

種々の繰返し载荷履歴を受けるブレースの累積変形性能

CUMULATIVE DEFORMATION CAPACITY OF BRACES UNDER VARIOUS CYCLIC LOADING HISTORIES

竹内 徹^{*1}, 西牧 誠^{*2}, 松井良太^{*3}, 今村 晃^{*4}

*Toru TAKEUCHI, Makoto NISHIMAKI, Ryota MATSUI
and Akira IMAMURA*

The post-buckling behavior of the seismic-resistant braces in braced frames under cyclic axial force is often evaluated by time-history analyses; however, they seldom consider brace fracture. Authors have proposed an easy evaluation method predicting the fracture point of the circular and H-section braces after buckling, using macro-models. However, the method is confirmed only against the test results of gradually increased amplitudes and applicability under other loading histories is not verified yet. In this paper, cyclic loading tests on the circular and H-section braces under various loading histories are carried out, and FEM analyses following the test results are performed. Reflecting these results, the validities of the proposed methods for the brace fracture prediction under various loading histories are discussed.

Keywords: Seismic Resistant Brace, Cyclic Loading, Local Buckling, Cumulative Deformation

耐震ブレース, 繰返し载荷, 局部座屈, 累積変形

1. 序

鋼管やH形鋼ブレース材は、重層構造や空間構造等の建築物の耐震要素として、新築建物のみならず耐震補強等に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、全体座屈を伴いながら繰返し軸変形を受け、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。ブレース材の座屈後履歴特性については実験およ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^{1),2)}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。しかしながら、このような解析においてブレース破断を考慮することはまだ一般的ではない。耐震ブレースは座屈しても座屈後耐力と引張耐力が維持されていれば一定の耐震性能を発揮するが、破断してしまうと圧縮側のみならず引張側の耐力も失われるため、構造物の終局状態、崩壊挙動を評価する上でブレース材の破断は考慮すべき重要な現象となる。

この様な課題に対し、S. C. Goelら^{3),4)}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载荷実験を行い、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

履歴および破断回数の推定式を提案している。ただし、これらの手法には軸歪振幅のパラメータや载荷履歴の影響は考慮されていない。G. Deierleinら⁵⁾は細密な有限要素でブレース材を構成し、局部座屈部の歪集中をモデル化することで破断評価を試みている。向出、多田ら⁶⁾は部材実験と架構解析と組み合わせたハイブリッド実験によって、ブレース破断が架構の応答に与える影響を検討している。しかしながら多数の部材要素で構成される構造物の実際の設計において、上記のようなミクロモデルや実験手法を使用することはまだ実用的とは言えない。

これらに対し、筆者らは既論文⁷⁾⁻¹¹⁾において様々な細長比および幅厚比を有する鋼管およびH形鋼ブレース材に対する繰返し軸载荷実験および有限要素法解析を実施し、破断までの累積繰返し変形性能と部材の細長比、径厚比または幅厚比との相関関係を整理すると共に、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履歴から局部座屈部の塑性歪履歴を推定し、通常の設計で使用される部材マクロモデルを用いたまま破断時期を簡易に推定する手法を提案した。しかし、本手法は漸増振幅の実験結果に対し妥当性が確認されているものの、漸減振幅や、片振り振幅、地震応答に対応するランダム振幅等に対する整合性が確認されていない。

*1 東京工業大学建築学専攻 教授・博士(工学)

*2 東京工業大学建築学専攻 大学院生

*3 東京工業大学建築学専攻 助教・博士(工学)

*4 東京電力㈱ 博士(工学)

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
Assistant Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
Tokyo Electric Power Company, Dr. Eng.

– 1132 –

(a) 正負交番漸増繰返し载荷

図 4(a)に示すように、最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$ が 0.1%, 0.5%, 1.0%, 2.0% となる様に軸変位を漸増させ、各振幅 3 サイクルの繰返し载荷を行う。最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$ が 2.0% に達した後は、 $\Delta \varepsilon_{nm}=2.0\%$ の一定振幅繰返し载荷履歴とする。

(b) 正負交番漸減繰返し载荷

図 4(b)に示すように、最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$ が 1.0%, 0.75%, 0.5% となる様に軸変位を漸減させ、各振幅 3 サイクルの繰返し载荷を行う。最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$ が 0.5% に達した後は、 $\Delta \varepsilon_{nm}=0.5\%$ の一定振幅繰返し载荷履歴とする。

(c) 片振幅漸増繰返し载荷

図 4(c)に示すように、等価軸歪 $\varepsilon_n=1.0\%$ まで引張を加えた後、その値を中心に最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}=0.1\%$, 0.5%, 1.0% と漸増させ、各振幅 3 サイクルの繰返し载荷を行う。振幅範囲が最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}=1.0\%$ に達した後は、等価軸歪 ε_n が 0~2.0% の一定振幅繰返し载荷履歴とする。

(d) ランダム载荷

図 4(d)に示すように、等価軸歪 ε_n の振幅を 0.1~1.0% の間でランダムに変化させた载荷を行う。図 4(d)に示す载荷番号 30 までを 1 セットとし、1 セット終了後载荷番号 1 から再び新しいセットを繰返し行う。1 セットで受ける入力累積等価軸歪は正負交番漸増载荷における等価軸歪 2.0% の 1.5 サイクル目までの累積等価軸歪とほぼ等しくなるように設定する。

2.4 破断に至るまでの座屈性状

図 5 に得られた各試験体の破断までの等価軸応力 σ_n (軸力/初期断面積)-等価軸歪 ε_n の履歴関係を示す。以降、引張側を正、圧縮側を負とする。写真 1, 2 に試験体の各段階における様子を、表 4 に目視で確認された全体座屈、局部座屈、亀裂発生時および全断面破断が生じた等価軸歪 ε_n とサイクル数を各試験体毎にまとめて示す。

