

アルミニウム合金製制震ダンパー

宇佐美 勉¹

¹ フェロー会員 名城大学教授 理工学部建設システム工学科
(〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口)

要旨

本研究では、耐食性が高く、軽量で施工性に優れた構造用アルミニウム合金をBRBに使用することを試みた。ライフサイクルに渡って取り替えが不要で、3回程度の大地震に耐えうるような制震ダンパー（高機能制震ダンパー）の目標性能を保有するかどうかを確かめるために、A5083P-Oおよび A6061S-T6でBRBを製作して一連の性能実験を行った。また鋼材に対して多くの実績のある修正2曲面モデルを修正した、アルミニウム合金に対する新しい構成則を用いて、実験結果を数値解析的に再現すると共に、高機能BRBに要求される種々の性能に関する検討を行った。

キーワード：アルミニウム合金、座屈拘束ブレース、性能実験、低サイクル疲労、溶接仕上げ

Part 1 アルミ合金座屈拘束ブレース（BRB）の性能実験と解析

1. 緒言

近年、地震による建造物の損傷を低減するデバイスとしての制震ダンパーの研究は、土木の分野でも多く行われるようになってきた¹⁾²⁾。本研究で取り上げる制震ダンパーの一つである座屈拘束ブレース（以降、BRBと略称する）は、適用が容易で安価であり、使用実績も近年多くみられる。従来、BRBは鋼材で製作されてきたが、本研究では素材に構造用アルミニウム合金³⁾を使用し、その制震ダンパーへの適用性を検討する。

アルミニウムは鋼材に比べ約1/3の比重であり、強度差を考慮しても1/2の重量である。さらに空気に触れることにより、表面に薄い酸化皮膜を作り、アルミニウム表面を保護し腐食を防ぐ³⁾⁴⁾。そのため鋼材に比べ腐食に対する考慮が必要なくなり、メンテナンス費用が削減できる。またアルミニウムは押出しにより任意断面の形成が容易に出来るため断面形成のための溶接が場合によっては不要となり、溶接部の疲労に対する考慮も必要なくなる。以上を考慮すると、構造用アルミニウム合金を鋼材に代わる素材として使用することにより、BRBの高性能化が可能であると考えられる。

構造用アルミニウム合金を制震ダンパーの一つであるせん断パネルダンパー（SPD）として使用しようとする研究⁵⁾⁶⁾はあるが、BRBへの適用例は著者らの知る限りない。構造用アルミニウム合金を制震ダンパーに使用するためには、実験的研究を補完する数値解析も必要である。そのためには精緻な繰返し弾塑性構成則の開発が必須である。これに関しては、著者らは鋼材に対して開発した修正2曲面モデル⁷⁾に修正を施したアルミニウム合金用の修正2曲面モデルを提案している⁸⁾⁹⁾。

本研究では、制震ダンパーの素材として最も適すると考えられるA5083P-Oアルミニウム合金をブレース材に、A6061S-T651を拘束材に用い、従来著者らが使用してきた鋼製BRBと同様の形状のアルミニウム合金製BRBを5体製作して性能実験を実施した。また、別途開発した繰返し弾塑性構成則⁸⁾⁹⁾を用いて、数値解析的にアルミニウム合金製BRBの弾塑性挙動の検討を行っている。

2. 研究概要

(1) 要求性能

土木構造に用いられる制震ダンパーは、建築構造に比べより厳しい条件、すなわち大型で長期間風雨にさ

表-1 ブレース材の材料定数

合金種	E [GPa]	$\sigma_{0.2}$ [MPa]	σ_0 [MPa]	$\varepsilon_{0.2}$ [%]	ε_0 [%]	σ_u [MPa]	δ_u [%]	ν
A5083P-O	73.3	122	97.6	0.366	0.133	307	14.3	0.32

E : ヤング係数, $\sigma_{0.2}$: 0.2%耐力, $\sigma_0=0.8\sigma_{0.2}$: 比例限度力, $\varepsilon_{0.2}$: $\sigma_{0.2}$ に対するひずみ, $\varepsilon_0=\sigma_0/E$: 比例限度ひずみ, σ_u : 引張強さ, δ_u : 伸び (破断ひずみ), ν : ポアソン比

らされた状態で使用されるのが一般である。従って、建築構造に用いられる制震ダンパーに要求される性能に加え、土木構造特有の性能が要求され、要求される性能は次のようである^{10,11)}。

- 1) 安定した履歴特性を持ち、高いエネルギー吸収能を持つ
- 2) 変形能力が大きい
- 3) 低サイクル疲労強度が大きい
- 4) 高い耐久性を持つ
- 5) 製作が容易で安価である
- 6) 取り替えが容易に出来る、あるいは取り替えが不要

現在、著者らが開発を進めている高機能制震ダンパーは、1) ~5) の要求をすべて満たし、6) の内、橋梁のライフサイクルに渡って取り替えが不要な制震ダンパーである。BRBに対しては、大地震3回程度の応答値の上限である、次の限界値を設定して高機能BRBの目標性能としている¹²⁾。

- a) 限界軸ひずみ $\varepsilon_u=0.03$ (1)
- b) 限界累積塑性ひずみ $CID)_{lim}=0.7$ (2)

