

繰返し荷重を受けるアルミブレースの座屈性状 BUCKLING BEHAVIOR OF ALUMINUM BRACE UNDER CYCLIC LOADING

竹内 徹^{*1}, 堀内 健太郎^{*2}, 松井 良太^{*3}, 渡辺 和志^{*4}
Toru TAKEUCHI, Kentaro HORIUCHI, Ryota MATSUI
and Masashi WATANABE

Recently aluminum braces are used for seismic retrofit of reinforced concrete buildings. Aluminum braces reaches their maximum strength at similar story drift angle as reinforced concrete frames and have a priority to steel tube brace, which buckles where RC frames reaches their maximum strength. However, their cyclic performances after buckling are not confirmed yet. If they cause local buckling after overall buckling, they are expected to be fracture. In this paper, cyclic loading experiments on aluminum braces with pin-end connections are carried out until their fracture, and their performance after buckling is confirmed. Also applying the method for steel tube braces, easy fracture prediction method for aluminum braces is proposed and their validity is discussed.

Keywords: Aluminum Brace, Cyclic Loading, Buckling Behavior, Low Cycle Fatigue Test, Fracture Prediction

アルミブレース, 繰返し荷重, 座屈性状, 低サイクル疲労試験, 破断予測

1. 序

近年, 既存不適格鉄筋コンクリート構造の耐震補強に高強度中空円形管アルミニウムブレース(以降, アルミブレース)を使用する事例が増えている。一般的な取付け角度の細長比 $\lambda=70\sim120$ の円形鋼管ブレースは層間変形角 $1/500\sim1/800$ 前後で座屈耐力に達することが多く, RC 主架構が最大耐力に達するとされる層間変形角 $1/250$ 前後では座屈後で耐力が低下しているため最大耐力をそれぞれの単純和とすることができない。これに対し, アルミニウムはヤング率が鉄の約 $1/3$ であり, 軟鋼並の降伏耐力を持つ高強度アルミブレースでは層間変形角 $1/250$ 前後でも弾性範囲となるよう設計できるため, RC 主架構と最大耐力同士の単純和が可能とされ, その軽量性と耐候性を含めて外付け補強構法に適しているとされている。

一方, A6000 シリーズ以上の構造用高強度アルミニウムでは, 熱処理工程を経ているため溶接部では耐力が低下し, 一般的に母材強度を確保することができない。このため, 小野ら¹⁾²⁾は溶接軟化域を考慮した部材設計および座屈耐力評価を行い, アルミニウム構造設計諸規準³⁾に反映している。また, 井上ら⁴⁾は, アルミニウム薄板に対してせん断座屈後最大耐力に対する検討を行っている。

耐震補強用のアルミブレースでは, 断面積に対する座屈耐力を最大化するため中空円形管が使用されることが多く, 接合部にはボルト摩擦接合が使用できないためピンとクレビスを用いることが一般

的である。この場合, クレビスとアルミ管間は溶接接合されることが多いが, 溶接耐力が母材耐力を下回るため, 単純に引張ると溶接部で破断に至ることが多い。このため, 大久保, 石川ら⁵⁾はクレビス付きアルミブレースの引張り実験を実施し, クレビスの最大耐力を溶接部の最大耐力以下に抑えることで破断までの伸び性能が向上することを示している。しかしながら提案された設計式では, 溶接部の降伏がクレビスの降伏に先行することを許容しており, 繰返し荷重下で安定した変形性能が確保できるか確認されていない。アルミブレースの座屈後の繰返し挙動については大久保, 石川ら⁶⁾によりシステムトラス部材に対し実験的に検証されているが, 破断に至るまでの繰返し回数に関し確認されていない点も耐震部材としての課題となっている。筆者ら⁷⁾は, 円形鋼管ブレースの繰返し実験を行い, 鋼管が材長の 0.5% 以上の軸変形を受け全体座屈後に屈曲部で局部座屈を生ずるとその後早期に破断に至ることを指摘し, 破断に至る時期の評価法の提案を行っている。アルミブレースも座屈後に局部座屈を生じると早期に破断に至る可能性があると考えられる。

本研究では, クレビス付きアルミブレースの繰返し載荷実験を実施し, 座屈後破断までの繰返し履歴特性を明らかにすることを目的とする。また, アルミニウム素材の低サイクル疲労試験を実施し, 得られた疲労性能と局部座屈部の歪履歴を比較することで, 部材破断までの累積変形性能を予測する手法の適用性を検証する。

^{*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} (株)住軽日軽エンジニアリング 修士(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.
Sumikei-Nikkei Engineering Co., Ltd., M. Eng.

2. アルミブレースの繰返し载荷実験

本実験では、先行降伏箇所の異なるアルミブレースを対象に、準静的繰返し载荷実験を実施し、破断に至るまでの座屈履歴性状および累積変形性能を検証する。

2.1 試験体の設定

試験体は、接合部をフォークエンドとし、実際のブレースを模した試験体を用いる。径厚比および細長比は RC 架構の耐震補強部材として多く用いられている部材を分析して設定する。また、降伏箇所の差異が累積変形性能に与える影響を分析するために、先行降伏箇所を溶接部(W)、フォークエンド(F)、母材(B)の3箇所それぞれ設定する。図1に試験体概要、表1に試験体諸元を示す。溶接部先行降伏型は、フォークエンドで破断させる一方、溶接部強度のばらつきによりフォークエンドの降伏に対し溶接部の降伏が先行することを許容した試験体で式(1)、式(2)を満たすように設計する。

$$N_{cr} < N_{wy} < N_{fy} < N_y$$
 (1)

$$N_{fu} < N_{wu} < N_u$$
 (2)

N_{cr} : 初期座屈耐力 N_u : 母材引張耐力
 N_y : 母材降伏耐力 N_{wu} : 溶接部引張耐力
 N_{wy} : 溶接部降伏耐力 N_{fu} : フォークエンド引張耐力
 N_{fy} : フォークエンド降伏耐力

一方、フォークエンド先行降伏型はフォークエンドを溶接部に対して先行降伏させることを保証した設計法で、式(3)、式(4)を満たすように設計する。

$$N_{cr} < N_{fy} < N_{wy} < N_y$$
 (3)

$$N_{fu} < N_{wu} < N_u$$
 (4)

母材先行降伏型は、式(5)、式(6)を満たすように設計する。

$$N_{cr} < N_y < N_{wy} < N_{fy}$$
 (5)

$$N_u < N_{fu} < N_{wu}$$
 (6)

使用アルミニウム素材(以降、アルミ材)A7003-T5 は溶接部で耐力低下が生じるために、母材に面削を施し、溶接部に対して母材中央部の断面積を小さくすることで式(5)を満足させる。また、面削に伴い生じる溝への歪集中の影響を除去するために母材中央部に研磨を施した試験体も設定する。

試験体に使用するアルミ材については、母材、フォークエンドおよび溶接部の3種類に対して引張試験を実施する。試験片は JIS-Z-3121, 2201(金属材料引張試験片)に基づき、アルミ管から切り出した4A号および5号試験片を用いて行う。引張試験より得られた応力-歪関係を図2に、機械的性質を表2に示す。溶接部は応力-歪関係に明確な降伏点のない Round-House 型を示し、0.2%オフセット法より求めた応力度を引張降伏応力度 σ_y としている。