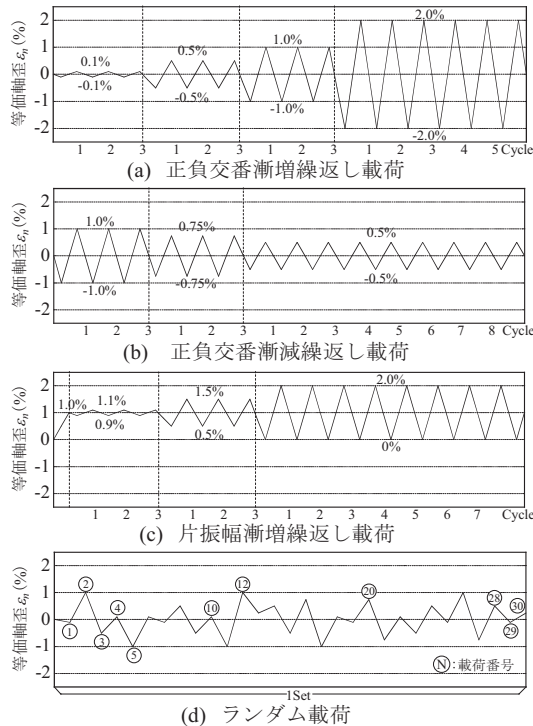


図 4 载荷履歴

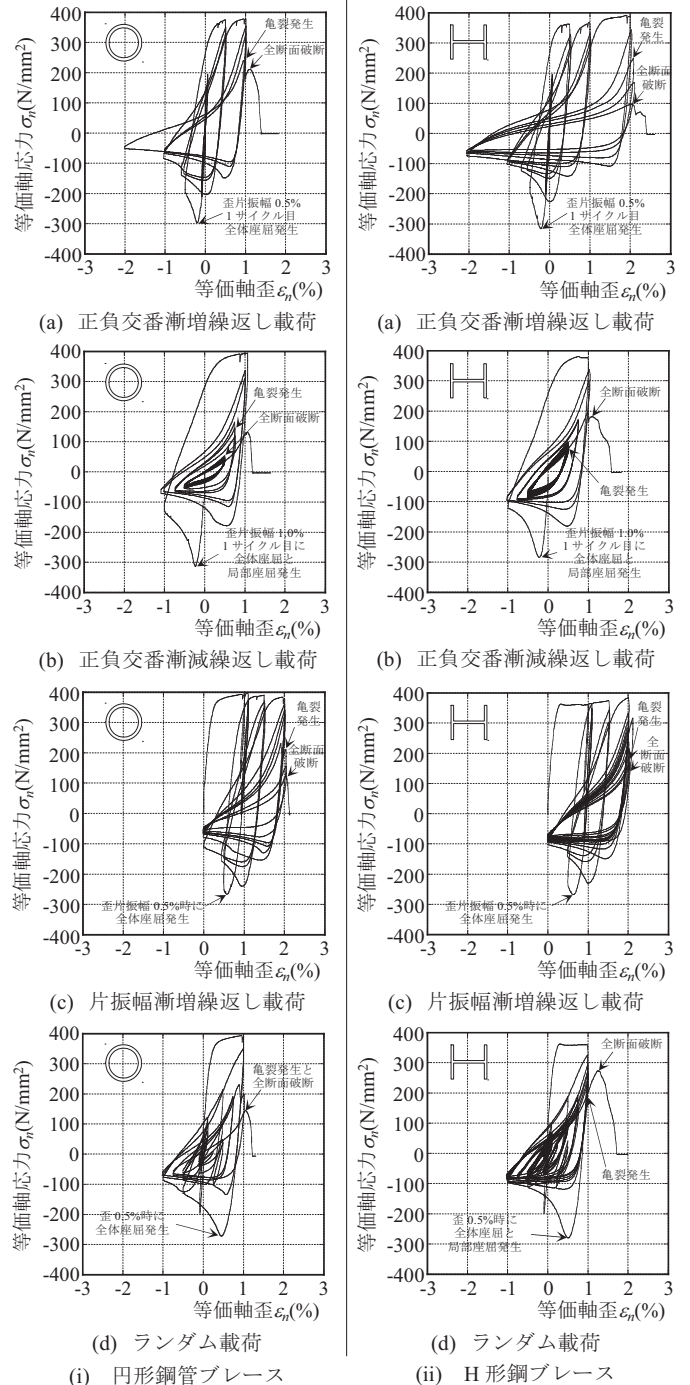


図 5 等価軸応力 σ_n - 等価軸歪 ε_n 関係

表 4 試験状況

試験体名	载荷履歴	全体座屈発生時		局部座屈発生時		亀裂発生時		全断面破断時	
		最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$	サイクル	最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$	サイクル	最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$	サイクル	最大等価軸歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{nm}$	サイクル
P728	漸増	0.5%	1	1.0%	1	2.0%	1	2.0%	1
	漸減	1.0%	1	1.0%	1	0.75%	2	0.5%	2
	片振幅	0.5%	1	1.0%	2	1.0%	5	1.0%	5
	ランダム	0.5%	1set目③	1.0%	1set目⑤	1.0%	2set目②	1.0%	2set目②
H710	漸増	0.5%	1	0.5%	2	2.0%	3	2.0%	5
	漸減	1.0%	1	1.0%	1	0.5%	21	0.5%	37
	片振幅	0.5%	1	0.5%	2	1.0%	10	1.0%	10
	ランダム	0.5%	1set目③	0.5%	1set目③	1.0%	3set目⑫	1.0%	3set目⑫

正負交番漸増繰返し载荷時は、両ブレース共に等価軸歪 0.5%で全体座屈を生じ、円形鋼管ブレースは等価軸歪 1.0%、H 形鋼ブレースは等価軸歪 0.5%で部材中央部付近に局部座屈を生じ、その後全断面破断発生に至った。正負交番漸減繰返し载荷時は、両ブレース共に等価軸歪 1.0%の圧縮側载荷時に全体座屈と局部座屈を併発したが、円形鋼管ブレースは等価軸歪 0.5%に移行後2サイクル目で全断面破断が発生したのに対し、H 形鋼ブレースは等価軸歪 0.5%の 37 サイクル目まで全断面破断に至らなかった。片振幅漸増繰返し载荷時は、両ブレース共に等価軸歪 0.5%で全体座屈を生じ、その後円形鋼管ブレースは等価軸歪 1.0%、H 形鋼ブレースは等価軸歪 0.5%で部材中央部付近に局部座屈を生じ、その後全断面破断に至った。その際、初期の等価軸歪 1.0%の引張载荷により、部材中央部への圧縮歪の集中が遅れ、正負交番漸増繰返し载荷と比べ両ブレース共に全断面破断時期までのサイクル数が増加した。ランダム载荷時は、両ブレース共に等価軸歪 0.5%~1.0%で全体座屈および局部座屈を生じたが、円形鋼管ブレースは H 形鋼ブレースよりもランダム载荷約 1 セット分早く全断面破断に至った。

このように、各载荷履歴下において等価軸歪 0.5%~1.0%程度で全体座屈が生じた後、試験体のほぼ中央部にて局部座屈が生じ、その後の繰返し载荷により中央部に亀裂が生じ全断面破断に至る傾向が見られた。また、円形鋼管ブレースに比べ、H 形鋼ブレースは局部座屈発生時期が早い一方、全断面破断時期が遅れる傾向が見られた。

2.5 累積変形性能と部材断面・载荷履歴の関係

各試験体の亀裂が生じる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振幅 $\Sigma\Delta\epsilon_n$ と定義し、累積変形性能を比較する。得られた結果を断面形状および载荷履歴で比較し表 5 に示す。累積等価軸歪 $\Sigma\Delta\epsilon_n$ は円形鋼管ブレースが 18%~44%、H 形鋼ブレースが 42%~67%の間の値となっている。このように円形鋼管ブレースおよび H 形鋼ブレース共に累積等価軸歪振幅 $\Sigma\Delta\epsilon_n$ は履歴により累積値に 25%程度の差が生じている。

3. 有限要素法解析によるブレース挙動の検証

前章の実験においては、局部座屈発生後の局所の塑性変形が著しく、試験体に貼付した歪ゲージはその測定領域に限界があり、また測定値が塑性歪の最も集中する箇所を適切に捉えている保証はない。

そこで、本章では数値解析を用いて実験結果を再現し、歪ゲージの値と比較しながら部材破断の要因となる局部座屈部における塑性歪の推移を分析する。

3.1 解析モデル、解析手法および設定方法

数値解析には幾何学的非線形性および材料非線形性を考慮した有限要素法解析¹²⁾を用い、各試験体を対象として行う。図 6 に示すように解析モデルは実験試験体寸法に合わせてモデル化している。ブレース材およびガセットプレート部分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 節点および 3 節点複層シェル要素とし、実験結果を元に局部座屈が発生する可能性のあるブレース中央部区間および端部区間で要素分割を細かく正方形に近いものとし、その他の部分は相対的に軸方向に粗くなるように調整する。試験体のエンドプレート部はほぼ剛体であると考え、試験体の下部ガセットプレート境界外部を剛体要素としてモデル化する。