ここで、 ε_u はBRBに発生する平均応答ひずみ (ブレース材の長さ方向の平均軸ひずみ) の限界値、 $CID)_{lim}$ は、次式で定義される累積塑性変形¹²⁾ CID の限界値である。

$$CID = \sum_{i=1}^n |\varepsilon_{pi}| \quad (3)$$

ここで、 ε_{pi} =BRBに発生する平均応答ひずみの塑性成分、 n =塑性ひずみの生起回数である。

式 (1) , (2) の目標性能は鋼製BRBに対して設定されたものであるが、本研究では次節の全体座屈防止条件式を満たすアルミニウム合金製BRBが式 (1) , (2) の目標値を達成できるかを実験的に検証する。

(2) 全体座屈防止条件式

式 (1) , (2) の目標性能を満足するには、全体座屈の防止が重要となってくる^{10,11)}。全体座屈を防止する条件式として、鋼製BRBに対して次式が推奨されている¹⁰⁾。

$$v_F \geq 3.0 \quad (4)$$

ここに、

$$v_F = \frac{1}{\frac{P_y}{P_E^R} + \left(\frac{P_y L}{M_y^R} \right) \cdot \frac{a+d+e}{L}} \quad \text{nominal} \quad (5)$$

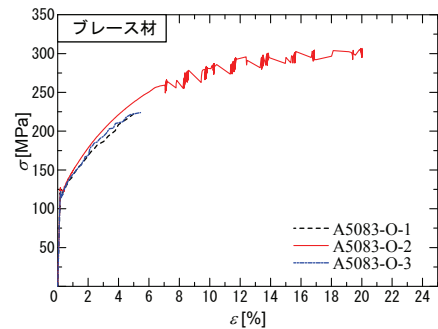


図-1 ブレース材の応力-ひずみ関係

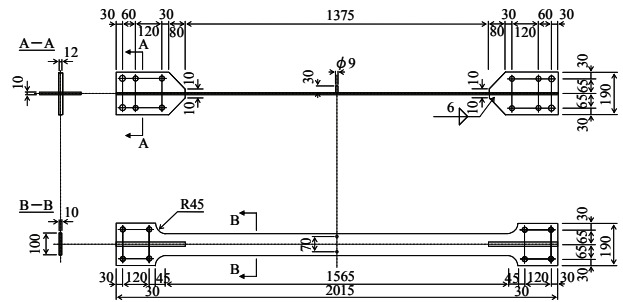


図-2 ブレース材全体図

表-2 プレース材の諸元

供試体名	合金種	L [mm]	B [mm]	t [mm]	A [mm ²]	λ	P_0 [kN]	δ_0 [mm]
AL20-1	A5083P-O	1375	100	10.0	1000	470	97.6	1.83
AL20-2			100	10.1	1010	469	98.6	1.83
AL25-1			100	10.8	1080	437	105	1.83
AL25-2			100	10.0	1000	471	97.6	1.83
AL25-3			101	10.0	1010	472	98.6	1.83

L : 平行部の長さ, B : 平行部の幅, t : 板厚, A : 平行部の断面積, λ : 平行部の長さの弱軸に関する細長比, $P_0 = \sigma_0 \cdot A$: 比例限軸方向力, $\delta_0 = \varepsilon_0 \cdot L$: 比例限軸方向変位

表-3 拘束材の諸量

供試体名	合金種	E^R [GPa]	$\sigma_{0.2}^R$ [MPa]	b_f [mm]	b [mm]	t_f [mm]	隙間量 [mm]	
							d	d_0
AL20-1	A6061S-T651	71.6	287	200	48.3	20.0	1	2
AL20-2				200	48.2	20.0		
AL25-1		71.4	279	200	48.1	25.1		
AL25-2				200	48.0	24.9		
AL25-3				200	48.4	25.1		

E^R : 拘束材のヤング係数, $\sigma_{0.2}^R$: 拘束材の0.2%耐力, b_f : 拘束材幅, b : 図-3に示す幅, t_f : 拘束材板厚, d : 面外隙間量, d_0 : 面内隙間量

ここで, ν_f =安全係数, P_E^R =拘束材のオイラー座屈荷重, M_y^R =拘束材の降伏モーメント, P_y =ブレース材の降伏軸力, L =拘束材の長さ, a =BRBの最大初期たわみ, d =拘束材とブレース材の隙間, e =軸圧縮力の偏心量である. 式(5)の右辺は, $a=L/1000$ とし, 他の全ての量を公称値(材料定数)および設計値(L, d, e および全ての断面寸法)を用いて算定する. 式(5)は拘束材の初期降伏を限界状態として算定されたものであるが, アルミニウム合金には明確な降伏点がないため, 降伏軸力 P_y および降伏モーメント M_y^R を算定する際の降伏応力には後述の0.2%

