

# 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

## CUMULATIVE CYCLIC DEFORMATION CAPACITY OF H-SECTION BRACES WITH LOCAL BUCKLING

竹内 徹<sup>\*1</sup>, 秦 康<sup>\*2</sup>, 松井良太<sup>\*3</sup>  
*Toru TAKEUCHI, Kang QIN and Ryota MATSUI*

H-section braces are widely used for seismic-proof elements in various kinds of structures. However, when they receive the cyclic loading beyond the expected seismic loads, they cause not only overall-buckling, but local buckling. It is known that such local buckling cause stress concentration within limited zones, and easily lead to the fracture of the member itself. Various hysteretic loop models for such braces have been proposed and used for time-history analysis, however, it is not easy to predict the point of the fracture, their cumulative deformation capacity and energy dissipation capacity until the fracture. In this paper, cyclic loading tests on various H-section braces are carried out, and their fracture mechanism, relationship between the slenderness ratios and width-thickness ratios are researched. Their strain concentration mechanism is discussed through various analyses, followed by proposing easy evaluation method of their cumulative deformation capacity.

**Keywords** : H-section Brace, Local Buckling, Cyclic Loading, Cumulative Deformation, Energy Dissipation

H 形鋼ブレース, 局部座屈, 繰返し荷重, 累積変形, エネルギー吸収

### 1. 序

H 形断面部材は, 国内外を問わず, 鋼構造建築物の耐震ブレースとして幅広く利用されている。こういった部材が座屈荷重を超えるような地震入力を受けた場合, ブレース部材は座屈を伴いながら, 繰返し軸変形を受けることになる。このような座屈を伴う軸力材の履歴性状については, 実験及び解析に基づき既に数多くの研究が行われ, 履歴則が提案されている。例えば, 柴田・若林ら<sup>1)</sup>の提案した座屈部材の履歴モデルは, H 形断面のみならずあらゆる全体座屈を伴う架構の時刻歴応答解析等に汎用的に使用されている。また, 野中ら<sup>2)~5)</sup>は, ブレースの全体変位を構成する変位成分を 4 つの要素に分解し, 履歴挙動を追跡する手法について一連の研究を発表している。また, S.C.Goel ら<sup>6)~8)</sup>は全体座屈後の局部座屈に注目しアンガル材や角型鋼管ブレースに繰返し荷重を加えた実験を行い, 局部座屈による塑性歪の集中が早期の破断を引き起こすことを指摘している。一方, 加藤ら<sup>9)</sup>は局部座屈に支配される H 形断面鋼部材の耐力と変形能力について論じ, 中島ら<sup>10)</sup>は 60 キロ鋼の材質を用いた種々の細長比及び幅厚比を持つ H 形断面部材について繰返し荷重実験を行っている。これらの研究より, H 形断面等の部材は一旦座屈が生じると耐力が急激に

低下し, ある程度以上の軸変形を受けた段階で局部座屈が生じ始め, 引張・圧縮の正負交番繰返し荷重により, 部材が早期に破断するというメカニズムを有することが示されている。従って, 各種の履歴則を用いて座屈部材をモデル化し, 時刻歴応答解析等とその応答性状を追跡したとしても, 部材の破断時期が特定できなければ, 実際の構造物の挙動を再現したことはない。しかしながら, 局部座屈を考慮した繰返し変形を受けるブレースの破断時期の簡便な推定法は未だ確立していないのが現状である。

こういった問題に対し, 筆者らは前論文<sup>11)</sup>において, 様々な細長比および径厚比を持つ円形鋼管ブレースに対し繰返し軸荷重実験および有限要素解析を実施し, 全体座屈およ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細長比・径厚比との関係を整理した。同論文では歪集中率という概念を提案することによって, 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, 破断時期を簡便に推定する手法を示している。鋼管ブレースと比べ, H 形断面ブレースは局部座屈後も破断までの累積変形性能は比較的高いことが知られているが, その細長比・幅厚比との関係は明確になっていない。

そこで, 本研究では, H 形断面ブレースを対象として様々な細

\*1 東京工業大学建築学専攻 准教授・博士(工学)

\*2 東京工業大学建築学専攻 大学院生(当時)

\*3 東京工業大学建築学専攻 大学院生  
(日本学術振興会 特別研究員 DC1)

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

長比・幅厚比を持つH形断面部材の繰返し軸方向載荷実験を実施し、全体座屈および局部座屈を生じた後の破断までのメカニズムを明らかにすると共に累積繰返し変形性能と細長比・幅厚比との関係を整理する。さらに前論文と同様、歪集中率を等価軸歪および細長比・幅厚比の関数として表現することで、破断時期を簡便に予測する手法の提案を行う。

## 2. H形断面部材の繰返し軸載荷実験

まず様々な細長比 $\lambda$ 及び幅厚比 $B/2t_f$ を持つH形断面ブレース試験体を製作し、最大歪振幅3%までの軸方向の正負交番漸増繰返し載荷を加えることにより、全体座屈させながら破断までの実験を行う。実験結果よりブレースが破断に至るまでの累積変形性能と細長比及び幅厚比との対応関係を調査すると共に、板座屈理論の適用により、実測した局部座屈部における半波長実験値と理論値との整合性を検証する。

### 2.1 試験体の設定

H形断面ブレースの幅 $B$ を72mm, 90mm, 120mmの3種類とし、板厚 $t_w$ と $t_f$ を4.5mm, 6mmの2種類とする。ブレースはビルドH形断面とし、フランジとウェブは脚長5mmの両側隅肉溶接にて組立てる。試験体の幅厚比が6, 10, 13になるように断面形状を3種類に設定し、1つの断面に対し試験体の細長比が50, 70, 100になるよう試験体の長さを調整し、細長比と幅厚比の組み合わせにより計9本試験体を用意する。表1に試験体の諸元一覧、図1に幅厚比6の試験体を歪ゲージの貼付位置と合わせて示す。H形断面ブレースの材質は一般構造用圧延鋼材SS400(JIS G 3101)である。1号引張試験片(1B)による鋼材の引張試験の結果を表2に示す。

### 2.2 実験の概要

繰返し載荷実験は図2に示す汎用フレームに水平方向に配置された最大力500kN、正負最大振幅300mmのアクチュエータを用い、各試験体に準静的に正負交番の漸増振幅繰返し載荷を加える。試験体は弱軸方向に全体座屈することを想定し、両端をピン接合としている。上側ピンをフレーム反力梁に定着し、下側ピンを下部治具を通して加力台に固定し、アクチュエータに強制水平変形を与え変位制御にて載荷する。両端のピン節点間の変位を試験体の全長 $L$ で除した値を等価軸歪 $\epsilon_{eq}$ と定義し、その最大値 $\epsilon_{eqm}$ を図3に示すように0.1%, 0.5%, 1.0%, 2.0%, 3.0%と漸増で3サイクルずつ連続的に加えた後、試験体が破断に至るまで3.0%のまま載荷する。これは有効座屈長が、全長の半分程度のブレースにおいて層間変形角3%相当の変形を想定したものである。

測定は荷重、変形及び試験体の局所的な歪の計測により行う。試験体の全長 $L$ は両端ピンの中心間の距離で定義し、ブレース軸変形はブレースのエンドプレート間に材軸と平行に取り付けたバネ式変位計にて測定し、H形断面ブレースの弱軸方向の撓みは材長中央部に取り付けたワイヤー変位計にて測定する。上下ピン接合部の回転量は変位計にてブレース端部の直角方向変位を測定することで求める。またアクチュエータ装置の内部に設置されたロードセル、LVDT変位計により、水平荷重及び水平変位を測定する。局部歪は塑性域歪ゲージを用いてフランジ両面、局部座屈が生じる部材中央部に密に貼付し測定する。歪ゲージ位置を図1に示す。