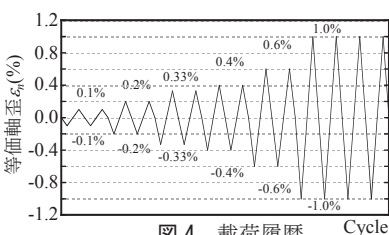


図4 载荷履歴

表3 等価軸歪との関係

等価軸歪 ε_a (%)	層間変形角	靱性指標 F^*
0.1	1/500	0.8
0.2	1/250	1.0
0.33	1/150	1.27
0.4	1/125	1.5
0.6	1/82	2.0
1.0	1/50	2.6

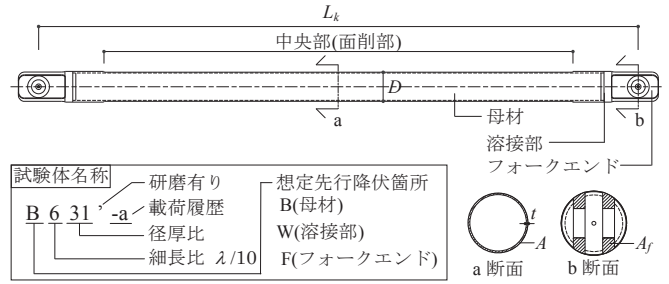


図1 試験体概要(母材降伏型)

表1 試験体諸元

試験体名	直径 D (mm)	母材中央部 厚さ t (mm)	母材 断面積 A (mm ²)	フォークエンド 断面積 A _f (mm ²)	断面二次 モーメント I (mm ⁴)	有効座屈長さ L _k (mm)	細長比 λ
W617	100	6	1772	1548	1.96×10^6	1930	58
F617	100	6	1772	900	1.96×10^6	1930	58
B631'-a	94.3	3.15	902	1548	9.38×10^5	1930	60
B637-a	93.5	2.75	784	1548	8.08×10^5	1930	60
B637'-a	93.3	2.65	755	1548	7.76×10^5	1930	60
B631-b	94.5	3.25	932	1548	9.71×10^5	1930	60

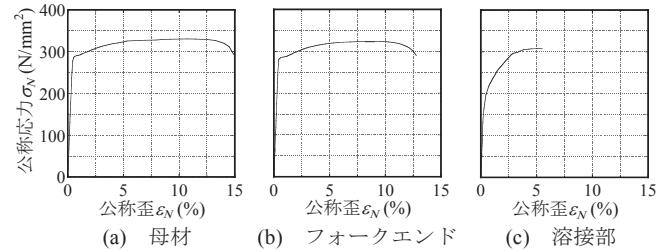


図2 アルミ材の応力-歪関係

表2 等価軸歪との関係

	材種	降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	ヤング率 E (N/mm ²)	破断伸び E _{long} (%)
母材	A7003-T5	286.2	330.7	6.96×10^4	15.95
フォークエンド		285.9	323.5	7.13×10^4	13.95
溶接部		197.1	308.2	7.89×10^4	4.85

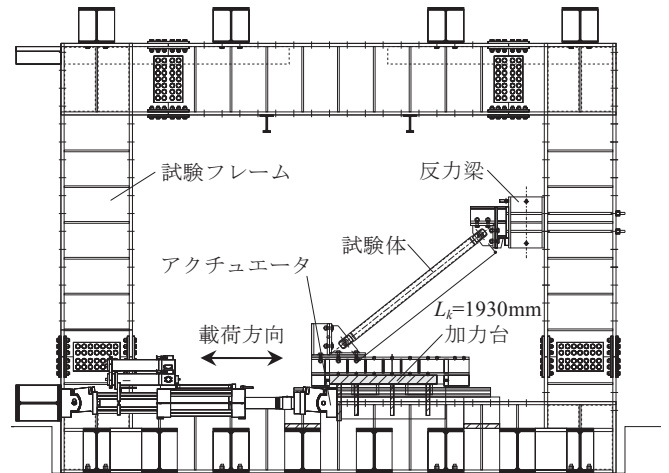


図3 セットアップ図

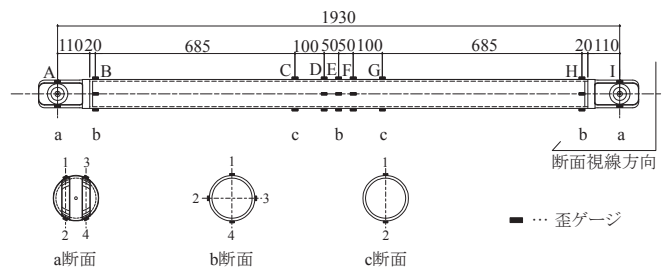


図5 歪ゲージ貼付位置(W617)

2.2 実験の概要

実験のセットアップを図3に示す。載荷実験は、試験体の両端を治具を介して汎用フレームに取り付けられた反力梁および加力台に固定し、水平方向に設置された最大力500kN、正負最大振幅±300mmのアクチュエータにて、加力台に強制水平変位を与えることで行う。載荷は準静的正負交番増減繰り返し載荷とし、等価軸歪による変位制御にて行う。等価軸歪 ε_n は、ピン節点間変位をピン節点間距離 L_k で除した値と定義し、図4に示すように最大等価軸歪片振幅 $\Delta\varepsilon_{nm}$ が0.1%、0.2%、0.33%、0.4%、0.6%、1.0%となる様な正負交番増減繰り返し軸変位を各2サイクルずつ与える。また、最大等価軸歪片振幅 $\Delta\varepsilon_{nm}$ が1.0%に達した後は、 $\Delta\varepsilon_{nm}=1.0\%$ の一定歪振幅増減繰り返し載荷履歴とする。なお、母材降伏型では、局部座屈の発生クライテリアに着目し、全体座屈後、同一歪振幅増減繰り返し載荷(type-a)と単調圧縮し局部座屈後、同一歪振幅増減繰り返し載荷(type-b)の載荷とする。本試験体における等価軸歪振幅とRC造建築物の層間変形角との間には表3に示す対応関係があり、層間変形角は文献8)の靱性指標 F に基づき設定した。

測定項目は荷重、変形および試験体の局所的な歪とする。ピン節点間変位は、試験体両端の接合部治具間に材軸方向に沿って取り付けられた変位計にて測定し、両側2点の平均により算出する。試験

体の面内変位は、母材中央部に取り付けたワイヤー変位計にて測定する。両端ピンの回転角は接合部治具に取り付けた変位計にて、計測する。また、アクチュエータ部のロードセルおよびLVDT変位計により、水平荷重および加力台水平変位を測定する。さらに、試験体の局所的な軸方向歪を計測するために、試験体表面に歪ゲージを材軸方向に沿って貼付する。歪ゲージ貼付位置を、W617を例に図5に示す。

