s=0$ 、すなわち材が伸びきった状態から除荷した場合の移動量に対応する。 $y$  と  $\delta_c$  の関係を図 14 に示す。この直線の勾配を  $q_1$  として各  $n_e$  に対してプロットし、最小 2 乗法により決定される直線を  $q_1$  の同定値とする。図 15、図 16 に同定した  $q_1$ 、 $q_2$ - $1/n_e$  関係を示す。さらに、半剛も含め  $q_1$ 、 $q_2$  を  $\Gamma$  の関数として同定すると式(20)、(21)を得る。

$$q_1 = \frac{0.4\Gamma - 0.4}{n_e} - 0.5\Gamma + 0.6 \quad (20)$$

$$q_2 = \frac{-0.2\Gamma + 0.2}{n_e} + 0.2\Gamma + 0.3 \quad (21)$$

#### 4) 弾性除荷域 ( $q_3$ の同定)

$q_3$  は式(22)の形で表現される。FEM 解析から得られた代表的な引張側耐力曲線及び圧縮側耐力曲線を幅厚比別に分類し、引張側塑性変形  $\delta_t$  と圧縮側塑性変形  $\delta_c$  の関係を図 17 に示す。また、 $\delta_t$  と  $\delta_c$  の関係は原点を通る直線で近似できるものとする。この直線の勾配を  $q_3$  として各  $n_e$  に対してプロットし、最小 2 乗法により決定される直線を  $q_3$  の同定値とする。図 18 中に同定した  $q_3$ - $n_e^{1/2}$  関係を示す。さらに、 $q_3$  を  $\Gamma$  の関数として同定すると式(23)を得る。

$$q_3 = a\sqrt{n_e} + b \quad (22)$$

$$q_3 = 0.1\sqrt{n_e} - 0.2\Gamma + 1.0 \quad (23)$$

各係数とも接合部が半剛のモデルの同定値は概ねピンのモデルと剛のモデルの間に分布しており、接合部固定度の変化に伴う係数の相関性が確認できる。

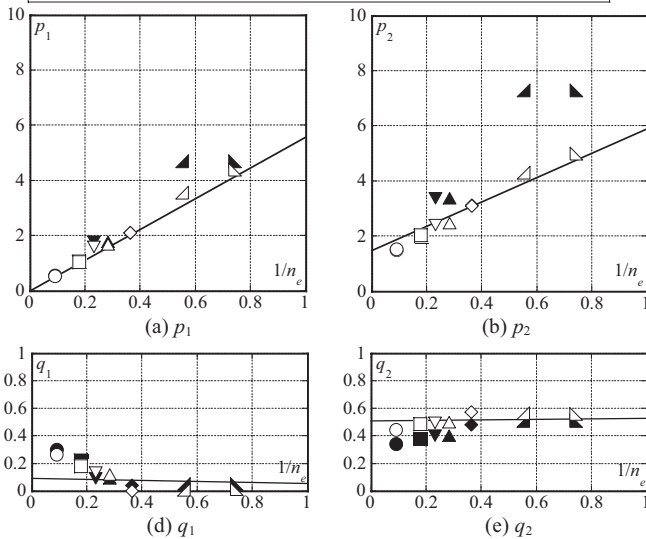


図 19 有効座屈長による係数評価( $\Gamma=L_k/L$ : 有効座屈長さ係数)