### 2.3 破断に至るまでのH形断面ブレースの座屈性状

図4(a)~(i)に得られた各試験体の破断までの等価軸応力 $\sigma_{eq}$ (軸

表1 試験体種類及び諸元一覧

試験体名 H710  
細長比/10  $\lambda$  フランジ幅厚比

試験体名	全長 $L$ (mm)	幅 $B$ (mm)	せい $H$ (mm)	ウェブ/フランジ 厚さ		断面 面積 $A$ (mm <sup>2</sup> )	細長比		フランジ 幅厚比	
				$t_w$ (mm)	$t_f$ (mm)		$\lambda$	ランク	$B/2t_f$	ランク
H506	874	72	72	6	6	1224	50	BB	6	A
H706	1224	72	72	6	6	1224	70	BC	6	A
H1006	1749	72	72	6	6	1224	100	BC	6	A
H510	1079	90	90	4.5	4.5	1175	50	BB	10	B
H710	1511	90	90	4.5	4.5	1175	70	BC	10	B
H1010	2159	90	90	4.5	4.5	1175	100	BC	10	B
H513	1433	120	120	4.5	4.5	1580	50	BB	13	C
H713	2006	120	120	4.5	4.5	1580	70	BC	13	C
H1013	2865	120	120	4.5	4.5	1580	100	BC	13	C

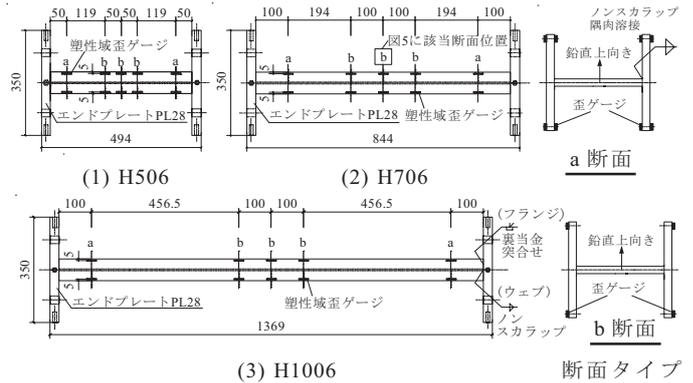


図1 試験体(幅厚比6シリーズ)及び歪ゲージの貼付位置例

表2 H形鋼の機械的性質

試験片名	H形鋼 板厚	降伏 応力	引張 応力	破断 伸び率	降伏応力 平均値	引張応力 平均値
	$t$ (mm)	$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	(%)	$\sigma_{yave}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{uave}$ (N/mm <sup>2</sup> )
H4.5-1	4.5	297	421	20.1	295	420
H4.5-2		293	420	23.7		
H4.5-3		296	420	22.4		
H6-1	6.0	277	401	22.9	276	402
H6-2		274	403	20.8		

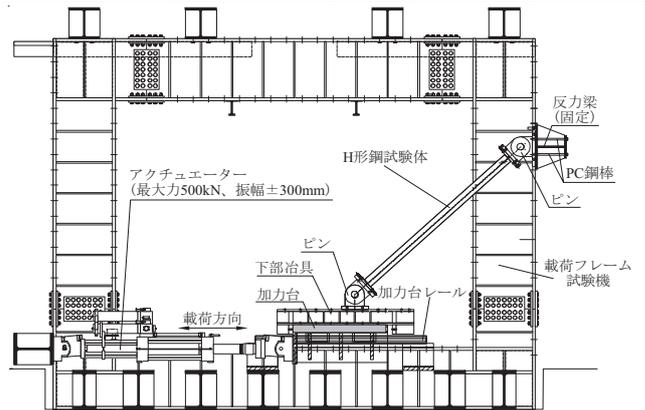


図2 実験セットアップ及び関連装置概要

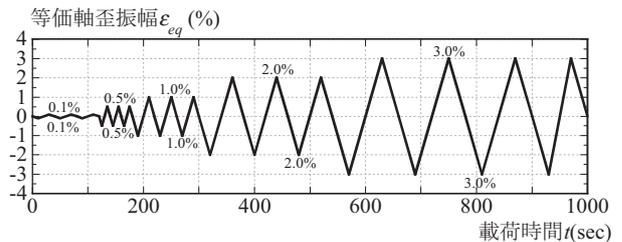


図3 試験体載荷履歴

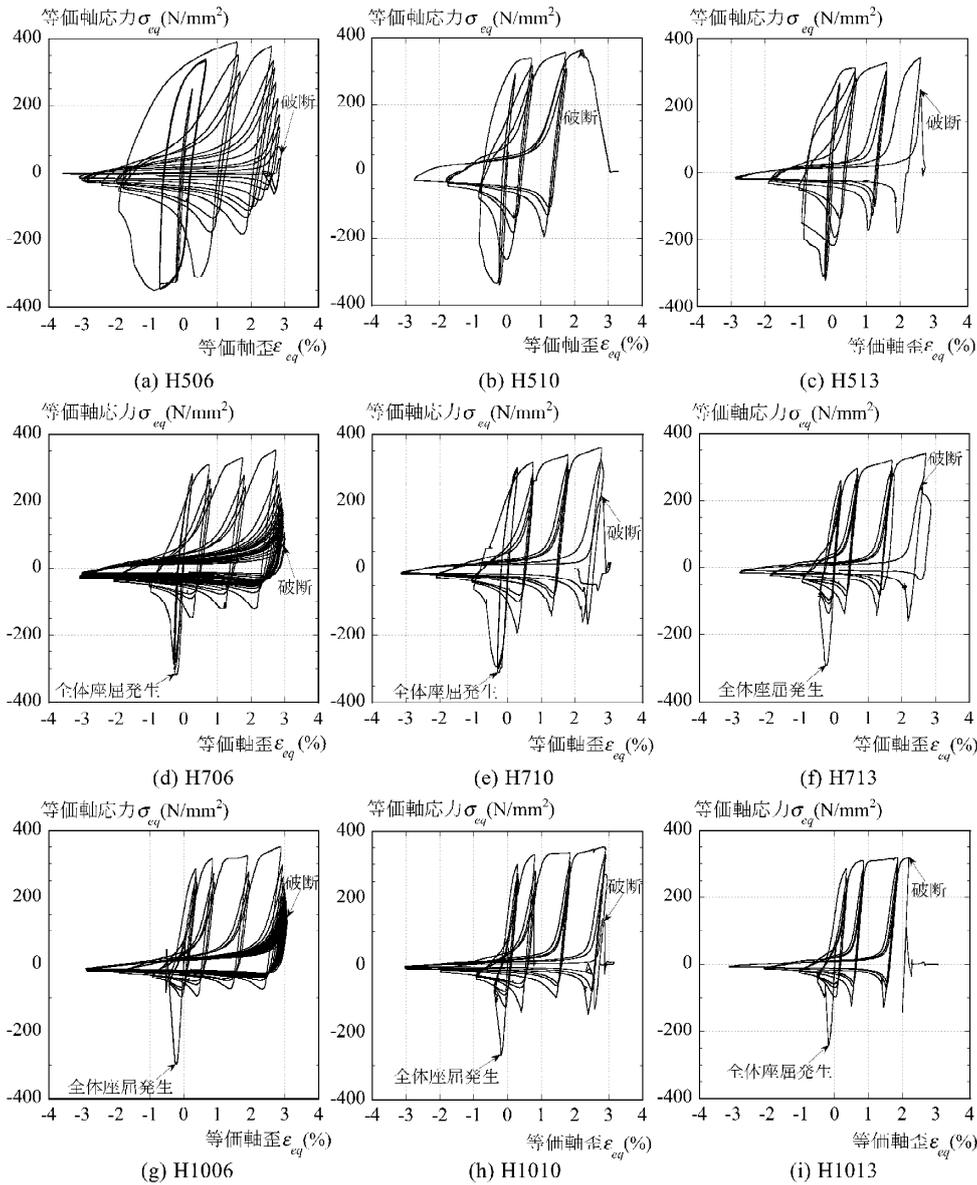
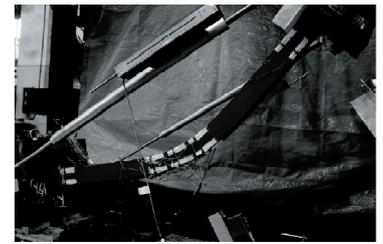