複層シェル要素のヤング率は $E=2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、ポアソン比は

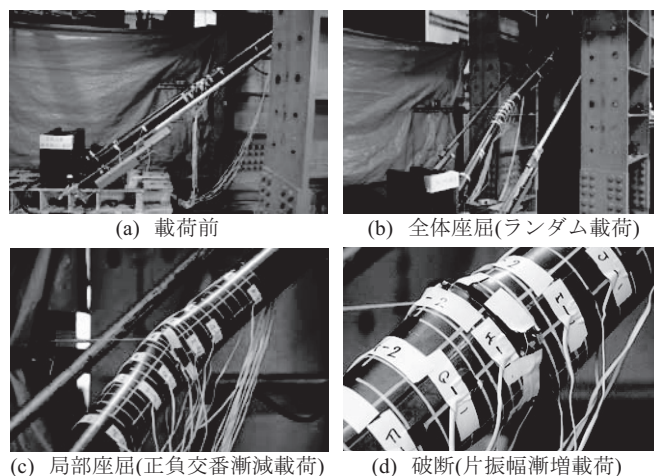


写真 1 円形鋼管ブレースの試験体状況

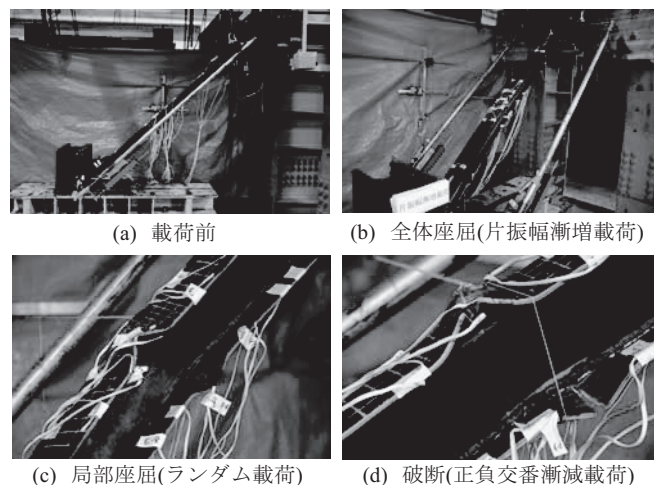


写真 2 H 形鋼ブレースの試験体状況

表 5 累積等価軸歪振幅 $\Sigma\Delta\epsilon_n$ の比較

累積等価軸歪振幅(%)	载荷履歴			
	漸増	漸減	片振幅	ランダム
P728	24.52	17.55	44.36	30.21
H710	42.22	62.57	66.63	64.60

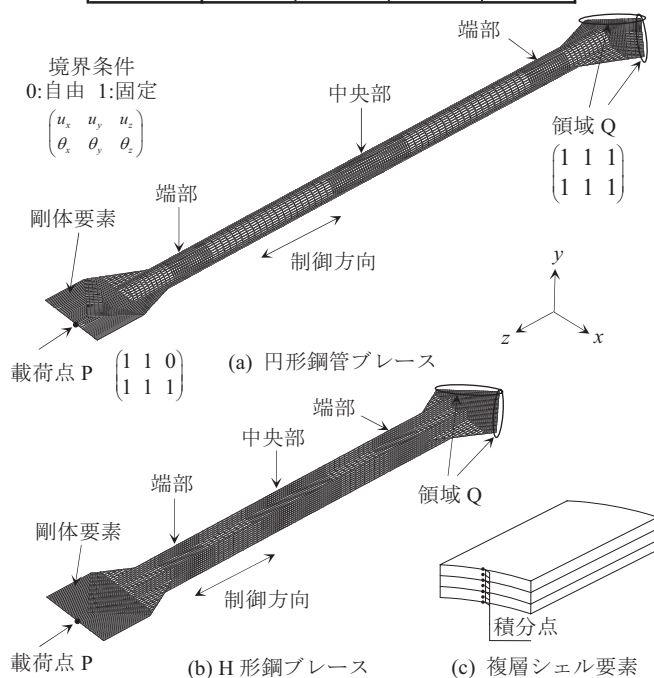


図 6 解析モデル

$\nu=0.3$ とし、材料特性は引張試験結果より得られた公称応力 σ_N および公称歪 ε_N を、式(1)、(2)のようにポアソン比に基づく断面面積の減少を考慮した真応力 σ 、真歪 ε に換算して用いる。

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

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_N) \quad (2)$$

塑性硬化則には、移動硬化則と等方硬化則の硬化成分を 1:1 で組合せた複合硬化則を用いる。初期不整には、ブレース材中央部で最大振幅が節点間距離の 1/1000 倍となるような正弦半波を全長にわたって与える。制御は解析モデルの片側の剛体要素に制御点を定義し、端部相対変位を拘束し、変位制御にて行う。

3.2 数値解析結果および考察

図 7 に解析より得られた円形鋼管ブレースの正負交番漸減繰返し載荷時および H 形鋼ブレースの片振幅漸増繰返し載荷時の等価軸応力 σ_n -等価軸歪 ε_n の関係を実験結果と比較して示す。全体的に解析モデルの挙動は実験時の挙動を良く表現できている。部材中央の局部要素の材軸方向歪を局部歪 ε_h とし、解析モデルの局部歪の推移を実験より得られた部材中央部の歪計測値と比較し図 8 に示す。同図より、解析結果は計測値をやや上回っているが、その履歴特性を良く捉えている。

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、両ブレースのランダム載荷時における局部モデル要素の外側および内側(正側および負側)の軸方向の局部歪 ε_h の推移を等価軸歪 ε_n と併せて図 9 に示す。解析結果は既往論文 7)、8)における正負交番漸増繰返し載荷実験の結果と同様、他の載荷履歴においても局部歪履歴が全体座屈後に圧縮側に寄り、局部座屈発生後に要素内外の歪が反転する。局部座屈発生後は局部軸方向歪が等価軸歪の約 10~20 倍まで増加する。なお、この時の要素の部材軸直交方向の歪は最大約 5% であり主歪に与える影響は小さい。このため、以降は要素の部材軸方向の歪の推移を対象として分析を行う。図 9 を比較すると、H 形鋼ブレースは円形鋼管ブレースに比べ局部座屈発生時期が早く、早期に局部座屈部に歪集中が始まる一方で、塑性歪の集中度が小さく、円形鋼管ブレースよりも局部歪が小さくなる傾向が見られる。

4. 歪振幅拡大係数に与える載荷履歴の影響

前論文 7)、8)においては、円形鋼管および H 形鋼ブレースを対象として、局部座屈部に集中する塑性歪に対し鋼素材の低サイクル疲労破断条件式¹³⁾を適用することにより部材破断を評価している。また、部材の等価軸歪に対する局部座屈部の塑性歪の拡大係数、すなわち歪振幅拡大係数 $\alpha_c (= \Delta \varepsilon_h / \Delta \varepsilon_n)$ を等価軸歪履歴および部材長から簡便に評価する手法を提案している。本章では、両ブレースに対して種々の繰返し載荷形式下での破断予測を行い、載荷履歴の変化に伴う同手法の精度について検証する。

4.1 局部座屈部の塑性歪集中部における歪振幅拡大係数

局部座屈部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異なる。歪集中の度合いを把握するために、図 10 に見るように載荷履歴の各サイクルにおける等価軸歪振幅 $\Delta \varepsilon_n$ に対する局部歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ の比を振幅履歴により変動する歪振幅拡大係数 α_c として定義する。逆に歪振幅拡大係数 α_c が推定できれば等価軸歪振幅 $\Delta \varepsilon_n$ を乗ずることで各ブレースの局部歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ を評価できる。