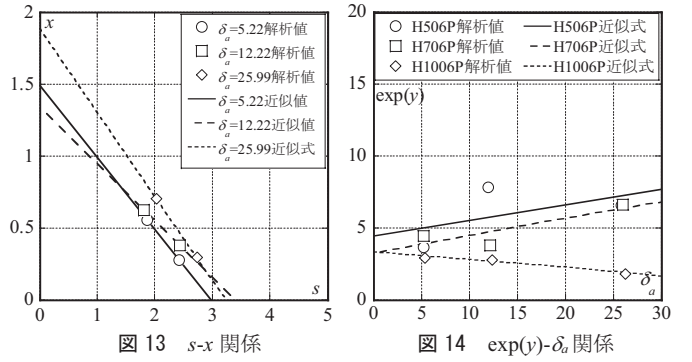


図 13  $s$ - $x$  関係

図 14  $\exp(y)$ - $\delta_c$  関係

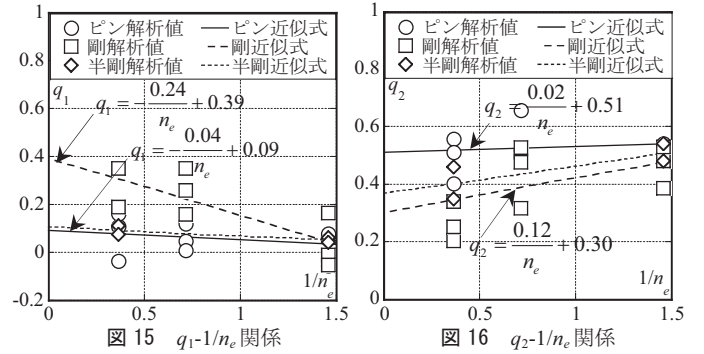


図 15  $q_1$ - $1/n_e$  関係

図 16  $q_2$ - $1/n_e$  関係

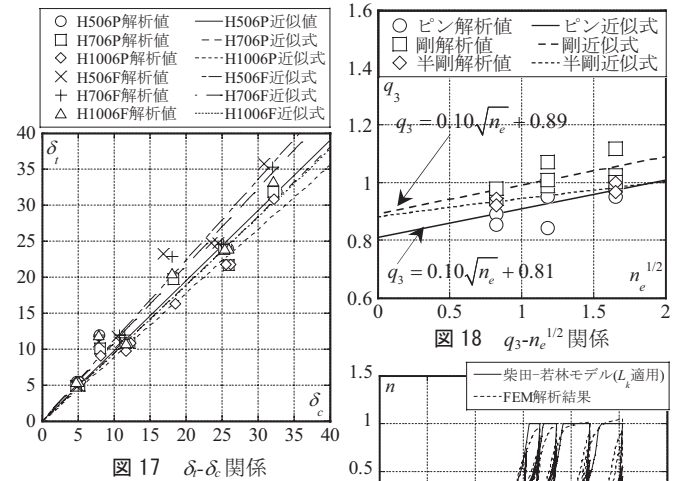
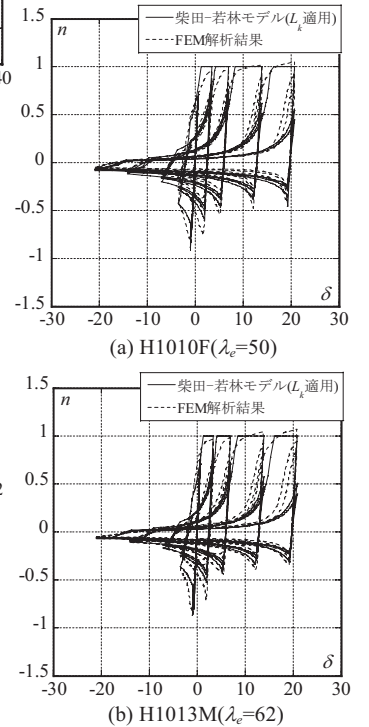


図 17  $\delta_t$ - $\delta_c$  関係

図 18  $q_3$ - $n_e^{1/2}$  関係



(a) H1010F( $\lambda_e=50$ )

(b) H1013M( $\lambda_e=62$ )

図 20 有効座屈長を用いた履歴比較

## 2.4 有効座屈長を用いた係数の評価

一方、谷口、加藤<sup>18)</sup>の手法を参考に接合部が剛及び半剛の場合のモデルにおいて、 $L_k$ をそのまま用いて有効細長比 $\lambda_e$ を評価した場合の精度について検討する。これは各係数において、単純に  $n_e$  を  $1/I^2$  倍したものに等しい。さらに  $\lambda_e$  を用いて算出した各係数と、接合部がピンのモデルから算出した係数の対応を確認することにより、係数評価に関して接合部が剛及び半剛のモデルに対してそれと等価なピンモデルと見なすことによる有効性を検証する。図 19 に有効座屈長を用いてプロットした係数を接合部がピンのモデルの同定式と合わせて示す。両者は概ね良い対応を示しているが、 $p_1$ ,  $p_2$  では  $1/n_e > 0.5$ ,  $q_1$ ,  $q_2$  では  $1/n_e < 0.3$  の範囲で誤差が見られる。以上より、少なくとも  $40 < \lambda_e < 60$  の範囲では有効座屈長を用いても精度良く各係数を再現できると考えられる。接合部剛性を考慮するとこれに対応する部材の細長比は上記範囲の 1.5~2 倍程度であり、通常の実務設計にも用いられる部材の多くに適用することが可能である。図 20 は  $\lambda_e$  を用いた評価であるが、上記範囲をやや外れた場合でも履歴モデルの精度はそれほど悪化していない。一方、提案した式(15)~(23)の値を白印で図 19 に示す。提案した各式を用いれば、有効細長比で逸脱した範囲においても精度良く捕捉が可能となることがわかる。