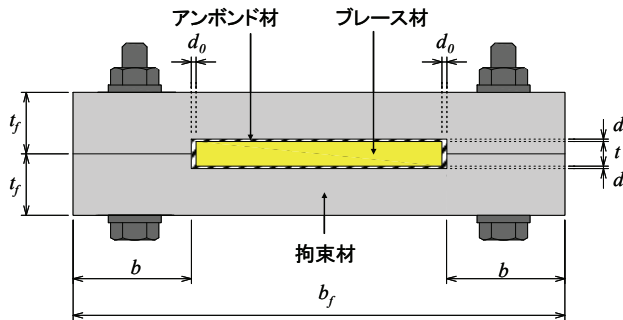


図-3 BRBの断面構成図

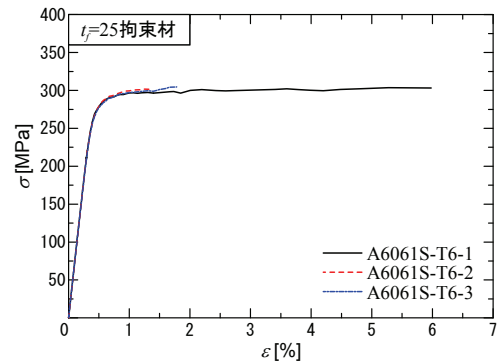
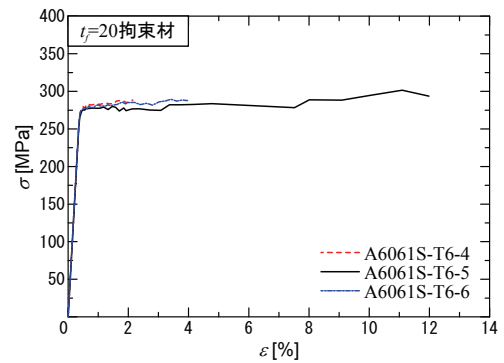


図-4 拘束材の応力-ひずみ関係

耐力に関するJISの保証値¹²⁾を用いる。

鋼製BRBの研究から、安全係数 γ_f が3.0以上であれば全体座屈を生じない¹⁰⁾とされており、本研究においては $\gamma_f < 3.0$ と $\gamma_f > 3.0$ の2種類の供試体を製作し、式(4)の妥当性を検討する。BRBの全体座屈発生メカニズムの詳細について

は文献10), 11)を参照されたい。

3. 性能実験

(1) 実験供試体

本研究ではアルミニウム合金の板材を使用し、合金種はブレース材にA5083P-O (0.2%耐力=125MPa)、拘束材にA6061S-T651 (0.2%耐力=245MPa)を用いた。A5083P-OはMg含有量の多い合金で非熱処理合金としては高い強度をもち、伸びも大きい(16%以上)。また、6000系の熱処理アルミニウム合金に比べれば溶接性は良好である。一方、A6061S-T651は液体処理後焼き入れをし、人工時効硬化処理をしたアルミニウム合金で、耐食性に優れ、耐力もSS400鋼に相当するため代表的な構造用材として使用されている³⁾¹³⁾。ただし、アーク溶接による強度低下という欠点があるため、継手にはボルトによる機械接合が用いられる。

a) ブレース材

ブレース材の製作に用いたA5083P-Oと同じアルミニウム合金からJIS 1号引張試験片を3本製作し、引張試験を行った。ひずみゲージによる測定が可能であった領域の応力-ひずみ関係を図-1に、材料定数の平均値を表-1に示す。ここで、 E :ヤング係数、 $\sigma_{0.2}$:0.2%耐力、 $\epsilon_{0.2}$: $\sigma_{0.2}$ に対するひずみ、 σ_u :引張強さ、 δ_u :伸び、 ν :ポアソン比である。図-1の塑性域で応力-ひずみ関係に見られる鋸歯状の荷重変動は、いわゆるセレーションといわれる現象で、溶質原子と転移との相互作用に起因する¹⁴⁾と考えられている。

ブレース材の全体図を図-2に、諸元を表-2に示す。ここで、 L :平行部の長さ、 B :平行部の幅、 t :板厚、 A :平行部の断面積、 λ :平行部の長さの弱軸に関する細長比である。ま