2.3 破断に至るまでの座屈性状

実験で得られた各試験体の全体座屈、局部座屈が生じた等価軸歪 ε_n と破断箇所、サイクル数をまとめて表4に示す。ただし、同表における各座屈発生時期とは、目視により確認した時点としている。また、各試験体の破断に至るまでの等価軸応力 σ_n (軸力/断面積)ー等価軸歪 ε_n の履歴関係を図6に示す。ただし、引張側を正、圧縮側を負とする。各段階における試験体の様子を写真1に示す。

溶接部先行降伏型W617は、等価軸歪0.4%-1サイクル目で溶接部が降伏し、同サイクルの引張側でフォークエンドが降伏に至った。その後、図6(a)に見るように等価軸歪0.6%-1サイクル目で面内に全体座屈を生じ、母材中央部で局部座屈を生じる前に等価軸歪1.0%-1サイクル目でフォークエンドにて破断に至った。

試験体名	全体座屈発生時期 (ε_n -cycle)	局部座屈発生時期 (ε_n -cycle)	破断箇所	累積等価軸歪 $\Sigma\varepsilon_n(\%)$
W617	0.6%-1cycle	発生せず	F	16.1
F617	0.6%-1cycle	発生せず	F	10.1
B631'-a	0.4%-1cycle	0.5%-3cycle	B	18.2
B637-a	0.4%-2cycle	0.5%-11cycle	B	34.1
B637'-a	0.33%-1cycle	0.33%-9cycle	B	16.1
B631-b	0.75%-1cycle	0.75%-1cycle	B	3.74
T728(鋼管)	0.5%-2cycle	1.0%-3cycle	B	26.1

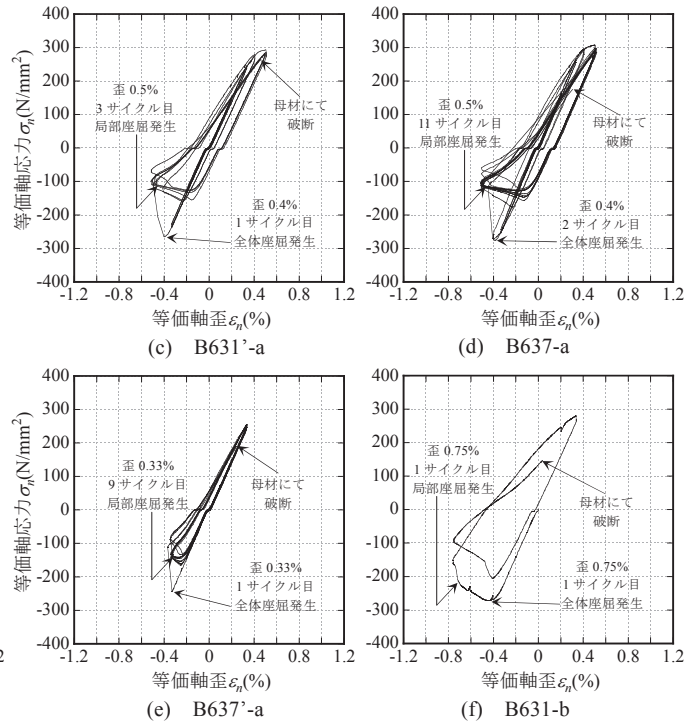
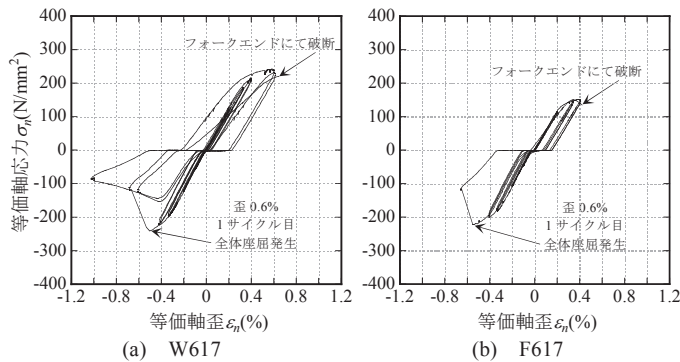
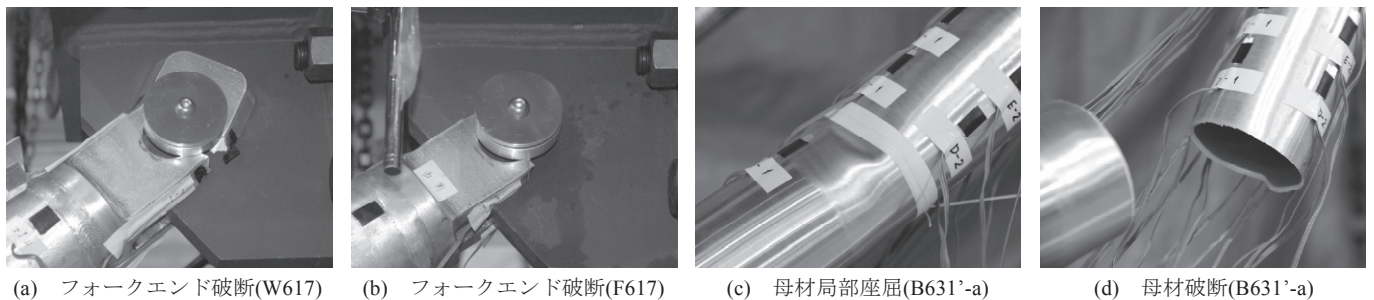


図6 等価軸応力ー等価軸歪関係



(a) フォークエンド破断(W617)

(b) フォークエンド破断(F617)

(c) 母材局部座屈(B631'-a)

(d) 母材破断(B631'-a)

写真1 試験体の破断および座屈状況

フォークエンド先行降伏型 F617 は、等価軸歪 0.33%-1 サイクル目でフォークエンドが降伏し、図 6(b)に見るように等価軸歪 0.6%-1 サイクル目で面に全体座屈を生じた後、同サイクルの引張側でフォークエンドにて破断に至った。図 6 に見るように、両試験体共にフォークエンドの塑性化伸びによりスリップ型の履歴特性を示し、ある程度のエネルギー吸収能力を示した。両試験体を比較すると W617 は溶接部が先行降伏し、溶接部強度のばらつきを考慮すると F617 に比べ脆性型の破壊形式となる危険性を残していると考えられる。

母材先行降伏型(B シリーズ)は、図 6(c)~(e)に見るように入力载荷履歴 type-a 試験体では、等価軸歪 0.33~0.4%で全体座屈を生じ、数サイクル後に母材中央部にて局部座屈を発生し、亀裂発生後すぐに破断に至った。B637'-a では、図 6(e)に見るように全体座屈を生じた同一歪振幅下においても 9 サイクル後に局部座屈を生じることが確認された。また、実験時に歪ゲージより得られた局部歪 ϵ_h の例を図 7 に示す。同図に見るように、全体座屈発生後局部歪の増大は捉えられているが、局部座屈発生後は歪ゲージ位置が局部座屈部から外れていたため、局部座屈部の最大歪は捕捉できなかった。B631-b は、入力载荷履歴の差異により、等価軸歪 0.75%-1 サイクル目で全体座屈を生じ、同サイクル中に母材中央部にて局部座屈を発生した後、局部座屈が進展し、2 サイクルほどで部材破断に至った。表 4 に見るように、既往論文⁷⁾の鋼管ブレース(T728)が等価軸歪 0.5%で全体座屈、1.0%で局部座屈に至るのに対して、アルミブレースは全体座屈が発生する等価軸歪(以下、全体座屈発生歪 ϵ_{cr})と局部座屈が発生する等価軸歪(以下、局部座屈発生歪 ϵ_{lib})の差が小さく、全体座屈発生後すぐに局部座屈に至ることがわかる。