## 3. ブレース材の破断時期の推定

前論文<sup>3)</sup>では接合部ピンの H 形断面ブレースにおいて、局部座屈部の歪履歴を低サイクル疲労曲線に適用することで破断時期を推定する手法を示した。2 章における解析の結果、図 21 に示すように接合部ピンでは局部座屈が材中央に 1 箇所、剛では材中央と端部で 2 箇所発生し、また半剛モデルにおいては局部座屈が H506M のみ材中央に 1 箇所発生し、残りのモデルは材中央と端部で 2 箇所発生した。このことから、接合部剛性の変化により局部座屈がブレース材に与える破断までの累積変形性能も異なると考えられる。以下、前論文と同様の手法により、鋼材の破断に至るまでの過程の相違について検討する。

### 3.1 3 軸相当歪による局部座屈部の歪評価

局部座屈部における歪が最大となる材中央の要素を抽出し、その要素の外側及び内側(正側及び負側)の歪履歴を H1010P, H1010F 及び H1010M について図 22 に示す。局部要素における歪履歴を抽出する際には 3 方向の歪を前論文と同様の手法により合成し、要素面内材軸方向に関する 3 軸相当歪として評価を行う(付録 1 参照)。同図(a)を見ると、接合部がピンのモデルでは等価軸歪片振幅が 2.0% まで外側と内側の歪は分かれることはなく、その後局部座屈を伴い、徐々に分離しながら増大していくのに対し、(b)に示す接合部が剛のモデルでは等価軸歪片振幅が 0.5% の漸増振幅の軸変位が加えられた段階で外側と内側の歪が分離を始め、局部座屈が早期に進展する様子が確認できる。両モデルとも初期段階では局部歪は一定の振幅を保っているが、局部座屈が生じた段階から等価軸歪を遙かに上回るように増大することがわかる。(c)の接合部が半剛のモデルに関しては、接合部が剛のモデル程大きく外側と内側の歪が分かれることはないが、局部座屈の発生時期は接合部がピンのモデルに比べて早く、またその直後から歪は分離を始めていることが確認できる。