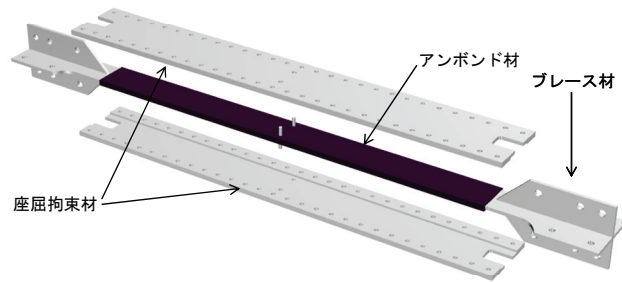


図-5 BRBの構成イメージ図

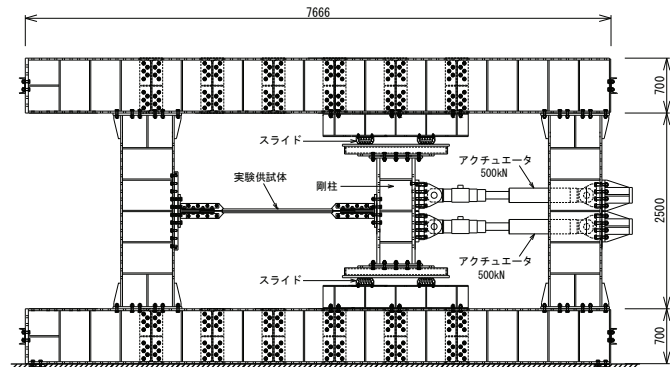


図-6 荷重装置概略図

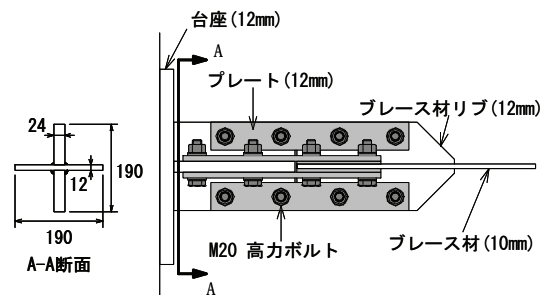


図-7 供試体端部と台座との接合部

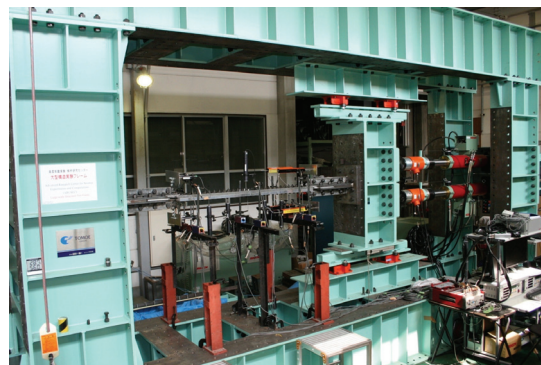


写真-1 荷重装置の全景 (名城大学 高度制震実験・解析研究センター ARCSEC)

た、 $\sigma_{0.2}$ の80%を比例限度力 σ_0 、対応するひずみを比例限度ひずみ $\varepsilon_0 (= \sigma_0/E)$ と規定し⁸⁾⁹⁾、比例限度方向力および比例限度方向変位をそれぞれ次式で定義する。

$$P_0 = \sigma_0 \cdot A \quad (\text{比例限度方向力}) \quad (6)$$

$$\delta_0 = \varepsilon_0 \cdot L \quad (\text{比例限度方向変位}) \quad (7)$$

ブレース材には平行材を用い、端部には実験装置に接合するために12mm厚のリブが両面に溶接され、十字断面となっている。溶接は脚長6mmのMIG溶接で行い、極力平行部材とリブが直角になるよう製作した。部材長は十字断面部分を含まない平行部の長さ L である。

b) 拘束材

拘束材の諸量を表-3に、断面構成を図-3に示す。ブレース材と同様に3本のJIS 1号引張試験片を用いて行った引張試験から得られた応力-ひずみ関係を図-4に、材料定数を表-3に示す。ここで、 E^R ：拘束材のヤング係数、 $\sigma_{0.2}^R$ ：拘束材の0.2%耐力、 b_f ：拘束材幅、 b ：図-3に示す幅、 t_f ：拘束材板厚、 d ：面外隙間量、 d_0 ：面内隙間量を示す。図-3に示すように、拘束材には、中央部に深さ $t/2+d=6\text{mm}$ 、幅 $B+2d_0=104\text{mm}$ の溝が付けられ、その間にブレース材を挟み込むようになっている。なお供試体名のALの後の数字は、拘束材板厚を意味し、AL20シリーズは安全係数 $v_f < 3.0$ 、AL25シリーズは安全係数 $v_f > 3.0$ の供試体である（ v_f の値については表-5参照）。

c) アンボンド材

アンボンド材はブレース材と拘束材を縁切りし、ブレース材がスムーズに軸方向に伸び縮み出来るようにすることで、圧縮側でのブレース材と拘束材の摩擦による軸力の上昇を防ぎ、正しい隙間量を確保する役割がある。本実験では、1mm厚のテープ状のプシチルゴムをブレース材に接着してアンボンド処理を行った。

d) 拘束方法

図-5はBRBの構成イメージを示す。組み立て方法は、まずブレース材の平行部に拘束材とブレース材の隙間量分（面外1mm、面内2mm）のアンボンド材を接着し、ブレース材を1対の拘束材に付けた溝の間に挟み込むように装着し、高力六角ボルトで摩擦接合した。ボルトは10.9等級M10（保証軸力=48.1kN）で、保証軸力の70%のボルト軸力で供試体の長さ方向に50mm間隔で片側29本を用いて接合した。

e) 実験装置

図-6は载荷装置、写真-1に载荷装置の全景を示す。载荷装置は名城大学高度制震実験・解析研究センターに設置されている装置で、梁・柱をボルト接合によって剛結した自定式構造のため、実験目的に合わせた組換えにより多様な载荷形式に対応できる。圧縮1000kN、引張500kNの载荷が可能なサーボアクチュエータ2基は、デジタル変位計と32bit CPUを搭載したコントローラによる1/100mmの高精度な変位制御が可能である。垂直に設置された剛柱上下端には摩擦抵抗が小さいスライドが設置されており、水平に移動することにより、供試体には2本のアクチュエータの合計荷重 P が与えられるようになっている。実験供試体の両端部に設置したダイヤルゲージの読みの差から軸方向変位 δ を計測し、これを制御して軸方向引張・圧縮载荷を行った。図-7に供試体両端部と台座との接合方法を示す。供試体には極力偏心力が作用しないように設計してある。また、供試体台座、プレート、ボルトは共に鋼材を使用し、台座および供試体端部が降伏しないよう十分に設計してある。

f) 载荷パターン

AL20-1, AL25-2, AL25-3の载荷パターンは、 $0.5 \delta_0$ から開始し、 $\delta_0 \sim 10 \delta_0$ までは δ_0 ずつの変位増分で各振幅1回ずつの両側繰り返し载荷を行い、 $10 \delta_0$ 以降は、終局状態まで $10 \delta_0$ で定振幅両側繰り返し载荷を行った。またAL25-1は δ_0 を $\delta_{0.2}$ に置き換え、AL20-1, AL25-2, AL25-3、と同様の载荷パターンで実験を行った。AL20-2は $0.5 \delta_0$ から開始し、次に δ_0 から $2 \delta_0$ ずつの変位増分で各振幅1回ずつの両側繰り返し载荷を行なった。