2.4 累積変形性能

累積変形性能を表す指標として、部材が破断に至るまでの等価軸歪 ϵ_n を足し合わせた値を累積等価軸歪 $\Sigma \Delta \epsilon_n$ と定義し表 4 に示す。なお、各試験体の完全破断に至るまでの過程が異なることにより、試験体に亀裂が生じた時点と破断と定義している。

溶接部およびフォークエンド先行降伏型の累積等価軸歪については、結果的に溶接部先行降伏型が高い値を示した。ただし、溶接部の破断が先行した場合には、両者の関係が逆転する可能性もある。

母材先行降伏型では、入力载荷履歴の差異により B631-b の累積等価軸歪は低い値を示している。また、入力载荷履歴 type-a 試験体は累積等価軸歪が 16%~34%の間の値を示し、既往論文⁷⁾で示される累積等価軸歪と径厚比の関係性は不明確となっている。これは、载荷履歴を全体座屈が生じた後、局部座屈発生歪直前での一定歪振幅载荷としたために、局部座屈発生時期にばらつきが生じたためである。

3. 有限要素法によるブレースの座屈挙動の分析

繰返し荷重を受けるアルミブレースにおいて、母材先行降伏型では鋼管ブレースに比べ全体座屈発生歪と局部座屈発生歪が近接している点に特徴がある。ただし、先述したように試験体に貼付した歪ゲージでは、塑性歪が最も集中する箇所の歪を破断に至るまで適切に捉えることができなかった。そこで本章では、数値解析を用いて実験結果を再現し、部材破断の要因となる局部座屈部の局部歪の推移を分析する。また、鋼管ブレースを想定した数値解析を通して、比較分析も併せて行う。

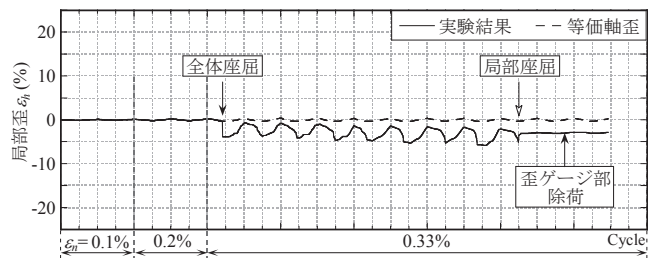


図 7 局部歪と等価軸歪の推移(B637'-a)

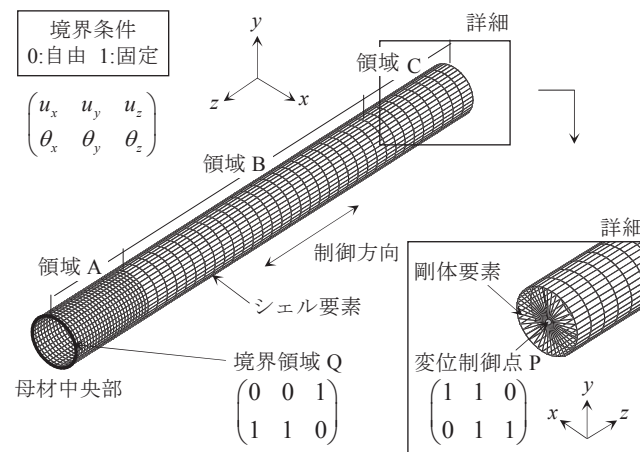
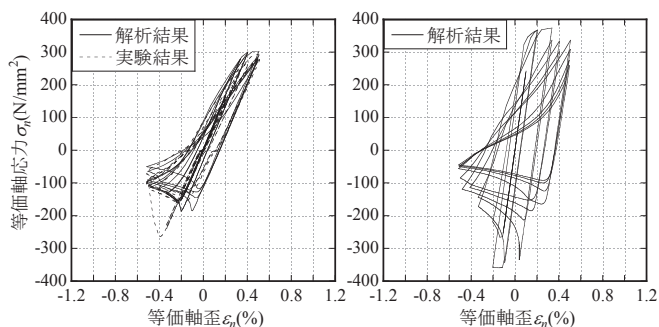
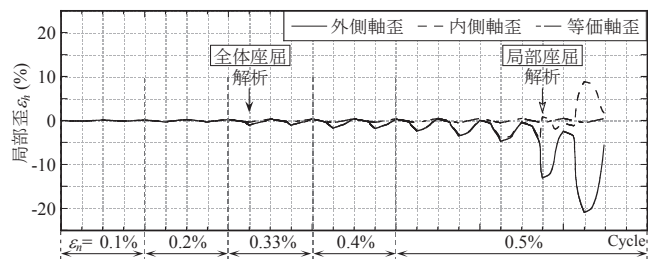


図 8 解析モデル概要

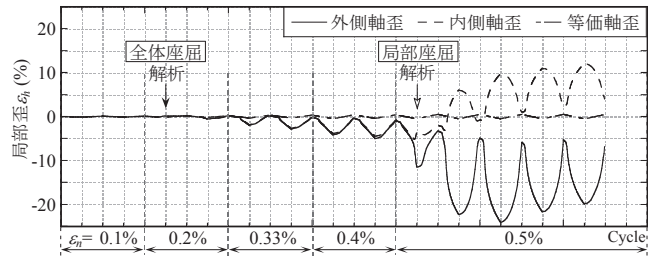


(a) アルミブレース(B631'-a) (b) 鋼材ブレース

図 9 等価軸応力 σ_n —等価軸歪 ϵ_n 関係



(a) アルミブレース(B631'-a)



(b) 鋼管ブレース

図 10 局部歪と等価軸歪の推移

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⁹⁾を用い、母材先行降伏型を対象に行う。図8に示すように解析モデルは実験試験体寸法を採用し、母材軸方向における1/2の領域に対してモデル化を行い、母材面削部を領域A、B、母材端部を領域Cとし、3領域からなる構成とする。また、領域A~Cの各要素は板厚方向に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する。実験結果を元に局部座屈が発生する可能性が高いと想定される領域Aの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材軸方向に粗く分割する。

材料特性は、引張試験結果により得られた公称応力および公称歪を、真応力および真歪に換算して用いる。また、鋼材は既往論文⁷⁾を参照する。複層シェル要素のヤング率は $E=70000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比は $\nu=0.3$ とする。塑性歪硬化則には、移動硬化則と等方硬化則を等分に組み合わせた複合硬化則を用いる。また、初期不整には母材中央部で最大振幅が節点間距離 L_k の $1/1000$ 倍となる正弦四半波を与える。制御は、解析モデルの一端の変位を拘束し、他端に定義した強制変位制御点に実験より得られた材軸方向変位量を与える変位制御とする。