### 3.2 局部座屈部における歪振幅拡大係数

局部要素における歪集中の度合いは局部座屈の発生時期によって

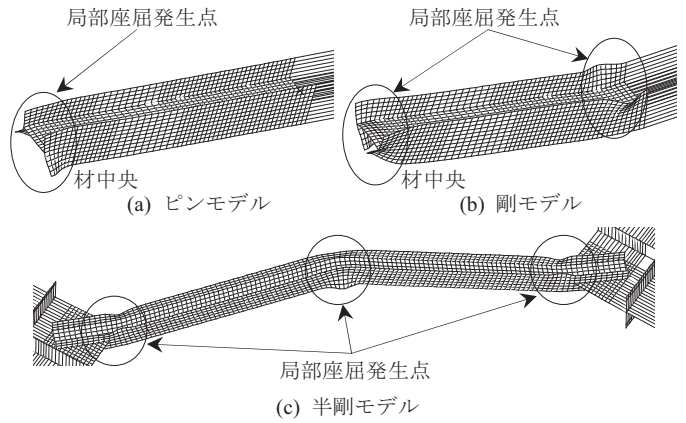


図 21 局部座屈発生点

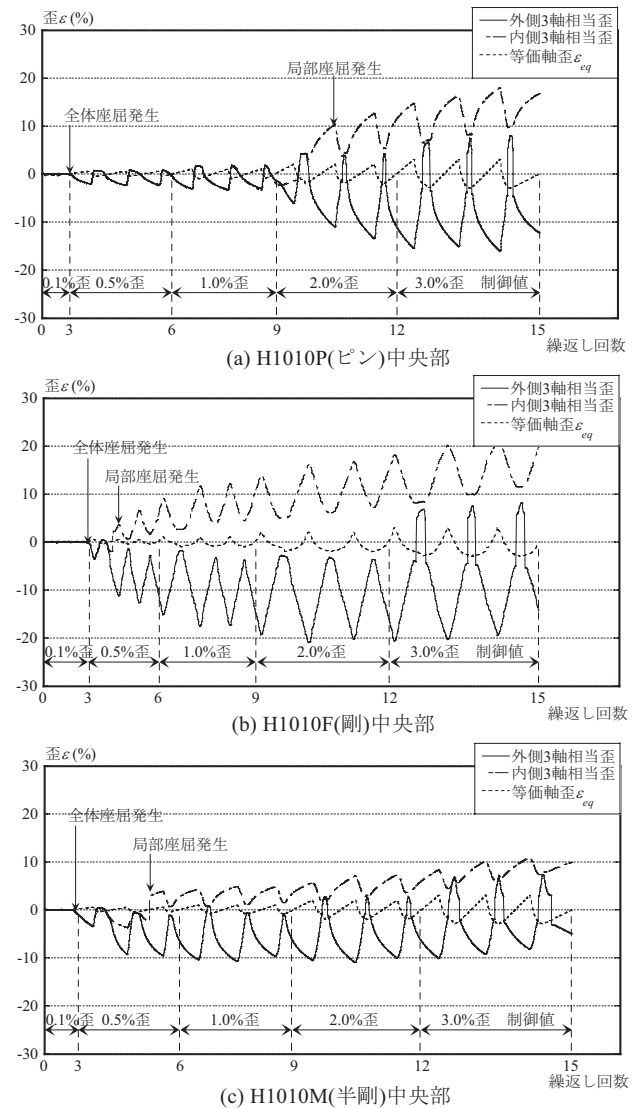


図 22 3 軸相当歪の推移

異なる。集中度合いをよりの確に把握するために、前論文における歪集中率の概念を応用し、等価軸歪の振幅  $\Delta \epsilon_{eq}$  に対する局部座屈部歪の振幅  $\Delta \epsilon_h$  の比を式(24), (25)で示す歪振幅拡大係数  $\alpha_{ca}$  として定義する。

$$\alpha_{ca} = \frac{\Delta \epsilon_h}{\Delta \epsilon_{eq}} \quad (24)$$

$$\Delta \varepsilon_{eq} = \varepsilon_{eqtm} - \varepsilon_{eq} \quad (25)$$

なお、 $\varepsilon_{eqtm}$ は経験した最大引張等価軸歪である。図23にその概念図を示す。(a)は処女圧縮時の評価、(b)は引張降伏後から反転した場合の評価方法について示している。全体座屈を生じた後の塑性ヒンジ角は $\theta_h = \cos^{-1}(1 - \Delta \varepsilon_{eq})$ であり、全体座屈を生じる等価軸歪 $\varepsilon_{cr}$ 、局部座屈を生じる等価軸歪 $\varepsilon_{eqlb}$ は式(26)、(27)により算出される。

$$\varepsilon_{cr} = \frac{\sigma_{cr}}{E} \quad (26)$$

$$\varepsilon_{eqlb} = 1 - \cos \theta_{lb} \quad (27)$$

$$\text{ただし、} \theta_{lb} = 6L \frac{t_f^2}{B^3} \left( 1 - \frac{Z_y}{Z_{yp}} \right) = 2L \frac{t_f^2}{B^3} \quad (28)$$

$\sigma_{cr}$ : 部材の等価座屈軸応力、 $t_f$ : フランジ厚、 $B$ : フランジ幅

$\alpha_{ca}$ の評価はブレース材の座屈現象が最大引張点から開始するという考え方に基いており、等価軸歪振幅 $\Delta \varepsilon_{eq}$ をパラメータとした局部座屈部歪振幅の拡大係数とするものである。前論文<sup>3)</sup>で提案されている歪集中度の評価式を応用し、 $\Delta \varepsilon_{eq}$ をパラメータとして適用した際に算出される歪振幅拡大係数 $\alpha_{ca}$ の評価式を式(29)に示す。

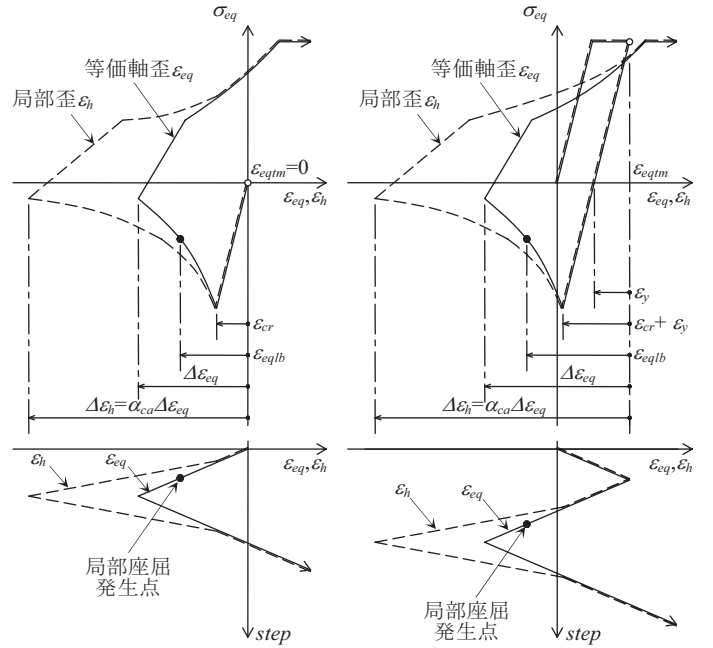
$$\alpha_{ca} = \frac{\Delta \varepsilon_h}{\Delta \varepsilon_{eq}} = \begin{cases} 1 & (\text{全体座屈前: } 0 < \Delta \varepsilon_{eq} < \varepsilon_{cr}) \\ L \left( 1 - \frac{Z_y}{Z_{yp}} \right) \Delta \varepsilon_{eq} & (\text{全体座屈後: } \varepsilon_{cr} < \Delta \varepsilon_{eq} < \varepsilon_{eqlb}) \\ \frac{3\phi_h}{1.635 \left( \frac{B}{2t_f} \right) \Delta \varepsilon_{eq}} + \frac{3}{2\Delta \varepsilon_{eq}} \left( \frac{2t_f}{B} \right)^2 & (\text{局部座屈後: } \varepsilon_{eqlb} < \Delta \varepsilon_{eq}) \end{cases} \quad (29)$$