図4 等価軸応力  $\sigma_{eq}$  - 等価軸歪  $\epsilon_{eq}$  の履歴関係



(a) H1006 の全体座屈発生時



(b) H710 の局部座屈発生時



(c) H1013 の破断発生時



(d) H1013 の完全破断時

写真1 試験体の各段階における様子

表3 荷重時状況と等価軸歪、サイクル数との対応

試験体名	全体座屈発生時		局部座屈発生時		破断発生時	
	等価軸歪 最大値 $\epsilon_{eqm}$	サイクル数	等価軸歪 最大値 $\epsilon_{eqm}$	サイクル数	等価軸歪 最大値 $\epsilon_{eqm}$	サイクル数
H506			2.0%	1	3.0%	9
H510			1.0%	2	3.0%	2
H513			1.0%	3	3.0%	2
H706	1.0%	1	3.0%	5	3.0%	17
H710	1.0%	1	1.0%	3	3.0%	3
H713	0.5%	1	0.5%	1	3.0%	2
H1006	0.5%	1	3.0%	19	3.0%	28
H1010	0.5%	1	1.0%	2	3.0%	4
H1013	0.5%	1	1.0%	1	3.0%	1

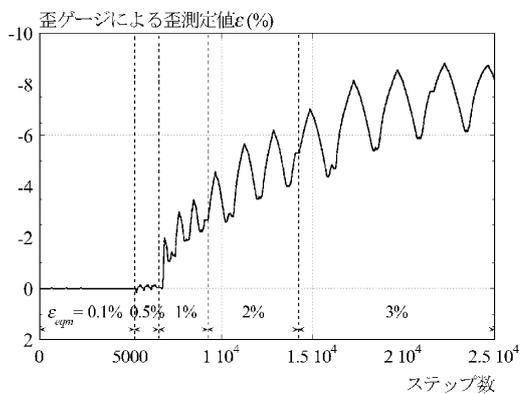
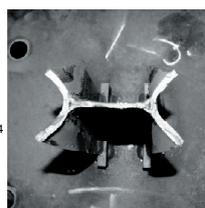


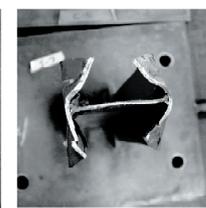
図5 試験体 H706 の中央部に貼付された歪ゲージによる歪履歴



(a) H506



(b) H510



(c) H710



(d) H1010

写真2 試験体の破断面

力/初期断面積)-等価軸歪 $\epsilon_{eq}$ の履歴関係を示す。引張側を正、圧縮側を負とする。写真1(a)~(d)に載荷時試験体の各段階における様子を表す。細長比50シリーズでは等価軸歪 $\pm 1.0 \sim 2.0\%$ で局部座屈が先行して発生し、その後軸歪 $\pm 3.0\%$ のサイクル2~9回で局部座屈部の繰返し変形によりフランジ部に亀裂が入り破断に至った。一方細長比70, 100の試験体ではまず $\pm 0.5 \sim 1.0\%$ で全体座屈が発生し、その後局部座屈を経て最終的に破断に至った。局部座屈の発生する等価軸歪はフランジ幅厚比に依存し、幅厚比13および10の試験体では $\pm 0.5 \sim 1.0\%$ で局部座屈が観察され、局部座屈発生後 $\pm 3.0\%$ サイクル1~4回で破断に至ったが、幅厚比6の試験体では、等価軸歪2~3%に至るまで局部座屈が発生せず、局部座屈発生後 $\pm 3.0\%$ サイクルに入っても破断までに9~28サイクルの繰返しに耐えた。表3に各試験体に全体座屈、局部座屈、および破断が生じた等価軸歪 $\epsilon_{eq}$ とサイクル数をまとめて示す。ただし同表中の局部座屈発生時とは目視により確認された時点としている。図5に試験体H706の局部座屈部の破断部近傍b断面部(図1(2)に□で表示)のフランジ内縁における歪履歴を示す。局部座屈発生前後に座屈部の歪は急激に上昇し、繰返して軸力を受けることで塑性歪は更に進展し、最大9%近くまで上昇していることが分かる。写真2(a)~(d)に破断面の異なる4試験体断面を示す。局部座屈は殆どの試験体において両側または片側のフランジが全体座屈屈曲部で内側または外側に押し広げられた形で発生し、引張軸力下で折れ曲り部先端より亀裂が発生し破断に至っている。

## 2.4 累積変形性能とパラメータの細長比・幅厚比との関係

各試験体の破断までの各サイクルにおける等価軸歪振幅を足し合わせた値を累積等価軸歪 $\Sigma \Delta \epsilon_{eq}$ と定義し、累積変形性能を表す指標として算出する。得られた結果と細長比、幅厚比との関係をそれぞれ図6, 図7に示す。累積等価軸歪は33%~251%の間に大きくばらついているが、全体的に細長比が大きく幅厚比が小さいほど累積等価軸歪値は大きくなるという明確な対応関係が見られる。また、幅厚比13では細長比によらず累積等価軸歪の差が殆ど見られないが、幅厚比6に対しては細長比によって累積変形性能が大きく異なっている。また、鋼管ブレースについて同様の試験を行った前論文<sup>11)</sup>と比較すると、鋼管ブレースの累積等価軸歪が100%に至らないのと比較し、同等の幅厚比を持つH形断面ブレースの累積等価軸歪値は大きくなっている。

## 2.5 局部座屈半波長の検討

図8(a)に示すように、軸力下におけるH形断面フランジの局部座屈は軸平行辺の片側を自由端、もう片側を固定端とした板の座屈(図8(b)に示す)として考えることができる。実験の圧縮載荷時において、フランジ両側の折れ目の距離を局部座屈半波長 $l_p$ と定義する。局部座屈発生後、各試験体に対し圧縮過程の間に実測した半波長の値とフランジ幅との関係を図9に示す。同図中、古典座屈理論<sup>12)</sup>による値を実線で示す。実験測定による半波長のプロットにはばらつきが見られるものの、その多くは理論直線の周囲に点在しており、概ね整合性が確認できる。