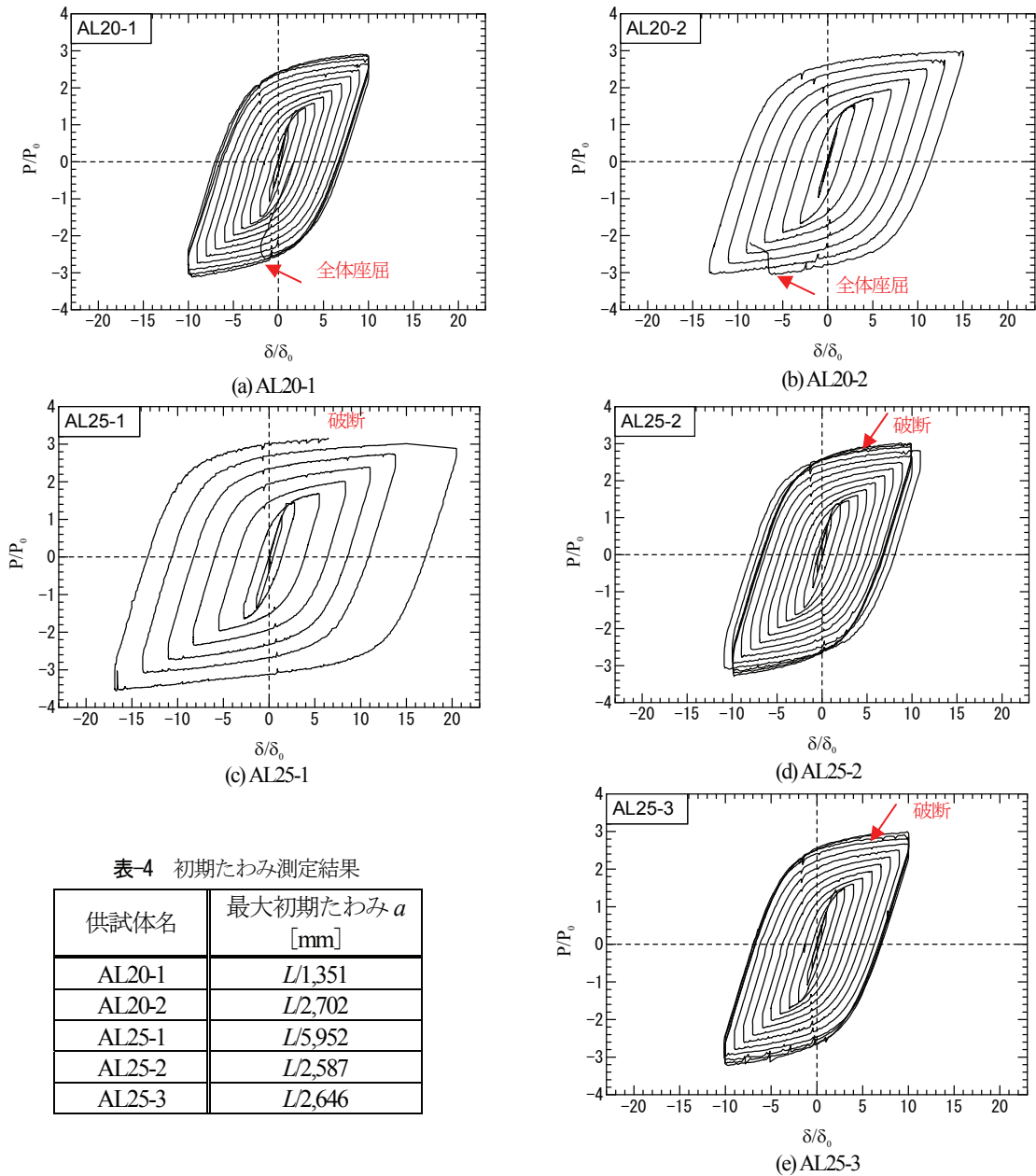


表-4 初期たわみ測定結果

供試体名	最大初期たわみ a [mm]
AL20-1	$L/1,351$
AL20-2	$L/2,702$
AL25-1	$L/5,952$
AL25-2	$L/2,587$
AL25-3	$L/2,646$

図-8 アルミニウムBRBの荷重-変位関係

4. 実験結果

(1) BRBの初期たわみ

供試体を実験装置に設置した後の最大初期たわみ a の計測結果を部材長 L で無次元化して表-4に示す。すべての供試体の初期たわみは $L/1000$ 以内に収まっており、ごく小さい値であることが分かる。

(2) 変形挙動

図-8にBRBの軸方向荷重 P -軸方向変位 δ 関係を示す。引張側を正とし、縦軸、横軸はそれぞれ比例限軸方向力 P_0 、比例限軸方向変位 δ_0 で無次元化してある。軸方向荷重 P は2本のアクチュエータの合計荷重であり、 δ は供試体端部に設置した2個のダイヤルゲージで測定したブレース材平行部の相対変位である。

AL20-1は、 $\pm 10\delta/\delta_0$ の4ループ目の圧縮側に向かう途中、 $-2\delta/\delta_0$ 付近で荷重が急激に低下し実験を終了した。