ただし、 $Z_y$ : 弱軸断面係数、 $Z_{yp}$ : 塑性断面係数、 $L$ : ブレース材全長

$$\text{局部座屈部折れ角 } \phi_h = \cos^{-1} \left( \frac{\sin(0.685 - \Delta \theta_h)}{0.6334} \right)$$

$$\Delta \theta_h = \theta_h - \theta_{lb}$$

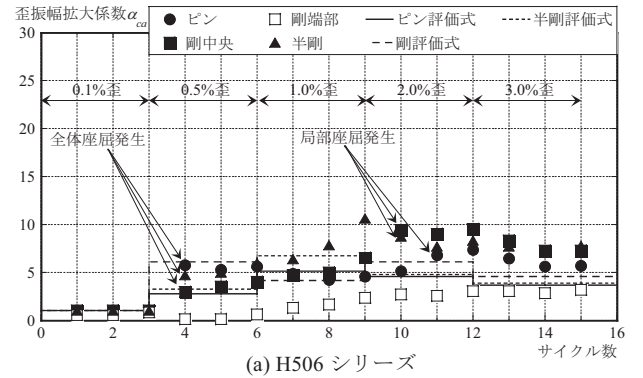
図24にH506及びH1010シリーズの各サイクルにおける歪振幅拡大係数 $\alpha_{ca}$ の推移を示す。接合部が剛またはH1010Mのモデルに関しては局部座屈が2箇所で生じるため、材中央及び端部の局部要素の歪振幅拡大係数を示す。この場合、歪振幅の拡大率は材中央でより大きな値で推移していることがわかる。なお、式(29)は接合部がピン接合のブレース材の場合の提案式であるため、剛接合及び半剛接合の場合にはブレース材全長 $L$ を有効座屈長 $L_k$ に置き換えて評価している。これは剛接合のメカニズム形成時において曲げモーメント反曲点が材全長の端から1/4の位置に生じることに対応する。図24を見ると、上記の手法は解析から得られた歪振幅拡大係数の推移をやや低めに評価するが概ね捉えており、その有効性が確認できる。次に、得られた歪振幅拡大係数 $\alpha_{ca}$ に等価軸歪振幅 $\Delta \varepsilon_{eq}$ を乗じることで局部座屈部の歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ を評価し、その推移を解析値と合わせて図25に示す。なお、図24及び25における解析値は局部座屈部の谷側の歪値を示している。得られた局部座屈部歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ の推移は解析による局部歪の増加傾向を概ね捉えることができています。図4に示した今回の等価軸歪履歴による局部座屈部の累積歪量の解析値と評価式の比較を図26(a)に示す。また、前論文による破断までの局部累積歪の実験値と評価式(接合部ピン)の比較を図26(b)に示す。評価式の値は解析値に対しやや低めの値を与えるが、実験値とは概ね整合していることがわかる。以上より、評価式に有効座屈長 $L_k$ を用いる