## 3. 有限要素法解析による集中率の算出

前章の実験においては、局部座屈発生後の局部要素の塑性変形が著しく、最大歪部の値を歪ゲージにより捉えることは困難である。そこで、有限要素法解析法を用いて実験結果を再現し、局部座屈部の破断までにおける歪履歴を確認する。

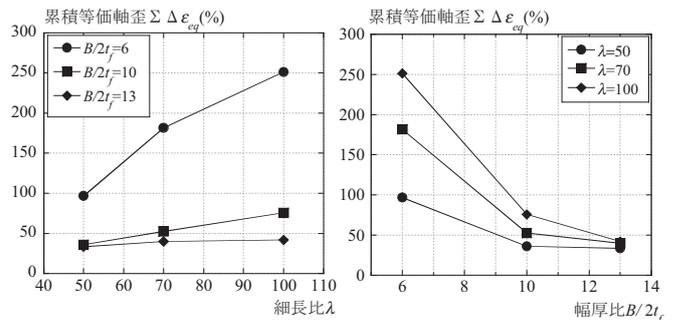


図6 累積等価軸歪と細長比

図7 累積等価軸歪と幅厚比

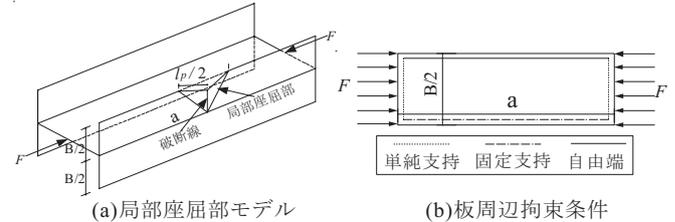


図8 局部座屈のモデル化

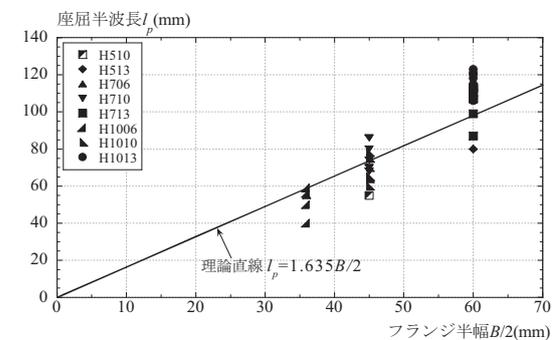


図9 局部座屈半波長とフランジ半幅の関係

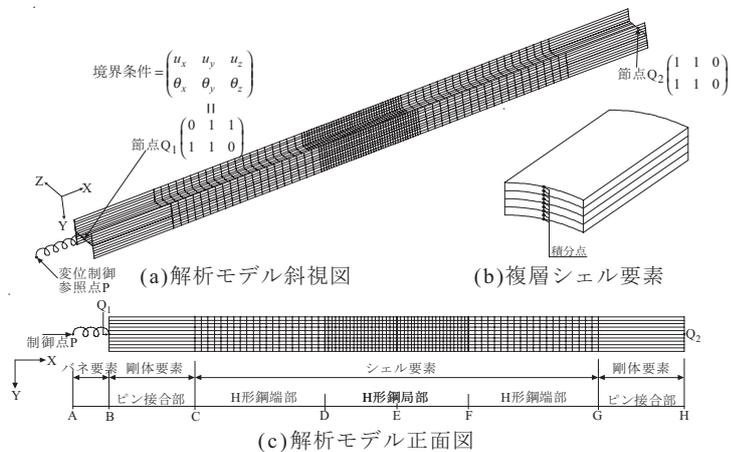
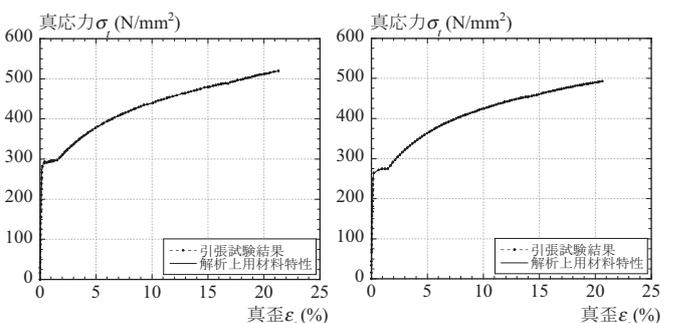


図10 有限要素法解析モデル



(a)  $t=4.5$ mm の材料特性

(b)  $t=6$ mm の材料特性

図11 解析上の材料特性

### 3.1 解析モデル, 解析手法及び設定方法

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を用い, 各試験体を対象として行う。プログラムにはABAQUS.ver.6.4-1を使用する。

図10(a)に示すように, 解析モデルは実験試験体に合わせてモデル化している。H形断面に使用する要素は図10(b)に示すように板厚方向に Gauss 積分点を有する複層シェル要素とし, 塑性硬化則には複合硬化則を用いる。図10(c)の接合部分は剛体とし, AB区間 x 軸方向に接合部相当の剛性を有するバネ要素を設定する。要素分割はフランジの幅, ウェブのせい方向に10分割, 材軸方向におけるH形断面ブレース端部区間, 中央部区間をそれぞれ20, 40分割し, 中央部区間のシェル要素面が正方形に近い形状になるように調整する。材料特性は引張試験結果より得られた公称応力 $\sigma_N$ , 公称歪 $\epsilon_N$ を式(1),(2)のように, 材料の引張に伴う断面積の減少を考慮した真応力 $\sigma_t$ , 真歪 $\epsilon_t$ に換算して用いる。図11(a),(b)に板厚別の材料特性を示す。

$$\sigma_t = \sigma_N(1 + \epsilon_N) \quad (1)$$

$$\epsilon_t = \ln(1 + \epsilon_N) \quad (2)$$

### 3.2 数値解析結果及び考察

図12に解析で得られた試験体H706及びH713の結果を実験における等価軸応力 $\sigma_{eq}$ -等価軸歪 $\epsilon_{eq}$ 関係と比較して示す。全体的に解析モデルの挙動は実験時の挙動を概ね表現できている。圧縮側の全体座屈時には解析値と実験値にやや差が見られる場合があるが, これは実験において初期不整や境界条件の上で, 解析モデルより複雑な条件で載荷を受けていたことが原因と考えられる。

図13に局部における座屈モードの2つのタイプを示す。モード1はフランジが内側に窪んでいくモード, モード2はフランジが外側に開き出すモードを表している。解析では細長比70シリーズの内H713はモード1, H706, H710はモード2で局部座屈した。

### 3.3 三軸相当歪における局部歪の評価

解析より, 局部座屈部の歪が最大となる要素を確定した上で, その要素の外側と内側(正側と負側)の歪履歴を図14,15に示す。局部要素の歪は要素面内の材軸(第1), 材軸直交(第2), 要素面外の厚み(第3)の3方向の歪より構成されている。歪履歴では第1方向の歪が大部分を占めているが, 第2方向, 第3方向の歪を付録1に示すように体積一定則の元で合成し, 3軸相当歪として評価を行う。

図14および図15に, H706およびH713の局部要素の3軸相当歪履歴を示す。図中,  $\epsilon_{eqm}$ の制御値及び接合部変形を除いた実質 $\epsilon_{eqm}$ 値(( )内)を示している。H706においては内側と外側の歪が等価軸歪3%の途中まで分かれることなく, その後徐々に内外の歪が分離しながら局部座屈しつつ増大していくのに対し, H713においては, 内側と外側の歪が等価軸歪0.5% 載荷が始まった時点で, 一気に内外の歪が枝分かれし始め, 局部座屈が進展していく様子が見られる。共通点として, 初期段階においては局部歪は一定範囲内に収まっているが, 局部座屈が生じた途端, 等価軸歪の数倍以上に急激に増大し, 歪の最大値はおおよそ13%~26%に至る。なおH710の局部歪履歴はH713と近似の結果となり, 他の細長比を持つモデルの解析結果も同様の結果となった。