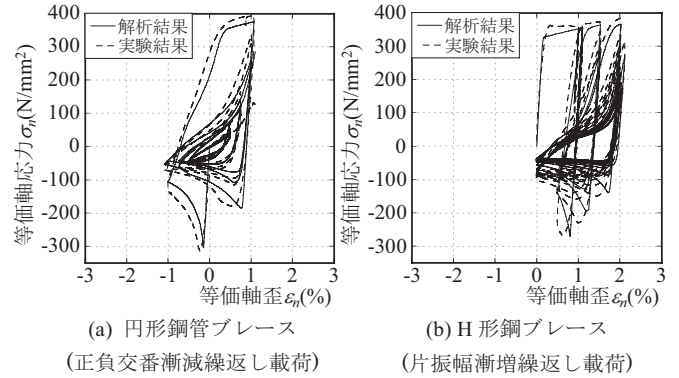


図 7 等価軸応力-等価軸歪関係

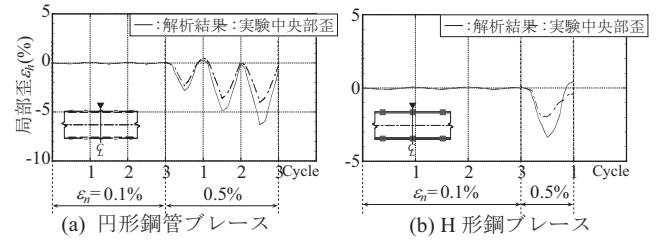


図 8 局部歪の実験値と解析値の比較(正負交番漸増繰返し載荷)

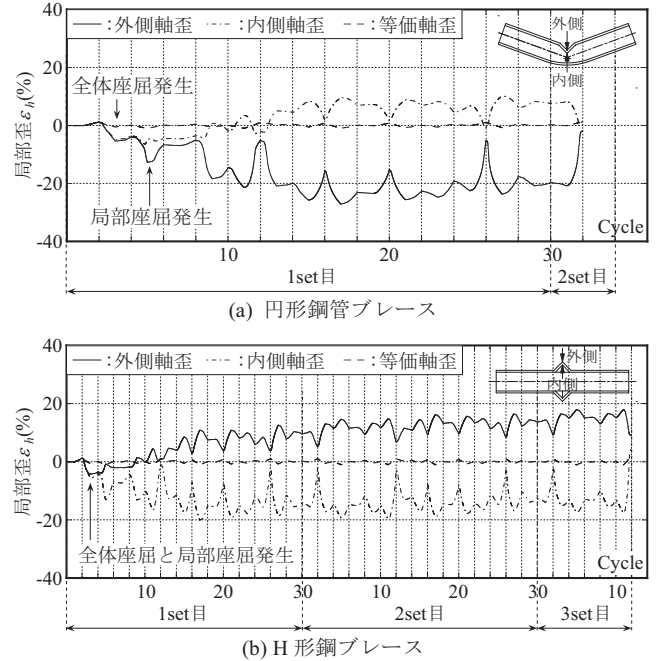


図 9 局部歪解析例(ランダム載荷)

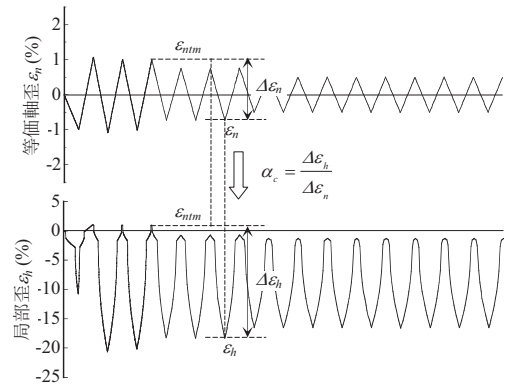


図 10 歪振幅拡大係数 α_c

曲げを伴う軸力材が単調圧縮を受けると全体座屈または局部座屈ヒンジ部では塑性化が進行し、ヒンジ中央部の曲げモーメントが全塑性モーメントに達すると歪硬化し塑性歪が塑性域内に拡散する。既往論文 7), 8)において提案された評価式は、繰返し载荷による等方硬化に伴い先行降伏部の降伏応力が上昇することで応力再配分がより進行し、塑性領域で概ね均等に歪が分布する仮定に基づいている。さらに、図 11 に示す局部座屈部における破壊モデルを仮定し、局部座屈半波長 l_p 、局部座屈部断面係数 Z_l 、局部座屈部塑性断面係数 Z_{pl} 、局部座屈部折れ角 φ_h 、板厚 t を用いて局部座屈後の局部座屈部の塑性歪集中部における局部歪 ε_h の塑性歪を評価し、歪振幅拡大係数 α_c を等価軸歪振幅 $\Delta \varepsilon_n$ の関数として評価している。

既往論文で提案されている歪振幅拡大係数に関し、円形鋼管ブレースの評価式を式(3)、H 形鋼ブレースの評価式を式(4)に示す。

$$\alpha_c = \begin{cases} 1 & (\text{全体座屈前: } \Delta \varepsilon_n < \varepsilon_{cr}) \\ \frac{\theta_h D}{L_k (1 - \pi/4) \Delta \varepsilon_n} & (\text{全体座屈後: } \varepsilon_{cr} \leq \Delta \varepsilon_n < \varepsilon_{lb}) \\ \frac{3\sqrt{6}\varphi_h}{2\pi\sqrt{D/t}\Delta \varepsilon_n} + \frac{\theta_h D}{L_k (1 - \pi/4) \Delta \varepsilon_n} & (\text{局部座屈後: } \varepsilon_{lb} \leq \Delta \varepsilon_n) \end{cases} \quad (3)$$

ただし、 D : 鋼管径、 t : 板厚、 L_k : 有効座屈長、 σ_{cr} : 部材の等価座屈軸応力、 $\varepsilon_{cr} = \sigma_{cr}/E$ 、 $\theta_h = \cos^{-1}(1 - \Delta \varepsilon_n)$ 、 $\varepsilon_{lb} = 0.0683 \varepsilon_y^{-0.39} (D/t)^{-1.39}$ 、 $\theta_{lb} = \cos^{-1}(1 - \varepsilon_{lb})$ 、 $\Delta \theta_h = \theta_h - \theta_{lb}$ 、 $\varphi_h = \cos^{-1}[\cos(\Delta \theta_h) - (6D/t)^{0.5} \sin(\Delta \theta_h)/\pi]$ である。

$$\alpha_c = \begin{cases} 1 & (\text{全体座屈前: } \Delta \varepsilon_n < \varepsilon_{cr}) \\ \frac{\theta_h B}{L_k (1 - Z_y/Z_{yp}) \Delta \varepsilon_n} & (\text{全体座屈後: } \varepsilon_{cr} \leq \Delta \varepsilon_n < \varepsilon_{lb}) \\ \frac{3\varphi_h}{1.635(B/2t_f)\Delta \varepsilon_n} + \frac{3\varphi_h}{2\Delta \varepsilon_n} (2t_f/B)^2 & (\text{局部座屈後: } \varepsilon_{lb} \leq \Delta \varepsilon_n) \end{cases} \quad (4)$$

ただし、 B : フランジ幅、 t_f : フランジ板厚、 L_k : 有効座屈長、 σ_{cr} : 部材の等価座屈軸応力、 Z_y : ブレース材断面係数、 Z_{yp} : ブレース材塑性断面係数、 $\varepsilon_{cr} = \sigma_{cr}/E$ 、 $\theta_h = \cos^{-1}(1 - \Delta \varepsilon_n)$ 、 $\varepsilon_{lb} = 1 - \cos \theta_{lb}$ 、 $\theta_{lb} = 6L_k t_f^2 (1 - Z_y/Z_{yp})/B^3$ 、 $\Delta \theta_h = \theta_h - \theta_{lb}$ 、 $\varphi_h = \cos^{-1}[\sin\{0.685 - (\Delta \theta_h)\}/0.6334]$ である。