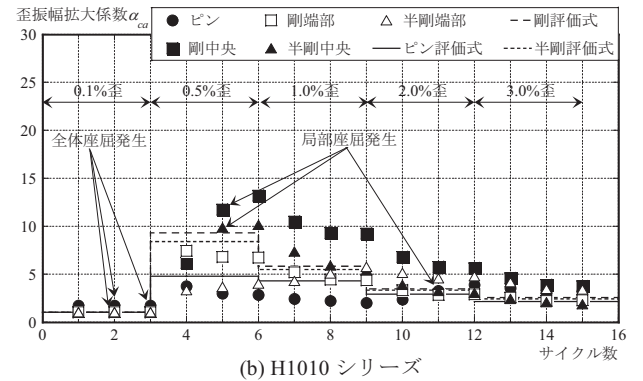
(a) 処女圧縮

(b) 引張からの反転

図23 歪振幅拡大係数 $\alpha_{ca}$ の定義



(a) H506 シリーズ



(b) H1010 シリーズ

図24 歪振幅拡大係数の推移

ことにより式(29)において提案した破断時期の推定は任意の接合部剛性をもつブレース材にも適応が可能であると考えられる。なお、柴田・若林モデルの様な履歴則を用いて時刻歴応答解析を行った際に部材の破断を評価するには、等価軸歪 $\varepsilon_{eq}$ の時刻歴より以下の変換式(式(30))により局部座屈部歪 $\varepsilon_h$ の時刻歴を求め、その振幅値を疲労曲線に当てはめることで破断予測を行うことができる。なお下式の

$\varepsilon_{eq}$ ,  $\varepsilon_h$  においては伸長側を正としている。

$$\varepsilon_h = \begin{cases} \varepsilon_{eqm} - \varepsilon_{eq} & (\Delta\varepsilon_{eq} < \varepsilon_{cr}) \\ \varepsilon_{eqm} - \frac{\theta_h B}{L \left(1 - \frac{Z_y}{Z_{yP}}\right)} & (\varepsilon_{cr} < \Delta\varepsilon_{eq} < \varepsilon_{lb}) \\ \varepsilon_{eqm} - \left\{ \frac{3\phi_h}{1.635 \left(\frac{B}{2t_f}\right)} + \frac{3}{2} \left(\frac{2t_f}{B}\right) \right\} & (\varepsilon_{lb} < \Delta\varepsilon_{eq}) \end{cases} \quad (30)$$

### 3.3 累積疲労性能における接合部固定度の影響

前節において示したように、歪振幅拡大係数に等価軸歪を乗じることにより局部座屈部の塑性歪振幅を評価し、鋼材の低サイクル疲労破断条件に適用することにより部材破断時期が推定できる。また、有効座屈長を用いることにより、任意の接合部剛性を有するブレース材に関してもほぼ有効に評価が可能と考えられる。そこで、式(30)により評価される局部座屈部最大塑性歪 $\varepsilon_h$ から各全歪振幅 $\Delta\varepsilon_{hp} = \varepsilon_h - \varepsilon_s$ (降伏歪)を求め、さらにその累積値が式(31)で示す低サイクル疲労破断条件式上に達した際に破断するとし、H506 及び H1010 シリーズの定等価軸歪振幅下で評価した破断までの繰返し回数を図 27 に示す。

$$\Sigma \Delta \varepsilon_{hp} = 3857 \times (\Delta \varepsilon_{hp})^{-1.13} \quad (31)$$

同図を見ると接合部がピンのモデルに対して半剛または剛のモデルは塑性歪の進行が早く、およそピンの場合の 0.7~0.5 倍の繰返し回数で破断条件に達することがわかる。特に細長比の大きい H1010 では、今回設定した同じ半剛接合部でも H506 より剛に近く、繰返し回数がピンの半分近くまで低減する評価となる。

以上の手法を 2 章で示した柴田・若林モデルにおける係数の同定結果と組み合わせることにより、接合部固定度を考慮した座屈を伴うブレース付骨組の時刻歴応答解析及び各部材の破断時期の評価を簡易に行うことができる。

## 4. 結

細長比を 50, 70, 100, 幅厚比を 6, 10, 13 と変化させた H 形断面を有するブレース材を対象に、有限要素法解析により接合部の固定度をピン、半剛、剛とした場合について最大歪振幅 3% となる正負交番漸増振幅の軸変位を与え、接合部固定度を考慮したブレース材の座屈履歴性状及び破断までの累積変形性能に関する検討を行った。以下に、本研究により得た結果をまとめて示す。

- 繰返し軸力を受けた座屈を伴うブレース材の履歴特性として提案されている修正柴田・若林モデルにおいて、接合部がピン、半剛、剛をそれぞれ設定したモデルより得られた座屈履歴を元に履歴則に使用する係数の同定を行った。
- 同定された半剛の接合部における係数の評価式は、各係数とも概ねピンと剛の間に分布する。また、接合部が半剛及び剛のモデルにおける各係数は、有効座屈長 $L_k$ から算出した有効細長比 $\lambda_e$ を用いることにより概ね  $40 < \lambda_e < 60$  の範囲では精度良く各係数を再現できる。一方、 $\Gamma$  の関数である提案式を用いることにより上記範囲外でも捕捉が可能である。
- 各解析モデルにおいて、局部座屈部の歪が最大となる要素の歪履歴