### 3.4 解析結果による集中率の評価

前論文<sup>1)</sup>と同様, 解析より各サイクルで得られた局部要素の歪振幅と実験から得られた等価軸歪振幅との比を集中率 $\alpha_c$ と定義

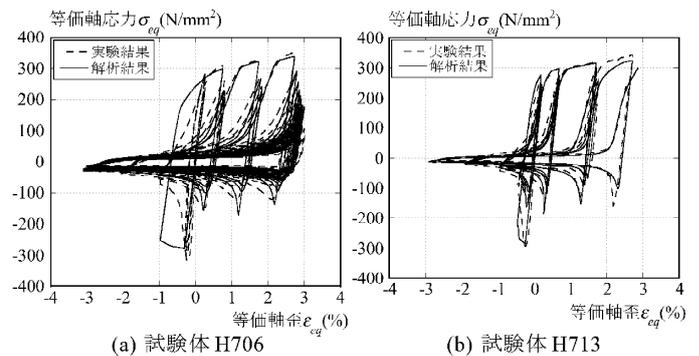


図12 有限要素法による解析と実験の履歴特性の比較

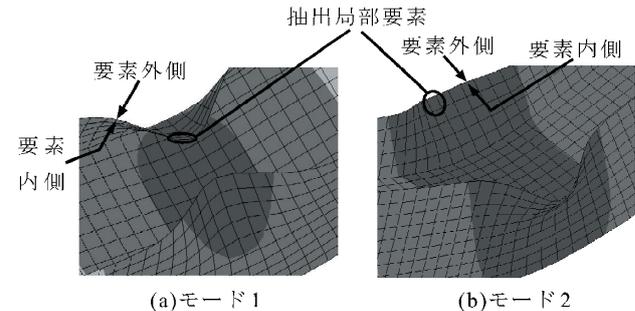


図13 局部座屈モード分類

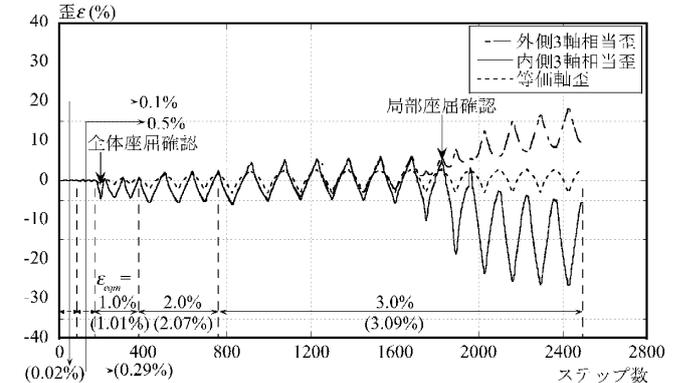


図14 H706の局部要素における3軸相当歪変化

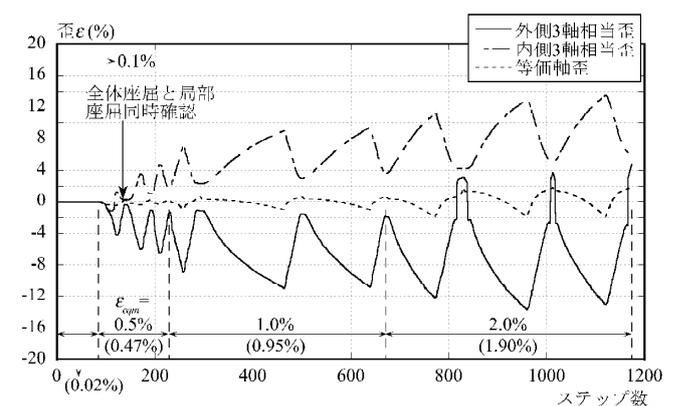


図15 H713の局部要素における3軸相当歪変化

し, 細長比70シリーズ場合の変化を図16に示す。グラフ上方に各ステップに該当する等価軸歪を示す。図16に示すように局部座屈発生前は集中率 $\alpha_c$ は各試験体ともほぼ1程度に収まるが, 局部座屈発生後は集中率が急激に増大していく。また, 試験体の幅厚比によってその増加率は異なり, 最大で4~8程度の集中率に止まるという変化性状が把握できる。また, 前論文<sup>1)</sup>より円形鋼管の場合, 集中率は該当試験体の径厚比相当分に達することが報告されているが, H形ブレースの場合局部座屈発生後の集中率の

最大値は該当試験体の幅厚比に比較し低めの値となっている。このことから、H形断面プレースの累積変形量が鋼管断面プレースより大きい理由が説明できる。

#### 4. 局部座屈部における破壊モデルによる集中率の提案

図16で得られたような歪集中率を、等価歪と細長比・幅厚比の関数としてより簡便に導けると有益である。そこで、単純な座屈モデルを用いて集中率の誘導を試みる。

まず、全体座屈発生時のヒンジ角 $\theta_h$ は、弾性たわみを無視した場合、等価軸歪 $\varepsilon_{eq}$ との関係で次式のように表現できる。

$$\theta_h = \cos^{-1}(1 - \varepsilon_{eq}) \quad (3)$$

また、中央ヒンジ部の塑性域長 $L_{lb}$ は力の釣合いより式(4)のように表せる。

$$L_{lb} = L \cdot \left(1 - \frac{Z}{Z_p}\right) \quad (4)$$

ここで、 $Z$ : H形断面弱軸の断面係数  $Z_p$ : 塑性断面係数  
これより中央ヒンジ回転角 $\theta_h$ のときのヒンジ部の塑性域長 $L_{lb}$ 間における平均歪 $\varepsilon_h$ は式(5)により表現できる。

$$\varepsilon_h = \frac{\theta_h \cdot B}{L_{lb}} = \frac{\theta_h \cdot B}{L \cdot \left(1 - \frac{Z}{Z_p}\right)} \quad (5)$$

更に、このヒンジ部の平均歪 $\varepsilon_h$ が式(6)の $\varepsilon_{lb}$ に達した時点で局部座屈が発生すると仮定する。

$$\varepsilon_{lb} = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{2t_f}{B}\right)^2 \quad (6)$$

ここで、 $B$ : フランジ幅  $t_f$ : フランジ厚みである。

式(6)はフランジ幅厚比がA, B, Cランクの断面において、それぞれ降伏歪 $\varepsilon_y$ の約16倍, 11倍, 5倍で局部座屈が発生する条件と対応している<sup>13)</sup>。

式(5)と式(6)より、局部座屈が発生する回転量 $\theta_{lb}$ を示す式(7)が得られる。

$$\theta_{lb} = 6 \cdot L \cdot \frac{t_f^2}{B^3} \left(1 - \frac{Z}{Z_p}\right) \quad (7)$$

式(3)で得られるヒンジ回転角 $\theta_h$ と式(7)で得られる局部座屈発生回転角 $\theta_{lb}$ を比較することにより、式(8)で局部座屈が発生しているかどうかを判定する。

$$\begin{cases} \theta_h < \theta_{lb}, & \text{全体座屈のみ発生} \\ \theta_h \geq \theta_{lb}, & \text{局部座屈も発生} \end{cases} \quad (8)$$