局部歪振幅 $\Delta \varepsilon_n$ の評価にあたっては、文献 9)に基づき経験最大引張歪 ε_{nm} より求まる圧縮歪増分に α_c を乗じることで評価する。

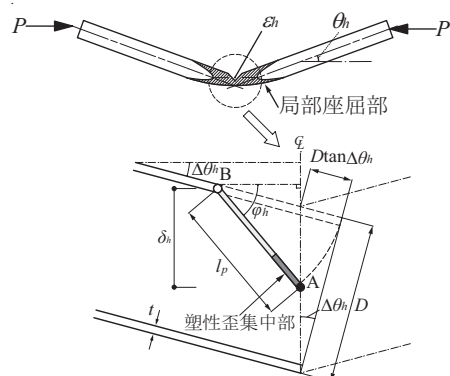
式(3)、(4)は接合部がピン接合のブレース材の場合の提案式であるため、剛接合および半剛接合の場合には有効座屈長 L_k を算出する必要がある。本研究では、図 12 に示すような 3 ヒンジ状態のメカニズムを考え、ブレース断面の全塑性モーメント M_{pb} と接合部折れ線の全塑性モーメント M_{pg} を用いて有効座屈長 L_k を式(5)より算出する。なお、局部座屈を生じた後、有効座屈長に軸力が与える影響は小さいことが確認されており、式(5)を算定する際は全塑性モーメントを用いて評価している。(付録 1: 付図 1, 付図 2(a)参照)

$$L_k = \frac{M_{pb}}{M_{pb} + M_{pg}} L_B \quad (5)$$

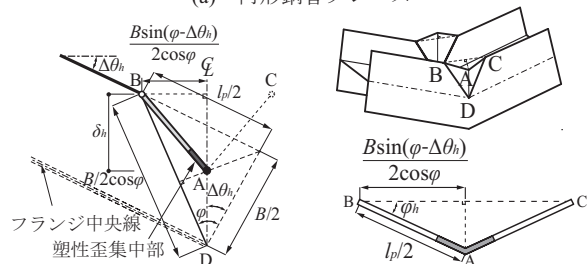
また、H 形鋼ブレースに関して、局部座屈発生に伴い中央部に生じる平均歪 ε_{hl} を局部座屈部折れ角 φ_h 、フランジ板厚 t_f 、塑性領域長 l_{hl} を用いて式(6)で仮定している。

$$\varepsilon_{hl} = \frac{\varphi_h \cdot t_f}{l_{hl}} \quad (6)$$

ここで、中央ヒンジ部の塑性領域長を評価する際に、既往評価式



(a) 円形鋼管ブレース



(b) H 形鋼ブレース

図 11 局部座屈部における破壊モデル 7), 8)

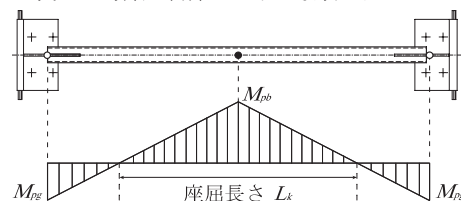
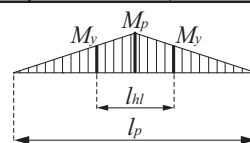


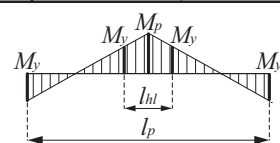
図 12 3 ヒンジ状態のモーメント分布(円形鋼管ブレース)

表 6 部材全塑性モーメントおよび座屈長さ係数

	全塑性モーメント M_p (kN・m)		座屈長さ係数 k	
	ブレース断面 M_{pb}	接合部折れ線 M_{pg}	全塑性モーメントによる算出	座屈固有値解析
P728	8.59	2.71	0.760	0.855
H710	6.10		0.692	0.876



(a) 単純支持モデル



(b) 半固定モデル

図 13 H 形鋼ブレース局部座屈部における曲げモーメント分布

では図 13(a)のように局部座屈部の両端の曲げモーメントが 0 であると仮定し評価されているが、H 形鋼では付録 1, 付図 2(b)に示すように、局部座屈部の両端にも曲げモーメントが作用していることが明らかとなった。そこで、局部座屈部における曲げモーメント分布を図 13(b)のように評価し、塑性領域長を式(7)のように評価する。

$$l_{hl} = l_p \frac{Z_{lp}}{Z_{lp} + Z_l} \left(1 - \frac{Z_l}{Z_{lp}} \right) = \frac{l_p}{5} \quad (7)$$

局部座屈フランジ部は長方形断面と見なし、 $Z_l/Z_{lp} = 2/3$ とすると、局部座屈折れ曲がりにより生じる平均歪 ε_{hl} は式(8)で評価できる。

$$\varepsilon_{hl} = \frac{5\varphi_h \cdot t_f}{l_p} = \frac{5\varphi_h}{1.635(B/2t_f)} \quad (8)$$

以上の修正を加えて、式(4)の既往論文 8)の評価式を補正したものを式(9)に示す。

$$\alpha_c = \begin{cases} 1 & (\text{全体座屈前: } \Delta\epsilon_n < \epsilon_{cr}) \\ \frac{\theta_n B}{L_t (1 - Z_y / Z_{yp}) \Delta\epsilon_n} & (\text{全体座屈後: } \epsilon_{cr} \leq \Delta\epsilon_n < \epsilon_{ln}) \quad (9) \\ \frac{5\varphi_h}{1.635(B/2t_f)\Delta\epsilon_n} + \frac{3\varphi_h}{2\Delta\epsilon_n} (2t_f/B)^2 & (\text{局部座屈後: } \epsilon_{ln} \leq \Delta\epsilon_n) \end{cases}$$

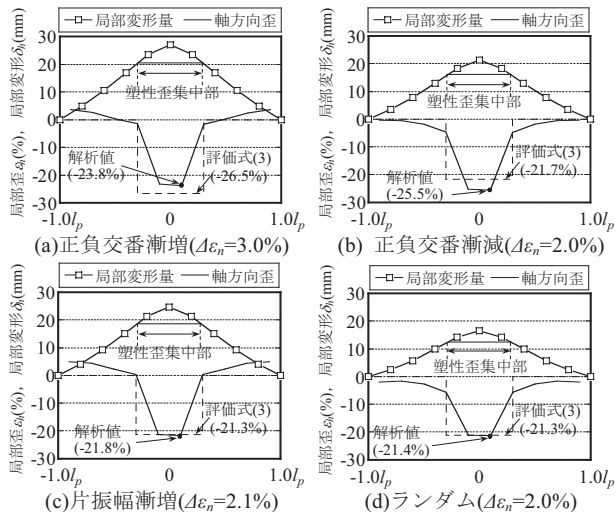
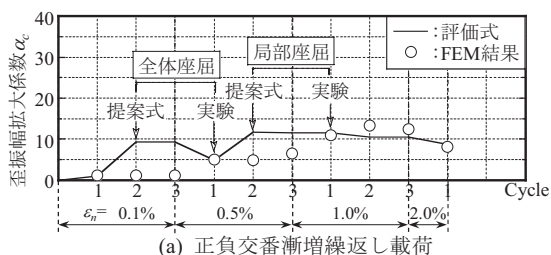
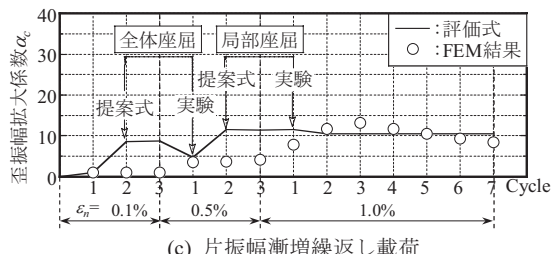