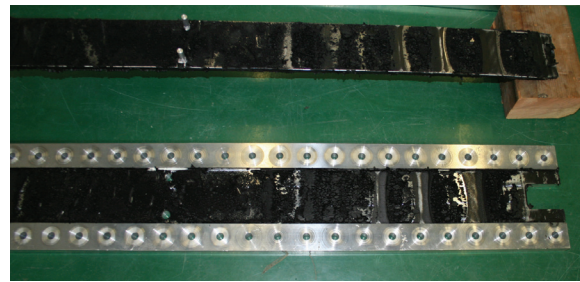
AL20-2は引張側の $+15\delta/\delta_0$ を終了し、圧縮側の $-15\delta/\delta_0$ に向かう途中、 $-6\delta/\delta_0$ 付近で荷重が急激に低下し実験を終了した。これはBRBが全体座屈を起こしたことにより耐力が低下したためである。AL25-1は $\pm 17\delta/\delta_0$ の引張側に向かう途中、 $+5\delta/\delta_0$ 付近で端部リブ溶接部で破断し実験を終了した。AL25-2は $\pm 10\delta/\delta_0$ の6ループ目の引張側に向かう途中 $+5\delta/\delta_0$ 付近で破断し実験を終了した。AL25-3も $\pm 10\delta/\delta_0$ の5ループ目の引張側に向かう途中、 $+6\delta/\delta_0$ 付近で破断し実験を終了した。またAL25シリーズのすべての供試体は引張側の $P/P_0=3$ 付近で破断した。この荷重は、応力に換算するとほぼ母材の引張強度近くになる。なお、図-8に示すように、全体座屈あるいは破断に至るまでは全ての供試体において安定した紡錘形の履歴曲線が得られている。

(3) 終局状態

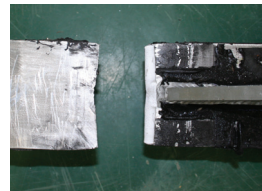
上述のように、 $v_F < 3.0$ の供試体（AL20シリーズ）の場合は全体座屈、 $v_F > 3.0$ （AL25シリーズ）の供試体では溶接部の破断によって終局状態に達した。写真-2は全体座屈を生じなかった供試体の実験終了後のブレース材の変形状況である。ブレース材と拘束材間の面外方向隙間（ $d=1\text{mm}$ ）で高次の変形モードで変形していることがわかる。また、破断したすべての供試体は、端部リブの溶接止端部から発生した亀裂が進展して破断した。これは繰り返しひずみ硬化の影響が顕著に現れ、溶接止端部の応力集中箇所の低サイクル疲労に起因するものと考えられる。

(4) BRBの面外変形

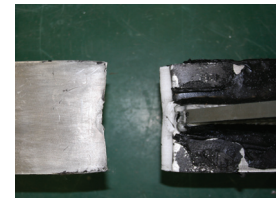
本研究ではBRBの面外たわみ v を計測した。たわみの計測点は、部材中央点および中央点から両端部側に200mm、400mmの計5点の位置である。図-9は拘束材厚が $t_f=20\text{mm}$ と $t_f=25\text{mm}$ のBRBのたわみの進展状況を示す。ここで、全体座屈発生時を図-8の荷重-変位関係で荷重が低下し始めた時点と定め、全体座屈発生直後は、荷重が急激に低下し終わり、軸方向変位を得るために再度荷重を加えた時点である。 $t_f=20\text{mm}$ の供試体は軸方向変位が大きくなるにつれて面外たわみは増大し、 $-15\delta_0$ に向かう途中で全体座屈が発生する同時に急激に面外たわみは増大した。 $t_f=25\text{mm}$ の供試体のたわみは軸方向変位が大きくなるにも関わらず、5mm以内の小さな値にとどまっていた。



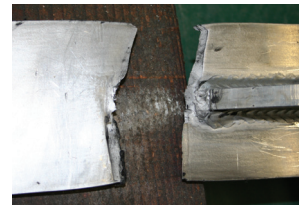
(a) ブレース材の面外変形状況 (AL25-1)



(b) AL25-1

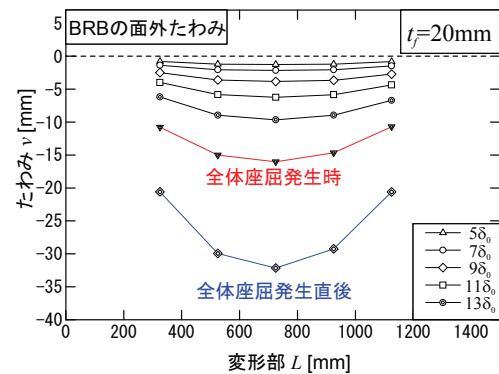


(c) AL25-2

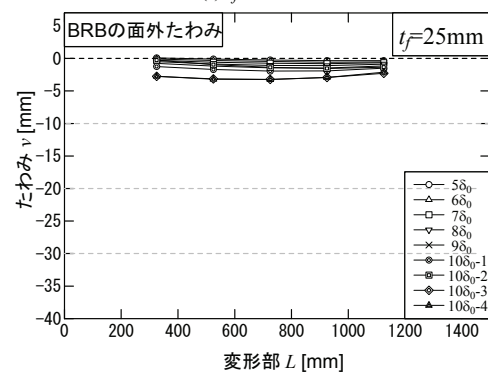


(d) AL25-3

写真-2 ブレース材の損傷状況



(a) $t_f = 20\text{mm}$



(b) $t_f = 25\text{mm}$

図-9 BRB の面外たわみ

(5) 変形性能と累積塑性ひずみ

表-5に安全係数 ν_F (式 (4)) , 全体座屈発生の有無, 累積塑性ひずみCID (式 (3)) , 最大軸ひずみ ϵ_{max} をまとめて示す. 安全係数は式 (5) から算定した. ただし, 前述のように, 降伏軸力 P_y および降伏モーメント M_y^R を算定する際の降伏応力には0.2%耐力のJIS保証値¹²⁾を用いた. 最大軸ひずみは全体座屈あるいは破断が生ずる直前の軸ひずみの値である.