(1)  $\theta_h < \theta_{lb}$  の場合、全体座屈のみが発生すると考える。この場合、集中率 $\alpha_c$ は式(3), (5)より得られる座屈ヒンジ部歪 $\varepsilon_h$ と等価軸歪 $\varepsilon_{eq}$ との比をとり、式(9)で評価できる。

$$\alpha_c = \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_{eq}} \quad (9)$$

(2)  $\theta_h \geq \theta_{lb}$  の場合、全体座屈が発生すると同時に、局部座屈も発生すると考える。この場合、全体座屈が最初に発生し、その後、図17に示すように中央部のウェブ両側のフランジが圧縮載荷時に折れ曲ることにより局部座屈が発生し、局部座屈発生後のヒンジ回転角増分に対し板曲げが発生すると考える。ヒンジ回転角の増分は式(10)で表現できる。

$$\Delta\theta_h = \theta_h - \theta_{lb} \quad (10)$$

フランジの折れ角度 $\varphi_h$ は図17の幾何学的関係より式(11)にて算出できる。

$$\cos\varphi_h = \frac{B}{2} \cdot \frac{1}{\cos\phi} \cdot \sin(\phi - \Delta\theta_h) \cdot \frac{2}{l_p} = \frac{B \sin(\phi - \Delta\theta_h)}{l_p \cos\phi} \quad (11)$$

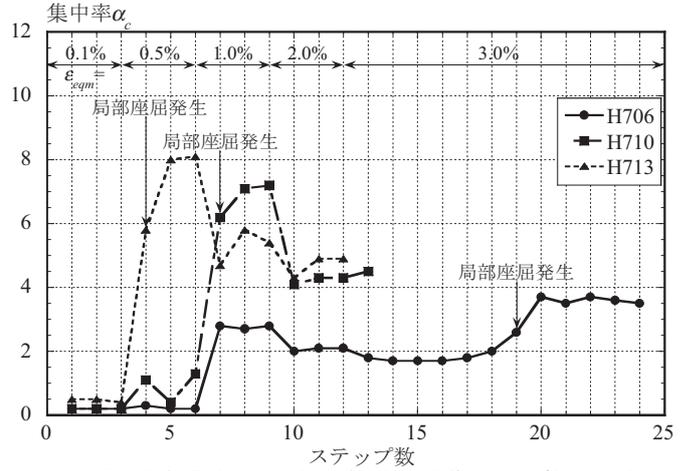


図16 細長比70シリーズにおける集中率の変化

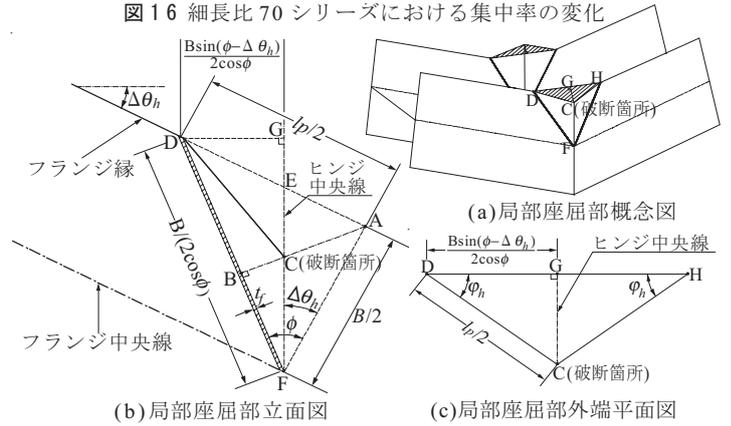


図17 局部座屈部における破壊モデル

ただし $B$ : H形断面のフランジの幅,  $l_p$ : 局部座屈半波長である。

2.5で確認したように、局部座屈部の半波長とフランジ幅との間には古典座屈理論<sup>12)</sup>より式(12)が成り立つ。

$$\frac{\text{座屈半波長}}{\text{板の短辺}} = l_p / \left(\frac{B}{2}\right) = 1.635 \quad (12)$$

一方、図17より式(13)が成り立つ。

$$\phi = \tan^{-1} \left( \frac{l_p}{2} \cdot \frac{B}{2} \right) \quad (13)$$

式(12)と式(13)より、式(14)が得られ、式(14)と式(11)より、式(15)が得られる。

$$\phi = \tan^{-1}(0.8175) = 39.3^\circ = 0.685(\text{rad}) \quad (14)$$

$$\varphi_h = \cos^{-1} \left( \frac{\sin(0.685 - \Delta\theta_h)}{0.6334} \right) \quad (15)$$

局部座屈折れ曲がり部における塑性歪の評価は式(5)と同様の考え方により、式(16)で表せる。

$$\varepsilon_{hl} = \frac{\varphi_h \cdot t_f}{2 \cdot \frac{l_p}{2} \cdot \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p}\right)} = \frac{\varphi_h \cdot t_f}{l_p \cdot \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p}\right)} \quad (16)$$

ただし、局部座屈部分は長方形断面と見なし $Z_l/Z_p=2/3$ とする。局部座屈部の総歪 $\varepsilon_h$ は式(6)による局部座屈発生時歪 $\varepsilon_{lb}$ と式(16)による局部座屈発生後の歪増分 $\varepsilon_{hl}$ の和として評価し、式(17)で表す。

$$\varepsilon_h = \frac{\varphi_h \cdot t_f}{l_p \cdot \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p}\right)} + \varepsilon_{lb} = \frac{\varphi_h}{0.818 \cdot \left(\frac{B}{t_f}\right) \cdot \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p}\right)} + \frac{3}{2} \left(\frac{2t_f}{B}\right)^2$$

$$= \frac{3\phi_h}{1.635 \cdot \left(\frac{B}{2t_f}\right)} + \frac{3}{2} \left(\frac{2t_f}{B}\right)^2 \quad (17)$$

上式の局部座屈部歪  $\varepsilon_h$  を用いて、局部座屈発生後の集中率  $\alpha_c$  は式(9)により評価できる。

以上をまとめると、次式となる。

$$\text{集中率 } \alpha_c = \begin{cases} \frac{\theta_h \cdot B}{L \cdot \left(1 - \frac{Z}{Z_p}\right) \cdot \varepsilon_{eq}} & (\theta_h < \theta_{ib}, \text{ 局部座屈発生前}) \\ \frac{3\phi_h}{1.635 \cdot \left(\frac{B}{2t_f}\right) \cdot \varepsilon_{eq}} + \frac{3}{2 \cdot \varepsilon_{eq}} \cdot \left(\frac{2t_f}{B}\right)^2 & (\theta_h \geq \theta_{ib}, \text{ 局部座屈発生後}) \end{cases} \quad (18)$$

ここで、 $L$ : プレース全長、 $B$ : フランジ幅、 $t_f$ : フランジ厚、 $Z$ : 弱軸断面係数、 $Z_p$ : 塑性断面係数、 $\varepsilon_{eq}$ : 等価軸歪、 $\theta_h$ : 全体座屈における変形角(式(3))、 $\theta_{ib}$ : 局部座屈ヒンジ部回転角(式(7))、 $\phi_h$ : 局部座屈時板折れ角(式(10), (15))である。