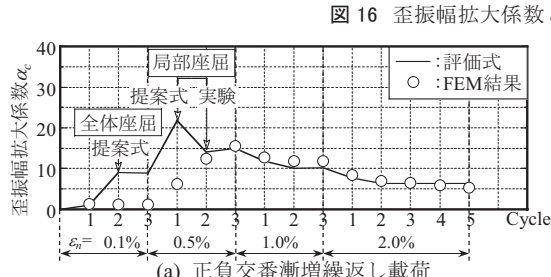
図 14 局部歪分布(円形鋼管ブレース)



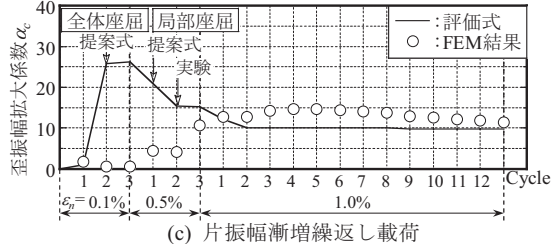
(a) 正負交番漸増繰返し載荷



(b) 正負交番漸減繰返し載荷

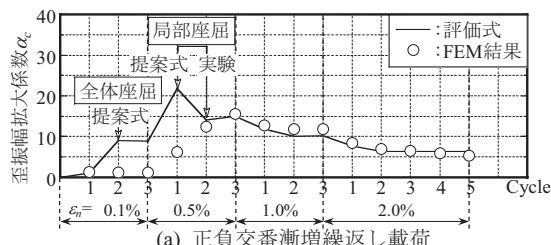


(c) 片振幅漸増繰返し載荷

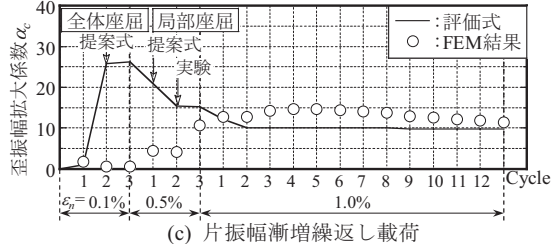


(d) ランダム載荷

図 16 歪振幅拡大係数 α_c 評価式の精度(円形鋼管ブレース)



(a) 正負交番漸増繰返し載荷



(b) 正負交番漸減繰返し載荷

(c) 片振幅漸増繰返し載荷



(d) ランダム載荷

図 17 歪振幅拡大係数 α_c 評価式の精度(H 形鋼ブレース)

塑性ヒンジ部の状況を分析するために、解析結果より両ブレースの部材中央部における局部座屈部の材軸直交方向変位 δ_h (図 11(b)中の A-B 間)および局部歪 ϵ_h を抽出し、等価軸歪振幅 $\Delta\epsilon_n=2.0\sim3.0\%$ における評価式により算出した歪分布と解析値を比較し図 14, 15 に示す。解析における局部歪は中央部により集中する傾向が見られ、評価式はその最大値を概ね捉えている。

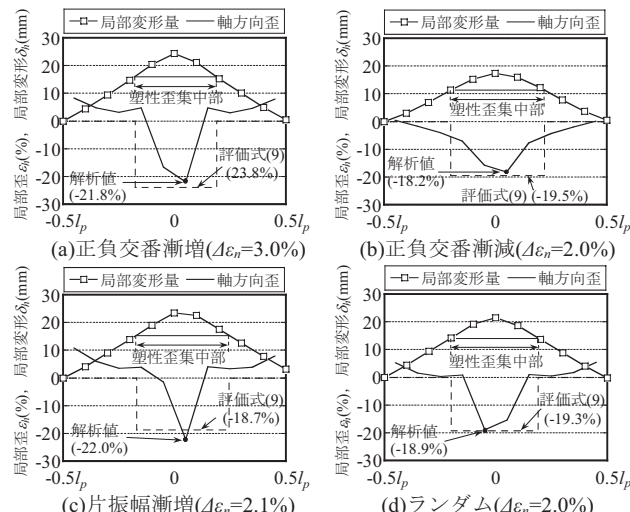
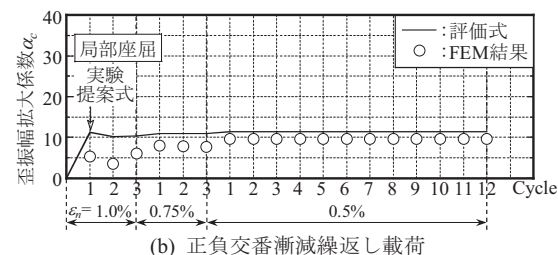
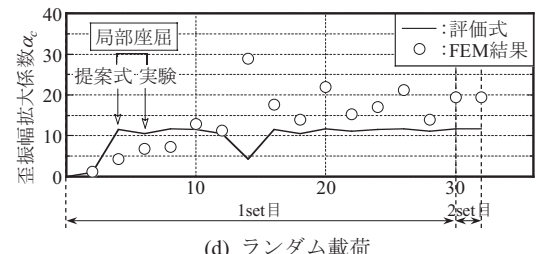


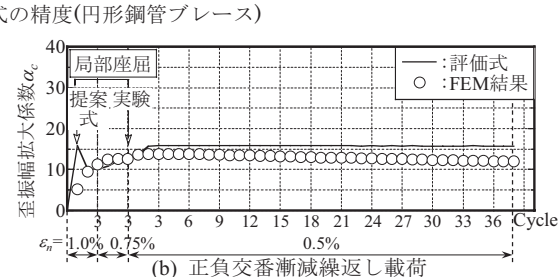
図 15 局部歪分布(H 形鋼ブレース)



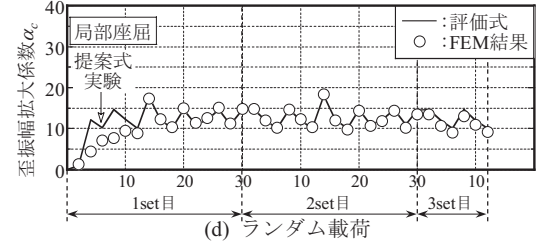
(a) 正負交番漸増繰返し載荷



(b) 正負交番漸減繰返し載荷



(c) 片振幅漸増繰返し載荷



(d) ランダム載荷

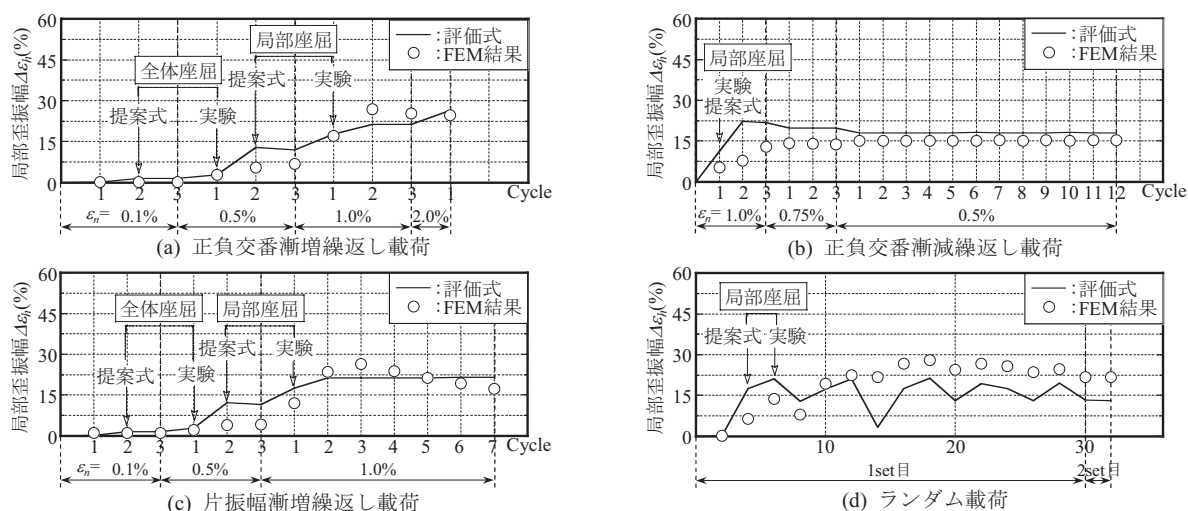


図 18 局部歪振幅 $\Delta\epsilon_h$ 評価式の精度(円形鋼管ブレース)