3.2 解析結果および考察

解析より得られた等価軸応力 σ_n - 等価軸歪 ϵ_n 関係を実験結果と併せて図9に示す。図9(a)に見るように、解析結果は実験時における節点の回転剛性に起因する初期座屈応力度の上昇を除いて、実験結果を概ね捉えている。また、アルミブレースは図9(b)に示す鋼管ブレースに比べて、弾性の差異により1ループの履歴吸収エネルギーが小さいことがわかる。

局部座屈部における材軸方向の局部歪が最大となる母材中央部の要素を抽出し、該当要素の内外の局部歪 ϵ_h の推移を等価軸歪 ϵ_n と併せて図10に示す。図10(a)に見るように、局部座屈発生後、要素内外の歪が反転し、等価軸歪振幅 $\Delta\epsilon_n$ の増加に伴い局部歪 ϵ_h が急激に増大する。この傾向は、図10(b)に示す鋼管ブレースの解析結果および既往論文⁷⁾における正負交番漸増繰返し载荷実験の結果と類似のものとなっている。局部座屈発生以降、局部座屈部の局部歪 ϵ_h は等価軸歪 ϵ_n の10~20倍程度の値を示す。なおこのとき、要素の材軸直交方向は材軸方向歪に対して小さく、主歪に与える影響は微小であるため、以降要素の材軸方向における歪を対象に分析を行う。図10を比較するとアルミブレースは、鋼管ブレースよりも大きな等価軸歪で全体座屈を生じる一方、同程度の等価軸歪で局部座屈に至っていることがわかる。

鋼管ブレースの局部座屈発生歪 ϵ_{nlb} は、既往論文⁷⁾より降伏歪 ϵ_y および径厚比 D/t を用いて式(7)で表される。

$$\epsilon_{nlb} = 0.0683\epsilon_y^{-0.39} \left(\frac{D}{t} \right)^{-1.39} \quad (7)$$

式(7)は鋼材ブレースを対象とした実験式であり、機械的性質の異なるアルミブレースでの同式の適用性は確認されていない。そこで、同式に引張試験より得られたアルミ材の降伏歪 ϵ_y を用い、実験結果および解析結果より得られた局部座屈発生歪 ϵ_{nlb} と併せて図11に示す。同図に見るように、同式は実験結果および解析結果を捉えており、本研究で取扱った径厚比29~35のアルミブレースにおいても同

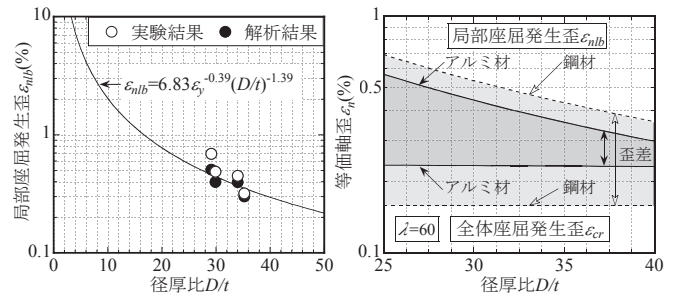


図11 既往実験式の適用性

図12 各座屈発生歪の比較

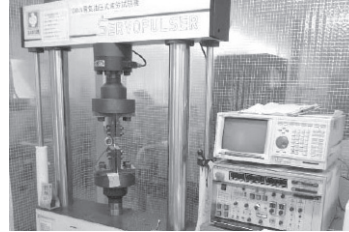


写真2 疲労試験機

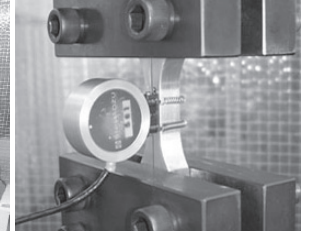


写真3 セットアップ

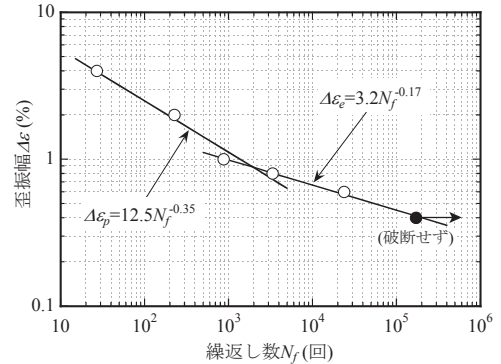


図13 アルミ材の低サイクル疲労性能

式で降伏歪 ϵ_y を換算することにより局部座屈発生歪 ϵ_{nlb} を評価できるものと考えられる。図12に式(7)によるアルミブレースおよび鋼管ブレースにおける局部座屈発生歪 ϵ_{nlb} および全体座屈発生歪 ϵ_{cr} と径厚比 D/t の関係を示す。全体座屈発生歪 ϵ_{cr} は座屈応力度 σ_{cr} を弾性剛性 E で除すことで算出する。同図に見るように、アルミブレースが鋼管ブレースに対して径厚比の増加に伴い局部座屈発生歪 ϵ_{nlb} と全体座屈発生歪 ϵ_{cr} の差が小さくなり、全体座屈を生じた後早期に局部座屈に至る理由が以上の評価式(7)で説明できる。

4. アルミブレースの局部歪評価および破断予測

既往論文⁷⁾では、鋼管ブレースを対象に局部座屈部に集中する塑性歪に対して、鋼素材の疲労破断条件式を適合することにより部材破断を評価している。また、部材の等価軸歪振幅 $\Delta\epsilon_n$ に対する局部座屈部の局部歪振幅 $\Delta\epsilon_h$ の比を振幅履歴により変動する歪振幅拡大係数 $\alpha_c (= \Delta\epsilon_h / \Delta\epsilon_n)$ とし、同係数を用いて等価軸歪履歴から局部歪を簡便に評価し、破断予測を行う手法が提案されている。

そこで本章ではアルミ材の低サイクル疲労試験を行い、得られた低サイクル疲労破断条件式に歪振幅拡大係数を用いて算出した局部座屈部の塑性歪振幅を適用することで、鋼材と機械的性質の異なるアルミブレースにおける既往の破断時期予測手法の適用性を検証する。

4.1 アルミ材の低サイクル疲労試験

アルミ材の繰返し変形性能に関し、弾性域での高サイクル疲労性能に関する知見は多いが、塑性域に至る低サイクル疲労特性に関す

る実験報告例は殆ど見られない。そこで、本研究では部材の破断予測を行うにあたり、まずアルミ素材の低サイクル疲労試験を実施し、歪振幅 $\Delta\epsilon$ と繰返し数 N_f の関係を調査することで疲労破断条件式を導く。

本試験では、繰返し载荷実験で用いたアルミ材(材質 A7003-T5)より試験体を製作する。また、写真2に示す電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、写真3に示すセットアップにより载荷を行う。伸び計としてはダイナストレーン($L_0=12.5\text{mm}$)を使用する。