式(18)に実験時の各振幅における実質等価歪を代入して得られる歪集中率を図16の有限要素解析結果による歪集中率と比較して図18に示す。また、各歪集中率に実質等価歪振幅を乗じて得られる局部座屈部歪振幅  $\Delta\varepsilon_h$  を解析値と比較して図19に示す。なお、図18, 図19の上方に入力等価歪振幅を示す。図19より、式(18)にて算出した局部座屈部歪が解析によって得られた局部歪の推移をよく表現できていることが分かる。

### 5. 歪集中率の提案式による破断予測

前論文<sup>11)</sup>でも示したように、各振幅における歪集中率が分かればこれを等価軸歪  $\varepsilon_{eq}$  に乗じることで局部座屈部の塑性歪振幅を評価でき、これを鋼材の低サイクル疲労曲線に当てはめることで破断時期を特定できる。しかし実務設計を行う際、各耐震プレースの破断時期を知る為にいちいち有限要素法解析を行うことは現実的ではない。本章では、前章で誘導した歪集中率の評価式を用いて局部座屈部の破断時期を特定し、破断に至るまでの累積変形性能の評価を行う。

実験で得られた破断に至るまでの各履歴振幅の等価軸歪最大値  $\varepsilon_{eq}$  に対し式(18)で算定した集中率を乗じて得られる値を圧縮時の局部最大塑性歪  $\varepsilon_h$  とし、引張側は歪が0となると評価して各全歪振幅  $\Delta\varepsilon_{hp} = \varepsilon_h - \varepsilon_y$  を求める。 $\Delta\varepsilon_{hp}$  の累積値  $\Sigma\Delta\varepsilon_{hp}$  と平均値  $\overline{\Delta\varepsilon_{hp}}$  をSS400に該当する下式(19)のManson-Coffin式<sup>14)</sup>(実線)上にプロットしたものを図20に示す。

$$\Sigma\Delta\varepsilon_{hp} = 3857 \times (\overline{\Delta\varepsilon_{hp}})^{-1.13} \quad (19)$$

各評価値は概ね式(19)疲労曲線の近傍に点在している。H1006のプロット( )内はやや低めの評価となるが、これはH1006においては実験と異なり等価軸歪が3.0%に至っても局部座屈が発生しない評価としたためである。判定式(6)をやや低めに採り、式(18)において局部座屈発生後の式を使用すると、( ) 無しの値となる。

そこで、 $\Delta\varepsilon_{hp}$  の累積値  $\Sigma\Delta\varepsilon_{hp}$  と平均値  $\overline{\Delta\varepsilon_{hp}}$  が式(19)のManson-Coffin式を満足した段階で部材破断が生じると判定した際の累積等価軸歪  $\Sigma\Delta\varepsilon_{eq}$  の予測値と実験結果の比較を図21に示す。両者はほぼ整合しており、提案した手法で破断時期を適切に予測できることが分かる。この方法を用いれば、破断の判定に必要な情報は等価軸歪履歴のみなので、柴田・若林モデルのような履歴モデルによる

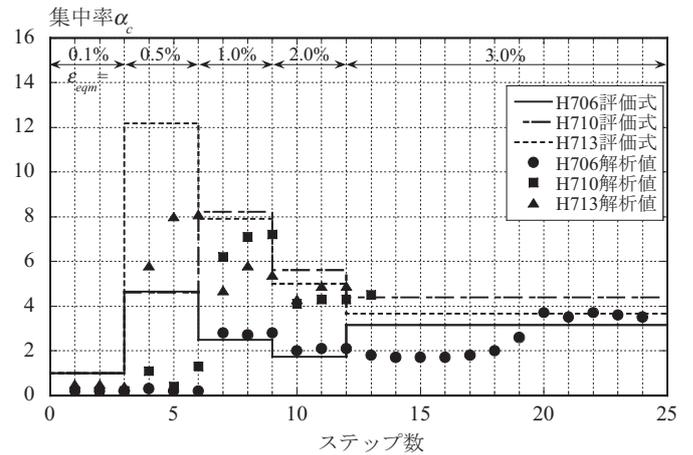


図18 解析及び評価式における集中率変化の比較

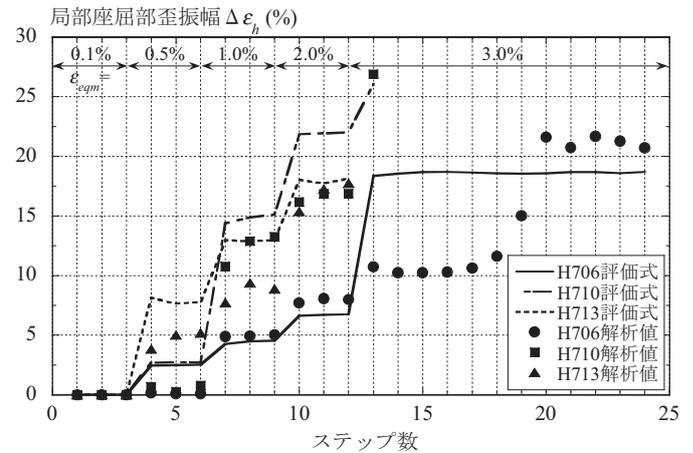


図19 解析及び評価式における局部座屈部歪変化の比較

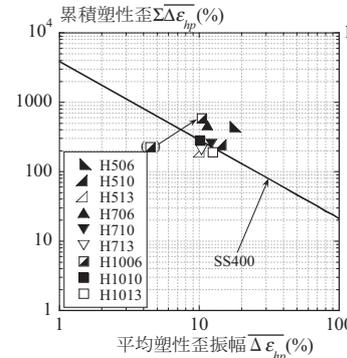


図20 部材の疲労破断予測

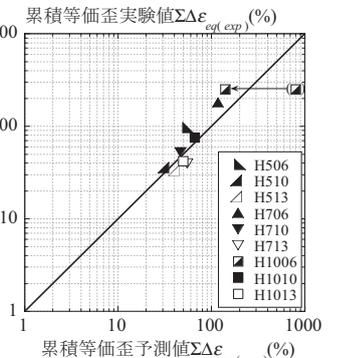


図21 疲労破断の予測精度

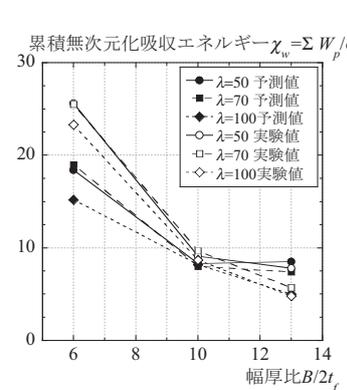


図22 幅厚比と累積エネルギー吸収量

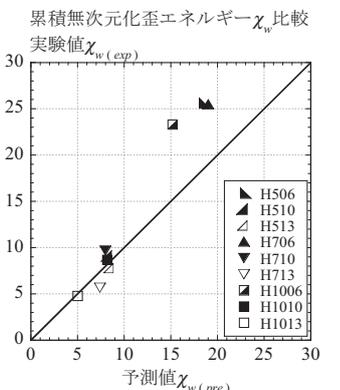


図23 累積エネルギー吸収量の予測精度

部材要素を組込んだ時刻歴応答解析においても、各部材の座屈後の破断時期や、破断に至るまでの累積等価軸変形および累積吸収エネルギーを求めることができる。最後に、2章の実験により得られる履歴および上記破断予測を用いて評価した各幅厚比・細長比と累積吸収エネルギー量の関係を図22に示す。累積吸収エネルギー量は各断面の降伏荷重で無次元化した無次元化エネルギー歪 $\chi_w$ <sup>15)</sup>で表現している。同図を見ると、細長比 $\lambda$ が小さいほど、1ループあたりのエネルギー吸収量が大きいため、図7と比較し細長比 $\lambda$ の影響は小さくなり、破断までの累積吸収エネルギー量はほぼフランジ幅厚比に依存していることが分かる。得られた評価値を実験で得られた値と比較したものを図23に示す。同図より、破断までの累積吸収エネルギー量は提案された手法によりやや安全側で予測できていることが分かる。