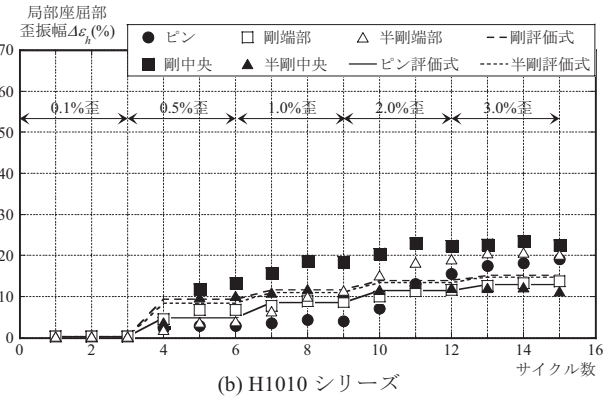
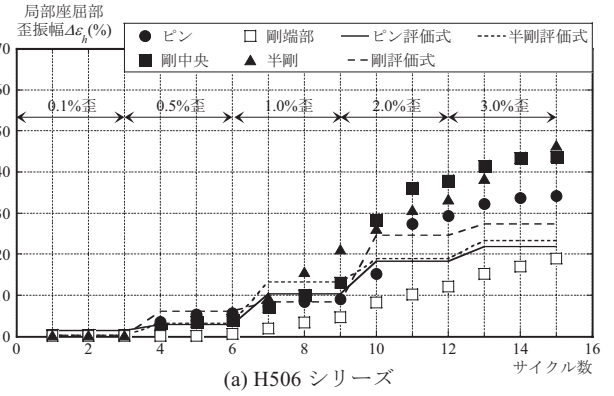


図 25 局部座屈部歪振幅の推移

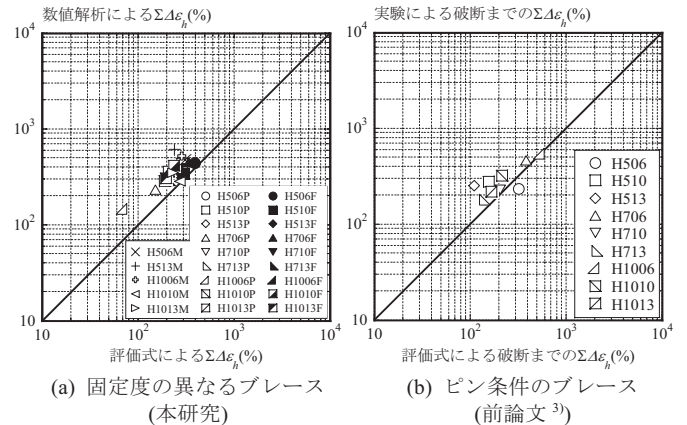


図 26 局部座屈部における累積歪の対応関係

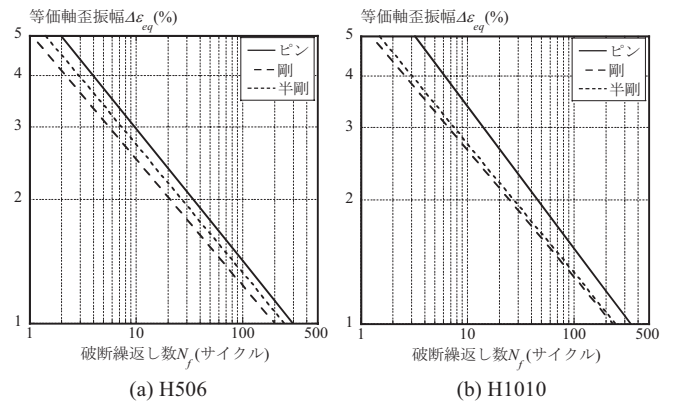


図 27 ブレース材の定振幅下における累積疲労性能

歴を抽出することによって、異なる接合部固定条件をもつ材の歪振幅拡大係数の推移を明らかにした。接合部がピンの場合と比較し半剛または剛の場合、局部座屈部の歪集中は 1.5～2.0 倍程度激しくなる傾向が見られ、破断までの累積変形性能も小さくなると考えられる。また歪振幅拡大係数の評価式を整理し、ブレース材の有効座屈長を用いることにより接合部が半剛または剛の材においても破断時期の評価が概ね可能である。

## 謝辞

本研究は東京電力(株)及び(株)竹中工務店との共同研究として実施したものである。実施にあたり御協力戴いた東京電力(株) 貫井泰氏、今村晃博士、寺山武志氏、(株)竹中工務店 金子洋文博士、鈴木琢也博士に感謝致します。