安全係数が3.0以下のAL20シリーズ供試体は全体座屈によって崩壊したのに対し, 安全係数が3.0以上のAL25シリーズ供試体には全体座屈は発生しなかった. 従って, 実験結果は式 (4) を満たすことが分かった. ただし, AL25シリーズの安全係数は, 3.0に比べかなり大きいので, 式 (4) をアルミニウム合金製BRBの全体座屈

表-5 実験結果のまとめ

供試体	$\left(\frac{P_E^R}{P_y}\right)_{nominal}$	$\left(\frac{M_y^R}{P_y L}\right)_{nominal}$	安全係数 ν_F	全体座屈 発生?	累積塑性 ひずみ CID [%]	最大軸 ひずみ ϵ_{max} [%]
AL20-1	2.38	0.0569	2.22	YES	28	1.34
AL20-2	2.38	0.0569	2.22	YES	22	1.75
AL25-1	4.72	0.0901	4.33	NO	25	2.25
AL25-2	4.72	0.0901	4.33	NO	34	1.45
AL25-3	4.72	0.0901	4.33	NO	30	1.34

注) 安全係数 ν_F は, 寸法の設計値および材料定数の公称値を用い, $a=L/1000, d=1mm, e=0.0$ として式 (5) より計算した値.

判定条件として使用可能かどうかはさらなる検討が必要である. 最大軸ひずみは荷重パターンによってはより大きな値を得ることができるが, アルミニウム合金の特徴としてひずみ振幅が大きいとひずみ硬化が顕著に現れることから, 途中から定振幅荷重により累積塑性ひずみを増加させたため, 最大軸ひずみにはばらつきがある. 累積塑性ひずみは最大軸ひずみとの関係があるが, 全体座屈を生じなかった供試体は約25%~34%の累積塑性ひずみを得ることができた. また全体座屈を生じた供試体は, 全体座屈を生じなかった供試体に比べ累積塑性ひずみ値は低い値となった. すべての供試体で, 変形性能, 累積塑性ひずみともに目標値である $\epsilon_u=0.03, CID)_{lim}=0.7$ には達することができなかったが, 4.(3)で述べたように破断した供試体は全て端部リブ溶接止端部から低サイクル疲労破壊していることから, 溶接部の応力集中の緩和, 端部形状の変更などにより改善した性能を得ることが出来ると考えられる¹⁵⁾.

(6) 鋼材との比較

鋼製および種々のアルミニウム合金製BRBの弾塑性挙動の比較については別報で詳しく述べ, ここで

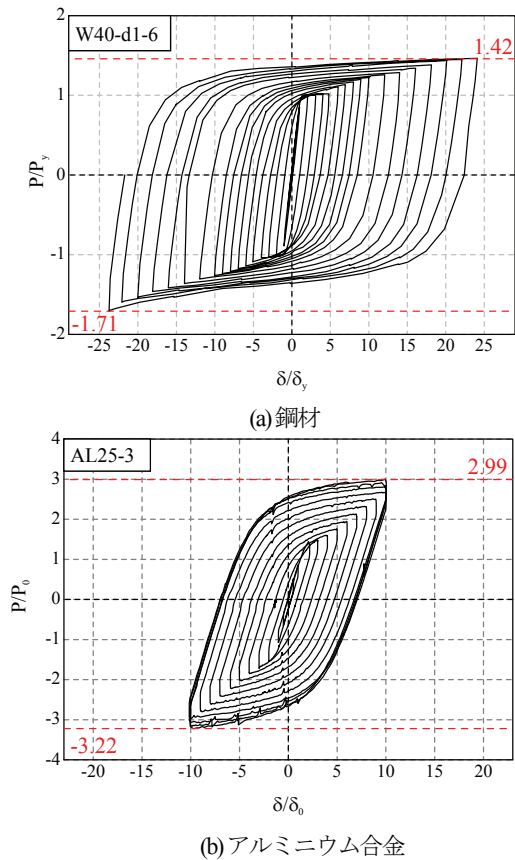


図-10 鋼材とアルミニウム合金の比較

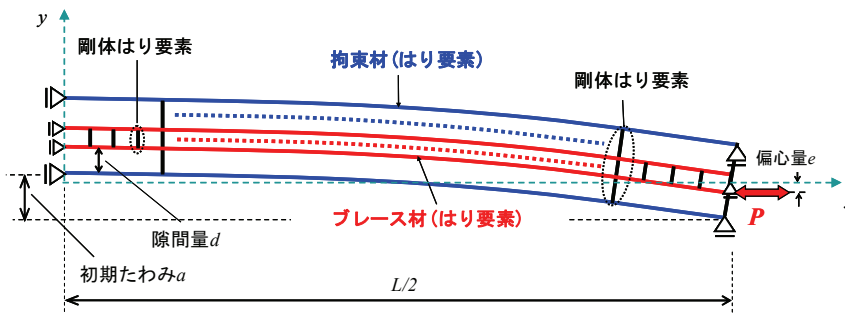


図-11 解析モデル (1/2モデル)