## 6. 結

細長比50, 70, 100, 幅厚比6, 10, 13と変化させたH形断面ブレースを対象に、最大歪振幅が3%となる正負交番漸増繰返し軸載荷実験を実施し、局部座屈を伴うH形断面ブレースの累積変形性能に関する調査を行った。また、数値解析により局部座屈部における塑性歪の集中メカニズムを解明し、さらに局部座屈部破壊モデルにより歪集中率を評価することで、破断時期を簡易に予測する手法の提案を行った。以下に、本研究により得た結果をまとめて示す。

- 1) 実験により、細長比50の試験体は局部座屈が全体座屈に先立ち生じたが、細長比70, 100の試験体はまず全体座屈が等価軸歪0.5%~1%時に先行して発生しその後局部座屈が生じた。また、局部座屈発生後の破断サイクル数は幅厚比に大きく影響される。全体的に細長比が大きいほど、また幅厚比が小さいほど破断までの累積等価軸歪は増大し、明確な相関関係が見られる。
- 2) 有限要素法解析により実験の挙動を再現し、座屈部の歪が最大となる要素の歪履歴を抽出することで、歪集中率の推移を明らかにした。その結果、局部座屈後は局部歪が大幅に増加し、その歪集中率の最大値は4~11に達するものの、同じ径厚比を持つ鋼管ブレースよりは小さい値をとることが確認された。
- 3) 局部座屈部の破壊モデルを用いて、等価軸歪と局部最大歪との関係を局部座屈発生前後に分けて簡便な式で表現し、これを用いて破断時期及び破断までの累積変形性能を評価する手法を示した。さらに実験値と比較しその精度を確認した。本手法を用いることで、汎用的な座屈履歴モデルを使用した時刻歴応答解析における破断時期の特定や、破断までの累積エネルギー吸収量を簡便に評価することが可能となる。
- 4) 破断までの累積吸収エネルギー量に関しては、部材細長比の影響は比較的小さく、フランジ幅厚比に依存する傾向がある。

なお、実際のブレースは両端部がピンではなく一定の回転剛性及び耐力を有しており、提案した歪集中率の算定に当たってはブレースの端部固定条件を考慮し有効座屈長で評価する等の処置が必要になると考えられるが、ブレース端部の局部座屈発生有無にも影響を受ける為、境界条件の影響については今後の課題とする。

## 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 応答解析への適用, 日本建築学会論文報告集, 第320号, pp.29-34, 1982.10
- 3) 野中泰二郎: 繰返し軸方向載荷を受ける部材の履歴挙動に関する閉解第一部基礎式の誘導, 日本建築学会論文報告集, 第334号, pp.1-8, 1983.12
- 4) 野中泰二郎: 繰返し軸方向載荷を受ける部材の履歴挙動に関する閉解第二部解析例, 日本建築学会論文報告集, 第338号, pp.29-35, 1984.4
- 5) 野中泰二郎: 繰返し軸方向載荷を受ける部材の履歴挙動に関する閉解第三部塑性履歴性状, 日本建築学会論文報告集, 第343号, pp.42-49, 1984.9
- 6) A. K.Jain, S. C. Goel, etc.: Hysteretic Cycles of Axially Loaded Steel Members, ASCE, Journal of the Structural Division, Vo.106, No.ST8, pp1777-1795, 1980.8
- 7) 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
- 8) X. Tang, S. C. Goel: Brace Fractures and Analysis of Phase I Structure, ASCE, Journal of Structural Engineering, Vo.115, No.8, pp.1960-1976, 1989.8
- 9) 加藤勉, 中尾雅躬: 局部座屈に支配されるH形断面鋼部材の耐力と変形能力, 日本建築学会構造系論文集, 第458号, pp.127-136, 1994.4
- 10) 中島正愛他: 60キロ鋼を用いたH形断面筋違材の復元力特性, 鋼材倶楽部: 高性能利用技術小委員会 - 素材・局部座屈・部材性能WG, 1991.3
- 11) 竹内徹, 鈴木一弁, 松井良太, 小河利行: 局部座屈を伴う鋼管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608号, pp.143-150, 2006.10
- 12) S.Timoshenko, J.Gere: Theory of Elastic Stability, Second Edition, McGrawhill, 1963
- 13) 加藤勉, 秋山宏: 中心圧縮鋼短柱の座屈後の挙動, 日本建築学会構造報告集, 第229号, 1975.3
- 14) 佐伯英一郎, 杉沢充, 山口種美, 望月晴雄, 和田章: 低降伏点鋼のヒステリシス及びヒステリシスエネルギー特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第473号, pp.159-168, 1995.7
- 15) 竹内徹, 井田茉莉, 山田哲, 鈴木一弁: 変動歪振幅下における座屈拘束ブレースの累積変形性能予測, 日本建築学会構造系論文集, 第586号, pp.203-210, 2004.12

## 付録1

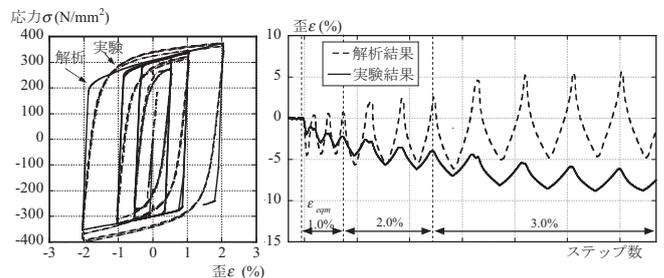
3章の有限要素解析において対象積分点で得られた3軸塑性歪については、体積一定則を前提とし、各方向の単軸塑性歪を下式で合成することで、1軸引張材料試験に相当する3軸相当塑性歪に換算して評価している。

$$\bar{\epsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \left[ (\epsilon_1^p)^2 + (\epsilon_2^p)^2 + (\epsilon_3^p)^2 \right]} \quad (\text{付1})$$

ただし:  $\bar{\epsilon}^p$ : 3軸相当塑性歪,  $\epsilon_i^p$ : 面内材軸方向塑性歪,  $\epsilon_2^p$ : 面内材軸直交方向塑性歪,  $\epsilon_3^p$ : 厚み方向塑性歪である

## 付録2

3章では、一方向載荷の $\sigma$ - $\epsilon$ 関係を利用して、有限要素の硬化則を決定している。付図1に同種鋼材の繰返し試験結果と数値解析との対応を示す。軸方向鋼材繰り返し試験で実施し得る歪振幅には限界があり、2%程度までの比較であるが、概ね対応関係が見られ、さらに大きな歪レベルでもこの延長線上での対応関係にあるものと推察される。試験体706中央部内側における歪ゲージ値と解析モデルとの比較を付図2に示す。歪ゲージの値は引張時の最大値を完全に捉えていないものの、圧縮時の最大値は解析結果と同等の値を示している。



付図1 実験結果と解析結果の応力-歪関係の比較

付図2 実験結果と解析結果の局部座屈部歪履歴

(2008年2月8日原稿受理, 2008年7月18日採用決定)