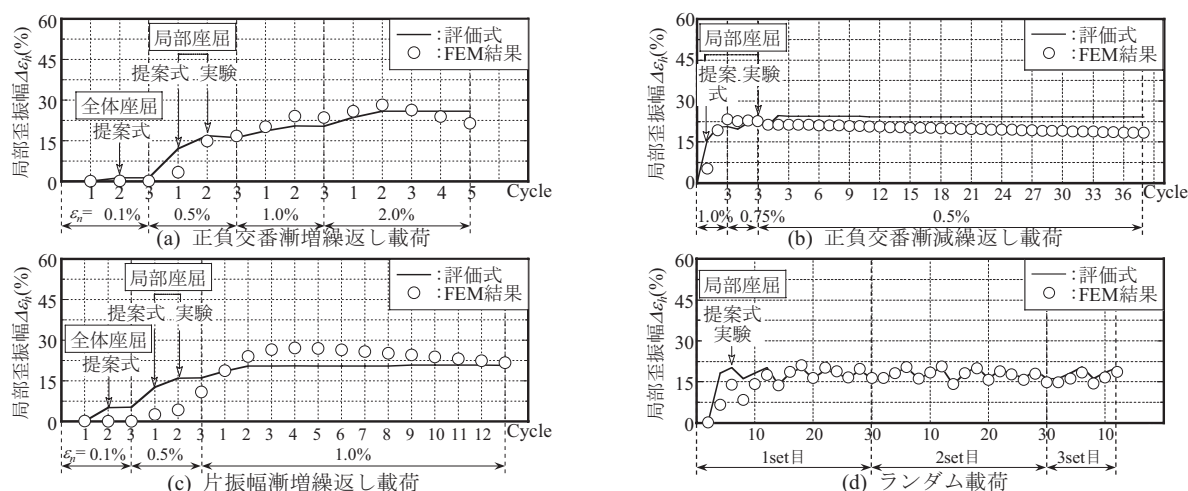


図 19 局部歪振幅 $\Delta\epsilon_h$ 評価式の精度(H 形鋼ブレース)

これより、式(3)、(9)より求めた両ブレースの各载荷履歴における歪振幅拡大係数 α_c の評価値を解析結果と併せて図 16、17 に、局部歪振幅 $\Delta\epsilon_h$ の評価値を解析結果と併せて図 18、19 に示す。

図 16、17 に示すように、両ブレース共に各評価式において全体座屈および局部座屈発生と判定された際の等価軸歪が小さい領域において、歪振幅拡大係数 α_c を高めに評価する傾向が見られる。しかし、部材破断に大きな影響を与える歪振幅 1.0%以上の範囲においては概ね解析値の傾向を捉えている。また、図 18、19 に見るように、局部歪の推移は最大 2 倍程度の誤差があるものの、その傾向を概ね捉えていることがわかる。以上より、局部歪の推移の傾向およびその累積値において、提案した評価式は両ブレースとも履歴に抛らずある程度の精度で表現できていると思われる。

4.2 累積疲労性能における载荷履歴の影響

実験で入力した各試験体の破断時までの等価軸歪履歴に対し、歪振幅拡大係数 α_c の評価式(3)、(9)を乗ずることで局部歪を推定し、累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ およびレインフロー法により算出した平均塑性歪振幅 $\Delta\epsilon_{hp}$ を算出する。ここで、破断の定義は部材の亀裂発生による大幅な耐力低下時点とする。算出した各値を SS400 に該当する鋼材の低サイクル疲労破断条件式(式(10))¹³⁾と併せて図 20 に示す。

$$\Sigma\Delta\epsilon_{hp} = 3857 \times (\Delta\epsilon_{hp})^{-1.13} \quad (10)$$

同図を見ると、円形鋼管ブレースは概ね良い対応を示し、H 形鋼管ブレースはやや安全側の評価となっているが、各载荷履歴において評価式による局部座屈部の累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ は概ね破断条件式の近傍に位置していることがわかる。解析より得られた累積塑性歪および平均塑性歪振幅を用い、破断条件式(10)に達した時に部材破断に至ると評価し、部材破断に至るまでの累積歪エネルギーを降伏応力 σ_y により無次元化した値 χ_w (式(11))を実験結果と比較し図 21 に示す。

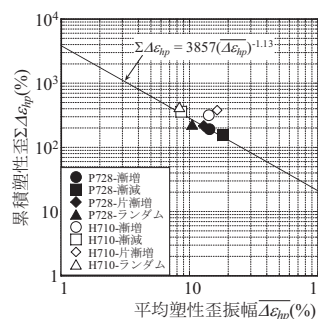


図 20 部材破断予測精度

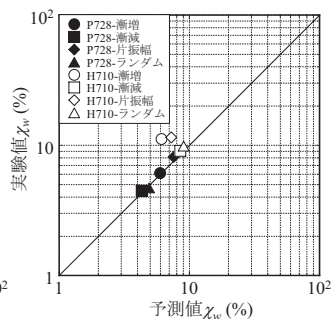


図 21 χ_w の予測精度

表 7 破断までの χ_w の予測精度

予測精度(%)	载荷履歴			
	漸増	漸減	片振幅	ランダム
P728	2.33	3.50	6.81	4.51
H710	45.3	6.12	36.9	8.11

$$\chi_w = \frac{1}{\sigma_y} \int \sigma_n d\epsilon_n \quad (11)$$

両ブレース共に無次元化累積歪エネルギーの値は概ね良い対応が見られる。また、実験値に対する予測値の絶対値の差の真値に対する割合を予測精度と考え、表7に破断までのエネルギー吸収量の精度を示す。これより、円形鋼管ブレースについてはどの履歴下においても7%程度以下の精度で予測できていると考えられる。また、H形鋼ブレースに関して、正負交番漸増繰返し载荷および片振幅漸増繰返し载荷において、最大45%程度まで誤差が大きくなっているが、図21を見るように実現象より早い破断予測となっており、安全側の評価となっていることがわかる。

各種の载荷履歴下におけるブレースの歪集中および破断予測は正負交番漸増繰返し载荷と同様の精度で評価できており、式(3)、(9)の破断予測式を用いることで、円形鋼管およびH形鋼ブレースに関して正負交番漸増繰返し载荷時のみならず、部材局部座屈発生後に多数の繰返し载荷が加わる履歴下における部材破断時期を-5%~45%程度の精度で捉えている。