低サイクル疲労試験は歪制御とし、歪制御量は歪振幅 $\Delta\epsilon=0.4\%$, 0.6% , 0.8% , 1.0% , 2.0% , 4.0% の6種類を設定する。また、試験体が破断もしくは50%強度低下するまで载荷を行う。繰返し速度は0.5Hzとし、繰返し数 N_f は最大荷重の10%強度低下するまでとする。試験体は $\Delta\epsilon=0.4\%$ を1体、その他を各2体とし、計11体とする。

試験より得られた歪振幅 $\Delta\epsilon$ —繰返し数 N_f 関係を弾性範囲 $\Delta\epsilon_e$ と塑性範囲 $\Delta\epsilon_p$ の $\Delta\epsilon$ — N_f 線図と併せて図13に表す。値は各2体の平均値を用いている。ただし、 $\Delta\epsilon=0.4\%$ では破断に至らなかったため、打ち切り時の値を示す。得られた低サイクル疲労曲線は弾性域と比べ塑性領域で勾配が変化し、Manson-Coffin 式と類似の特性を示す。同定した疲労性能式を図13中に示す。

上記同定式は一定歪振幅における破断までの载荷回数を示す式であるが、部材解析より得られる局部座屈部の局部歪履歴は図10に見るように一定歪振幅ではない。そのため、応力—歪履歴の各サイクルに求まる塑性歪振幅の累積値である累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ とレインフロー法により、歪履歴における各累積歪振幅を重みつき平均した平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ を用いて疲労曲線に当てはめて破断を評価する。局部座屈後には局部塑性歪は等価軸歪の20倍程度に達し、塑性歪振幅の破断に与える影響が主体となるため、図13中の塑性範囲 $\Delta\epsilon_p$ の式を用いる。Manson-Coffin 則より平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ は式(8)である。

$$\overline{\Delta\epsilon_{hp}} = C \cdot N_f^m \quad (8)$$

ただし、 C , m は低サイクル疲労試験の弾性領域より $C=12.5$, $m=-0.35$ とする。一定歪振幅下で N_f サイクルの繰返し载荷を受けたと仮定すると、累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ は平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ を用いて、式(9)のように表すことができ、式(8)と式(9)により、式(10)が成り立つ。

$$\Sigma\Delta\epsilon_{hp} = 2 \cdot N_f \cdot \overline{\Delta\epsilon_{hp}} \quad (9)$$

$$\Sigma\Delta\epsilon_{hp} = 2 \cdot C \cdot \frac{1}{m} \cdot \overline{\Delta\epsilon_{hp}}^{\frac{m+1}{m}} \quad (10)$$

以上より、式(10)に C , m を代入すると累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ と平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ により表される疲労破断条件式(11)が得られる。

$$\Sigma\Delta\epsilon_n = 2733 \overline{\Delta\epsilon_{hp}}^{-1.86} \quad (11)$$

4.2 アルミブレースへの歪振幅拡大係数の適用性

既往論文⁷⁾では、歪振幅拡大係数による局部座屈部の局部歪の評価に先立ち、図14、図15に示すように全体座屈および局部座屈部をモデル化し、座屈半波長 l_p を用いて局部座屈時の挙動を検証している。また、座屈半波長 l_p は式(12)で示される古典座屈理論式¹⁰⁾を用いて評価している。

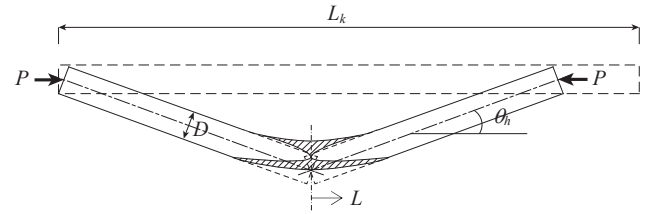


図14 全体座屈モデル

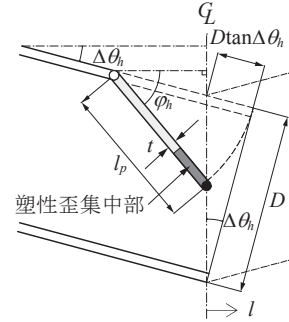


図15 局部座屈モデル

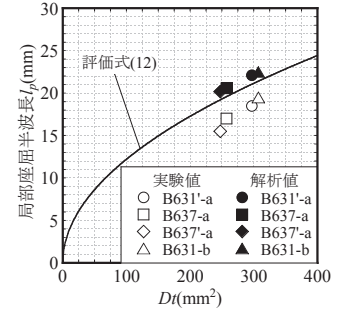


図16 局部座屈半波長

$$l_p = \pi \sqrt[4]{\frac{D^2 t^2}{48(1-\nu^2)}} = \pi \sqrt{\frac{Dt}{6}} \quad (12)$$

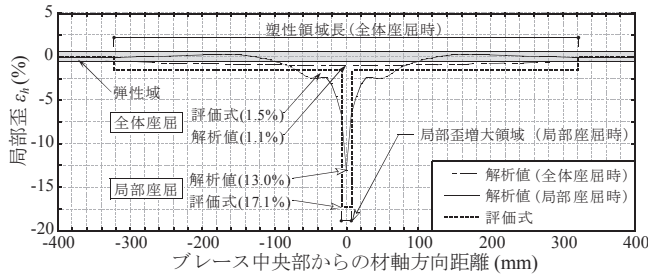
同式のアルミブレースへの適用性を検証する。実験と解析により得られた局部座屈半波長 l_p を理論値と併せて図16に示す。ポアソン比は $\nu=0.5$ としている。同図に見るように、アルミブレースの局部座屈半波長 l_p は、理論値に対して実験測定値はやや小さく、解析値は大きな値を示すが、各試験体ともに概ね対応しており、同式により局部座屈半波長 l_p を評価することとする。

既往論文⁷⁾で提案されている歪振幅拡大係数を用いた局部座屈部の局部歪評価式は、式(13)により表される。

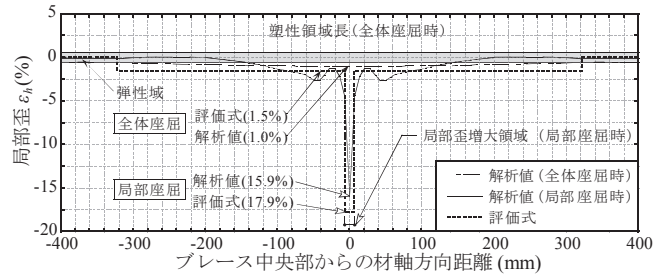
$$\alpha_c = \begin{cases} 1 & (\text{全体座屈前: } \Delta\epsilon_n < \epsilon_{cr}) \\ \frac{\theta_h D}{L_k \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \Delta\epsilon_n} & (\text{全体座屈後: } \epsilon_{cr} \leq \Delta\epsilon_n < \epsilon_{nib}) \\ \frac{3\sqrt{6}\phi_h}{2\pi \sqrt{\frac{D}{t} \Delta\epsilon_n}} + \frac{\theta_{nib} D}{L_k \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \Delta\epsilon_n} & (\text{局部座屈後: } \epsilon_{nib} \leq \Delta\epsilon_n) \end{cases} \quad (13)$$