## 参考文献

- 1) 柴田道生，中村武，若林實：鉄骨筋違の履歴特性の定式化-その 1 定式化関数の誘導-，日本建築学会論文報告集，第 316 号，pp.18-23，1982.6
- 2) 柴田道生，若林實：鉄骨筋違の履歴特性の定式化-その 2 応答関数への適用-，日本建築学会論文報告集，第 320 号，pp.29-34，1982.10
- 3) 竹内徹，秦康，松井良太：局部座屈を伴う H 形断面ブレースの累積繰返し変形性能，日本建築学会構造系論文集，第 73 巻，第 632 号，pp.1875-1882，2008.10
- 4) 野中泰二郎：繰り返し軸方向力を受ける部材の履歴挙動に関する閉解 第 1 部 基礎式の誘導，日本建築学会論文報告集，第 334 号，pp.1-8，1983.12
- 5) 野中泰二郎：繰り返し軸方向力を受ける部材の履歴挙動に関する閉解 第 2 部 解析例，日本建築学会論文報告集，第 338 号，pp.29-35，1984.4
- 6) 野中泰二郎：繰り返し軸方向力を受ける部材の履歴挙動に関する閉解 第 3 部 塑性履歴性状，日本建築学会論文報告集，第 343 号，pp.42-49，1984.12
- 7) Dhavajjai Prathuangsit, Subhash C.Goel, Robert D.Hanson : Axsial Hysteresis Behavior with End Restrain, Journal of the Structural Division, Vo.104, No.ST6, pp.883-896, 1978.6
- 8) A.K.Jain, Subhash C.Goel, Robert D.Hanson : Inelastic Response of Restrain Steel Tubes, Journal of the Structural Division, Vo.104, No.ST6, pp.897-910, 1978.6
- 9) A.K.Jain, S.C.Goel : Hysteretic Cycles of Axially Loaded Steel Members, ASCE, Journal of the Structural Division, Vo.106, No.ST8, pp.1777-1795, 1980.8
- 10) Z.Liu, S.C.Goel : Cyclic Load Behavior of Concrete-Filled Tubular Braces, ASCE, Journal of Structural Engineering, Vo.114, No.7, pp.1488-1506, 1989.7

- 11) 中村紀吉，加藤勉，戸村英正，遠山幸三，平島新一，桑原芳朗，小林一晴：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 1)全体計画，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1531-1532，1990.10
- 12) 相川勇治，加藤勉，中村紀吉，高橋泰彦，佐伯俊夫，稲田泰夫，上田真稔：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 2)X 型ブレースの実験概要，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1533-1534，1990.10
- 13) 柚木孝裕，加藤勉，中村紀吉，田中直樹，坂本真一，成原弘之，神地正紀：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 3)X 型ブレースの実験結果，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1535-1536，1990.10
- 14) 広谷勉，加藤勉，中村紀吉，山口恒雄，田中直樹，泉満，岩下敬三：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 4)X 型ブレース実験結果の解析，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1537-1538，1990.10
- 15) 小田島政廣，加藤勉，中村紀吉，尾形隆永，称原良一，泉満，加藤正勝：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 5)X 型ブレース実験結果の評価，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1539-1540，1990.10
- 16) 谷口元，加藤勉，中村紀吉，山本幹夫，小田島政廣，広谷勉，村角保行：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 6)X 型ブレース実験のシミュレーション解析，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1541-1542，1990.10
- 17) 高橋泰彦，加藤勉，中村紀吉，佐伯俊夫，入野一男，相川勇治，上田真稔：原子力発電所建屋の鉄骨架構の復元力特性に関する研究(その 7)X 型ブレース復元力特性，日本建築学会大会学術講演梗概集，C 分冊，pp.1543-1544，1990.10
- 18) 谷口元，加藤勉，中村紀吉，高橋泰彦，佐伯俊夫，広谷勉，相川勇治：鉄骨 X 型ブレース架構の復元力特性に関する研究，構造工学論文集，Vol.37B, pp.303-316，1991.3
- 19) 若林實：鉄骨構造学詳論，丸善株式会社，1985

## 付録 1

3 章において対象積分点で得られた 3 軸相当歪については、体積一定則を前提とし、各方向の単軸塑性歪を下式で合成することで、1 軸引張材料試験に相当する 3 軸相当塑性歪に換算して評価している。

$$\overline{\varepsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \left[ (\varepsilon_1^p)^2 + (\varepsilon_2^p)^2 + (\varepsilon_3^p)^2 \right]} \quad (\text{付 1})$$

ただし、 $\overline{\varepsilon}^p$  : 3 軸相当塑性歪， $\varepsilon_1^p$  : 面内材軸方向塑性歪， $\varepsilon_2^p$  : 面内材軸直交方向塑性歪， $\varepsilon_3^p$  : 厚み方向塑性歪である。

(2009年12月5日原稿受理，2010年3月24日採用決定)