5. 結

細長比 $\lambda=70$ 、径厚比 $D/t=28$ の円形鋼管、および細長比 $\lambda=70$ 、幅厚比 $B/2t_f=10$ のH形鋼ブレースを対象に、4種類の異なる繰返し载荷実験を実施し、局部座屈を伴う円形鋼管およびH形鋼ブレースが破断に至るまでの累積変形性能に関する調査を行った。合わせて、数値解析により同ブレースの破断までの累積変形性能の評価を行った。以下に得られた結果をまとめて示す。

- 繰返し载荷実験においては、いずれも等価軸歪1.0%前後の载荷により局部座屈が生じた。载荷履歴形式ごとの部材破断までの累積等価軸歪振幅 $\Sigma \Delta \epsilon_n$ は円形鋼管ブレース、H形鋼ブレース共に履歴により差が生じる傾向が見られた。
- 各試験体をモデル化した有限要素法解析を行い、実験の座屈挙動を再現し、部材破断の要因となる局部座屈部における塑性歪の推移を分析した。その結果、正負交番漸増繰返し载荷と同様に、载荷履歴に拠らず局部座屈発生に伴い局部座屈部に歪が集中し、等価軸歪振幅の約10~20倍程度まで増大する傾向が見られた。一方、一定振幅履歴下では局部歪がやや減少する傾向が見られた。
- 各载荷履歴における局部座屈部に対し、既往の歪振幅拡大係数の評価式を用いることで、履歴に拠らず歪振幅拡大係数 α_c および局部歪振幅 $\Delta \epsilon_n$ の推移を概ね捉え得ることを確認した。また、部材局部座屈発生後に多数の繰返し载荷が加わる载荷履歴下において、破断時期および破断までの累積変形性能を概ね評価できることを確認した。

謝辞

本研究は平成22年度の東京電力(株)との共同研究に基づくものであり、ご協力、ご助言を戴きました東京電力(株) 貫井泰氏、東電設計(株) 間瀬辰也氏、柏崎琢也氏、荻原実氏に深謝致します。

参考文献

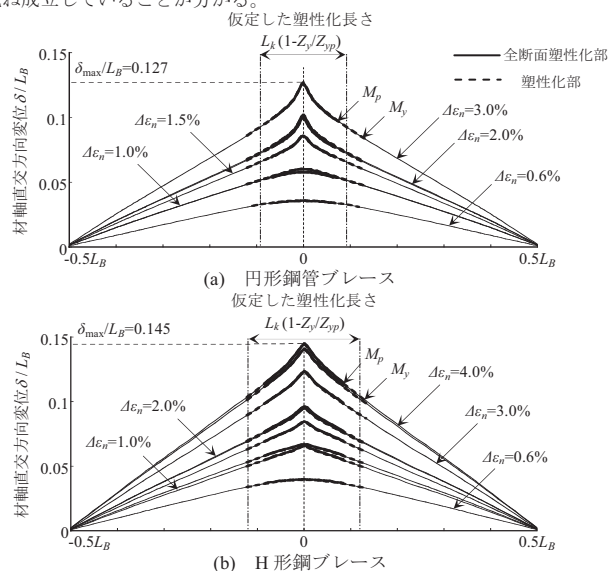
- 柴田道生、中村武、若林實：鉄骨筋違の履歴特性の定式化-その1 定式化関数の誘導-、日本建築学会論文報告集、第316号、pp.18-23、1982.6

- 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
- Jain, A. K., Goel, S. C., and Hanson, R. D.: Hysteresis cycles of axially loaded steel members. J. Struct. Eng., ASCE, Vol.106, pp.1777-1795, 1980.8
- Tang, X. and Goel, S. C.: Brace fractures and analysis of phase I structure. J. Struct. Eng., ASCE, Vol.115, pp.1960-1976, 1989.8
- Kanvinde, A. M. and Deierlein, G. G.: Cyclic void growth model to assess ductile fracture initiation in structural steels due to ultra low cycle fatigue. J. Engrg. Mech., ASCE, Vol.133, pp.701-712, 2007.6
- 向出静司、片岡大、多田元英：円形鋼管筋かいの破断を伴った鋼構造骨組のハイブリッド実験による地震応答、日本建築学会構造系論文集、第75巻、第652号、pp.1139-1147、2010.6
- 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
- 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
- 竹内徹、中村悠、松井良太：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、日本建築学会構造系論文集、第75巻、第653号、pp.1289-1297、2010.7
- 松井良太、竹内徹：部材破断を考慮したブレース付ラーメン骨組のエネルギー吸収性能、日本建築学会構造系論文集、第76巻、第665号、pp.1337-1345、2011.7
- 竹内徹、中村悠、松井良太、小河利行、今村晃：部材破断を考慮した鋼管トラス鉄塔の耐震性能、日本建築学会構造系論文集、第76巻、第669号、pp.1971-1980、2011.11
- ABAQUS / Standard .ver. 6.8-4
- 佐伯英一郎、杉沢充、山口種美、望月晴雄、和田章：低降伏点鋼の低サイクル疲労特性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第472号、pp.139-147、1995.6

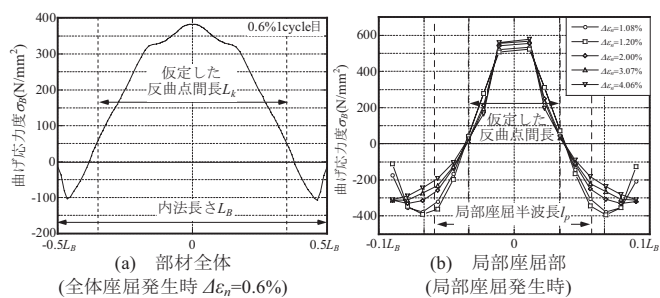
付録1

塑性ヒンジ回転角を求めるための有効座屈長 L_k は塑性化の進展と共に変化する。本研究では図12で示したように、これをメカニズム時の曲げモーメント反曲点間で評価している。その妥当性を有限要素解析における塑性化領域の進展と比較し付図1に示す。円形鋼管、H形鋼共に全断面塑性化領域の進展と概ね捉えている。下図では正負交番漸増繰返し载荷時の進展状況を示しているが、その他の载荷履歴においても同様の傾向が得られる。

付図2に全体座屈時、局部座屈時における材および板要素の曲げモーメント分布をそれぞれ示す。いずれも図12および図13(b)で仮定した反曲点長が概ね成立していることが分かる。



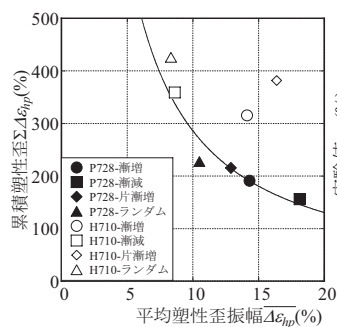
付図1 座屈長さ L_k を用いた塑性化部長さの評価精度 (正負交番漸増繰返し载荷)



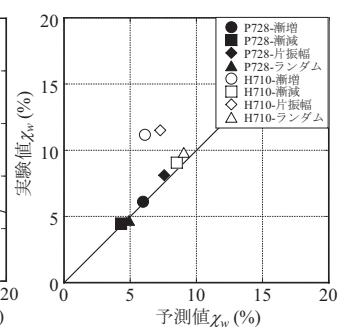
付図 2 部材曲げ応力分布(H 形鋼ブレース)

付録 2

図 20 および図 21 を線形表示した場合における図を、付図 3 および付図 4 に示す。なお、本評価法による各試験体の予測値と実験値の平均誤差は、本文の表 7 に示した通りであり、最大 45% 程度の誤差が見られた。



付図 3 部材破断予測精度



付図 4 χ_w の予測精度

(2011年10月 5 日原稿受理, 2012年 3 月28日採用決定)