ただし、 D : 外径、 t : 厚さ、 L_k : 有効座屈長さ、 σ_{cr} : 部材の等価座屈応力度、 $\epsilon_{cr}=\sigma_{cr}/E$, $\epsilon_{nib}=0.0683\epsilon_y^{-0.39}(D/t)^{-1.39}$, $\theta_h=\cos^{-1}(1-\Delta\epsilon_n)$, $\theta_{nib}=1-\cos^{-1}(1-\epsilon_{nib})$, $\Delta\theta_h=\theta_h-\theta_{nib}$, $\phi_h=\cos^{-1}[\cos(\Delta\theta_h)-D\sin(\Delta\theta_h)/l_p\pi]$ である。

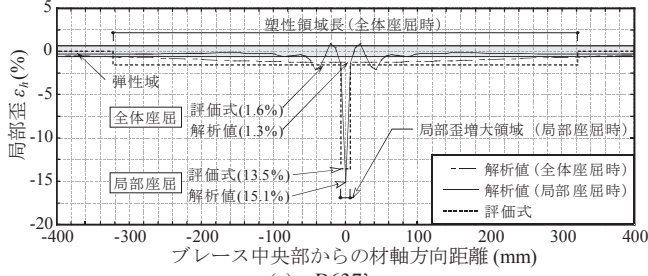
式(13)より α_c を算出し、等価軸歪振幅 $\Delta\epsilon_n$ に乗ずることで、局部座屈部の局部歪振幅 $\Delta\epsilon_h$ を評価することができ、その累積値より破断時期を評価する。まず、式(13)の導出の前提となる局部歪評価式(14)~式(19)を用いて、全体座屈および局部座屈時における材軸方向の歪分布の妥当性を確認する。式(13)では、全体座屈時の歪分布について、全体座屈の折れ曲がりによる塑性歪の累積値 ϵ_{ch} を全体座屈後の塑性ヒンジ部回転角 θ_h を用いて式(14)とし、全体座屈後のヒンジ部の塑性領域長 L_h を母材断面係数 Z_t と母材塑性断面係数 Z_p より式(15)で評価している。また、ヒンジ部は式(16)で表される一様な平均塑性歪 ϵ_h が分布するものと仮定している。



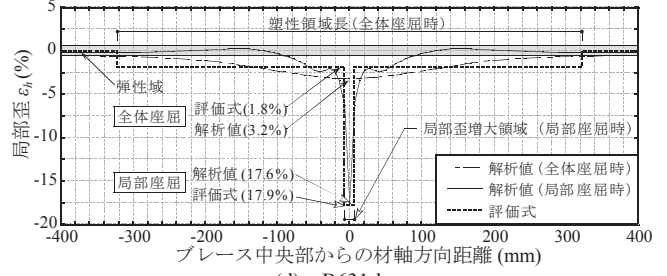
(a) B631'-a



(b) B637-a

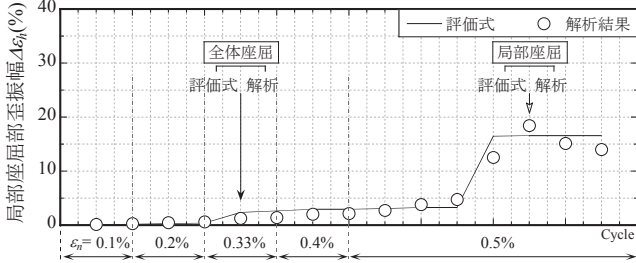


(c) B637'-a

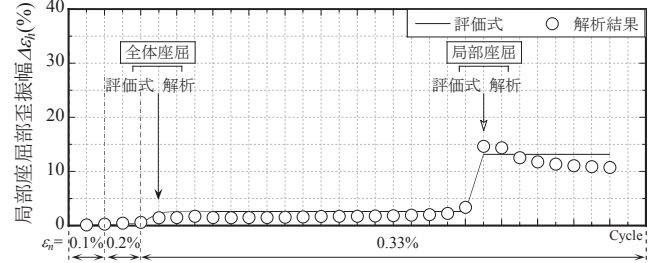


(d) B631-b

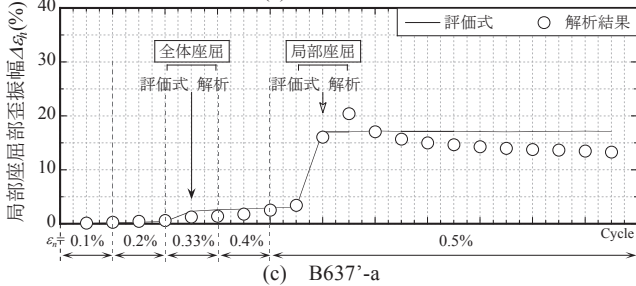
図 17 軸方向歪分布に関する評価式と解析値の比較



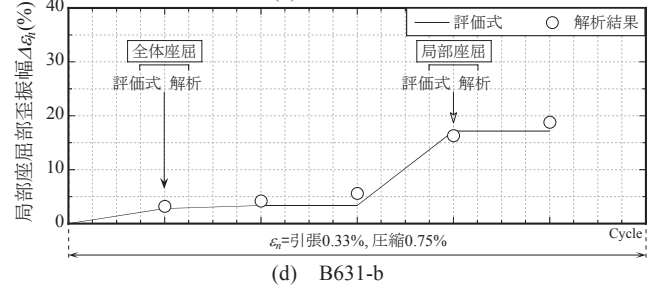
(a) B631'-a



(b) B637-a



(c) B637'-a



(d) B631-b

図 18 局部座屈部の局部歪振幅の推移

$$\int_{-L_h}^{L_h} \varepsilon_h dL = \theta_h \cdot D \quad (14)$$

$$L_h = L_k \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p} \right) \quad (15)$$

$$\varepsilon_h = \frac{\theta_h \cdot D}{L_k \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p} \right)} \quad (16)$$

局部座屈後は全体座屈時と同様、局部座屈部の板の折れ曲がりによる塑性歪の累積値 $\int \varepsilon_{hl}$ を局部座屈時のヒンジ回転角 ϕ_h を用いて式(17)で、局部ヒンジ部の塑性領域長 l_h を力のつり合いにより式(18)で評価する。また、局部ヒンジ部の最大歪は式(19)により平均化して求めている。

$$\int_{-l_h}^{l_h} \varepsilon_{hl} dl = \phi_h \cdot t \quad (17)$$

$$l_h = 2l_p \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p} \right) \quad (18)$$

$$\varepsilon_{hl} = \frac{\phi_h \cdot t}{2l_p \left(1 - \frac{Z_l}{Z_p} \right)} \quad (19)$$

図 17 に式(14)~式(19)より算出した全体座屈時と局部座屈時の材軸方向における歪分布を、解析結果と併せて示す。同図より、各試験体共に塑性領域長について、全体座屈時および局部座屈時共に概ね解析結果を捉えている。また、各座屈時における局部歪 ε_h の最大値も一定のばらつきはあるものの概ねその値を評価できている。以上のように、式(13)は局部座屈後の最大軸歪分布を概ね表現できているものと考えられる。

歪振幅拡大係数 α_ε を等価軸歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ に乗ずることで各試験体の局部座屈部の局部歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ を評価し、解析結果と併せて図 18 に示す。ただし、今回の載荷履歴では全体座屈後、局部座屈発生直前の

歪振幅で一定振幅としたため、局部座屈発生歪時期は、式(13)の評価式より遅れてばらつく傾向が見られた。図 18 では、局部座屈の発生時期を式(13)の第 2 式から第 3 式への移行時期のみ解析結果に合わせている。同図に見るように、得られた評価式の局部歪振幅レベルは解析結果をよく捉えている。

実験時に試験体が破断に至るまでの等価軸歪履歴に対し、歪振幅拡大係数 α_c を乗じることで局部歪履歴を推定し、累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ および平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ を求める。評価式により得られた累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ および平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ をアルミ材低サイクル疲労試験より得られた、疲労破断条件式(式(11))と併せて、図 19 に示す。このとき、累積塑性歪 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ および平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ が疲労破断条件式に達した時点で部材破断が生じたものと評価する。同図に見るように、ばらつきはあるものの疲労破断条件式近傍の値を示す。

最後に、部材破断に至るまでの累積等価軸歪により、破断予測手法の精度を検証する。実験結果より算出した実験値と式(13)より算出した評価値を比較し図 20 に示す。同図に見るように、評価値は実験値とよく整合している。以上より、アルミブレースにおいても局部座屈発生時期を適切に設定することで、鋼材における既往の破断時期予測手法を適用することができると考えられる。また式(13)を局部座屈発生時期の判定式を含めてそのまま適用することは、局部座屈発生を早期に評価することになり安全側の評価となる。

5. 結

本研究では、先行降伏箇所を母材、溶接部、フォークエンドと設定したアルミブレースを対象に繰返し載荷実験を行い、同部材が破断に至るまでの座屈性状を検証し、有限要素法解析による実験時の再現解析を通して全体座屈および局部座屈に伴う塑性歪の推移を分析した。また、アルミブレースの局部座屈部歪の推移および破断時期について、鋼管ブレースに対する既往評価手法の適用性を検証した。以下に得られた知見を示す。

- (1) 各試験体共に全体座屈を生じた後、溶接部およびフォークエンド先行降伏型は局部座屈を生じる前にフォークエンドにて破断に至った。両者はフォークエンドの塑性化伸びによるスリップ型の履歴特性を示した。一方、母材先行降伏型は全体座屈発生後、早期に母材中央部で局部座屈を生じ破断に至った。
- (2) 有限要素法解析を行った母材先行降伏型では、各試験体共に局部座屈発生に伴い局部座屈部に歪が集中し、局部歪は約 20%と等価軸歪に対して 10~20 倍程度の値に達する。
- (3) アルミブレースは鋼管ブレースに対し、弾性限歪が大きいため全体座屈発生歪が大きく、全体座屈発生後は早期に局部座屈に至る傾向がある。
- (4) 本研究で取扱った細長比 58~60、径厚比 29~35 の試験体において局部座屈発生条件は、鋼管を対象とした実験式をアルミブレースに対して準用することが可能であることが確認された。また、低サイクル疲労試験より得られた疲労破断条件式に局部歪振幅を適用することで、鋼管に対して提案された既往の評価手法と同様に、上記範囲のアルミブレースの破断時期を推定できると考えられる。

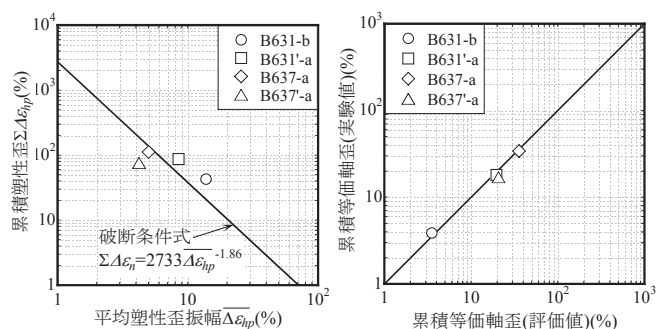


図 19 評価式を用いた破断予測

図 20 破断予測精度

謝辞

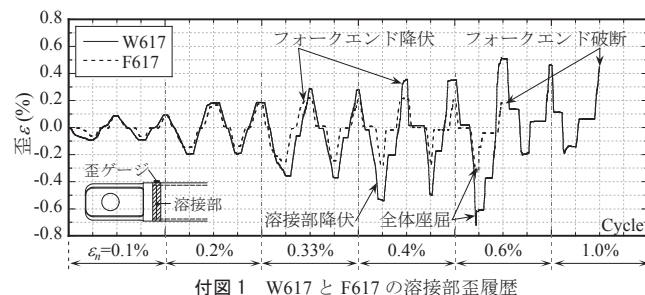
本研究は平成 23 年度の(株)住軽日軽エンジニアリングとの共同研究に基づくものであり、ご協力、ご助言を戴きました(株)住軽日軽エンジニアリング 檜山裕二郎博士、古川宏典氏、日本軽金属(株)安在英司博士、望月浩行氏に深謝致します。

参考文献

- 1) 林瑞樹, 小野徹郎, 橋本篤秀: アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究(その 26)溶接軟化域を考慮したアルミニウム圧縮材の座屈耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.383-384, 1999.9
- 2) 小野徹郎, 林瑞樹, 石田和人: 溶接軟化域を考慮したアルミニウム圧縮材の座屈耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 530 号, pp.185-190, 2000.4
- 3) アルミニウム建築構造協議会: アルミニウム建築構造設計基準・同解説, 2007.1
- 4) 井上哲郎, 木村衛, 谷口元: アルミニウム合金を用いた建築構造に関する研究—圧縮を受ける薄板の座屈後挙動—, 日本建築学会構造系論文集, 第 527 号, pp.205-212, 2000.1
- 5) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎: アルミ合金製ブレースの耐荷力及び接合方法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.57B, pp.475-482, 2011.3
- 6) 大久保昌治, 檜山裕二郎, 石川浩一郎: アルミニウム合金製中空円形管の中心圧縮引張試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.887-888, 2004.8
- 7) 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
- 8) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断基準 同解説, 2001.2
- 9) ABAQUS / Standard v.6.8-4
- 10) S.Timoshenko, J.Gere: Theory of Elastic Stability, McGrawhill, 1963

付録 1

溶接部は図 2(c)に見るように熱処理前に比べ伸び能力が低く、耐震ブレース材の終局破壊形式に影響があると考えられる。W617 と F617 の溶接部における歪ゲージにより計測された歪履歴を付図 1 に示す。同図に見るように W617 は溶接部が先行降伏しており、溶接部強度のばらつきによっては F617 に比べ脆性型の破壊形式となる可能性を残していると考えられる。



付図 1 W617 と F617 の溶接部歪履歴

(2012年 6 月 9 日原稿受理, 2012年 8 月 31 日採用決定)