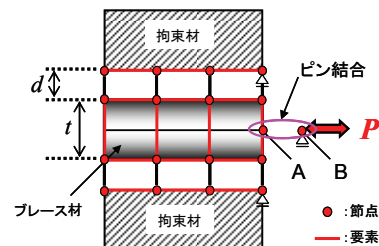


図-12 節点の定義位置

はひずみ硬化の影響のみを取り挙げる。

鋼製BRB^{10,11)}とAL25-3の実験より得られた荷重-変位関係を、鋼材の場合はひずみが限界値に達した状態まで(最終ループの軸ひずみ $\varepsilon_{\max} \cong 0.0306$)、アルミニウムの場合は破断状態に達するまで ($\varepsilon_{\max} \cong 0.0134$) の部分を比較して図-10に示す。ひずみ硬化による荷重の上昇を比較すると、鋼材は最終ループ時に引張側で $1.42P_y$ 、圧縮側で $1.71P_y$ まで上昇している。一方、アルミニウム合金の場合、最終ループ時に引張側で $2.99P_0$ 、圧縮側で $3.22P_0$ まで上昇する。このように、アルミニウム合金は、ひずみ硬化の影響が鋼材に比べ顕著であり、引張側の軸力は破断が生じた最終ループ時には、先述のように母材の引張強度 ($=3.11P_0$) 近くになっており、低サイクル疲労による破断については十分注意する必要がある。これらの挙動は文献7) ~9) で述べた素材実験の結果と同様である。

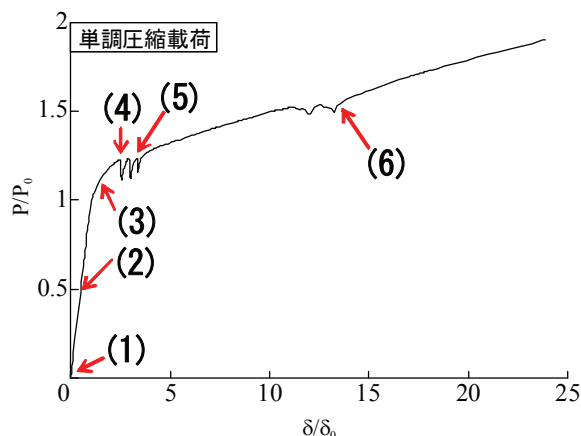


図-13 単調圧縮荷重でのブレース材の荷重-変位関係

5. 解析的検討

鋼製BRBの弾塑性挙動に対する解析的研究は著者らによって行われている^{10,11)}。ここでは、鋼製BRBの解析モデルに、新たに構築したアルミニウム合金の弾塑性構成則⁸⁾を用いて、アルミニウム合金製BRBの弾塑性挙動に関する解析的な検討を行う。

(1) 解析概要

a) 解析モデルの概要

BRBのブレース材は、拘束材の隙間内で面内および面外に変形するが、拘束材に接触することで変形が拘束され、拘束材にはフープ力が作用する。フープ力のバランスが崩れても拘束材の強度と剛性が十分であればBRBの全体座屈は生じないが、不十分な場合は全体

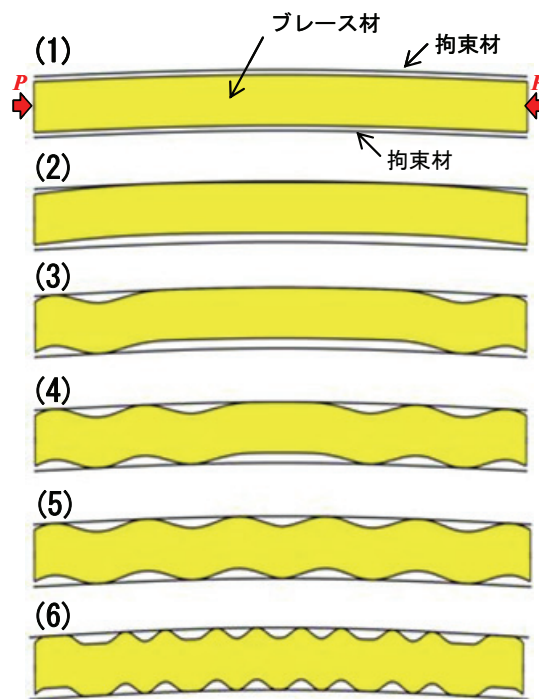


図-14 ブレース材の変形挙動

座屈が生ずることになる^{10,11)}。この問題は、ブレース材が拘束材の隙間内で変形するため、部材間の接触問題として考えることができる^{10,11)}。図-11は、対称性を考慮して部材の1/2モデルとした解析モデルを示す。ブレース材および拘束材とも2本の2次元の両端単純支持柱にモデル化されている。

解析には構造解析用汎用プログラムABAQUS version 6.7を使用し、ブレース材および拘束材には、横せん断変形を考慮したTimoshenkoはり理論に基づく矩形断面の平面梁要素（要素番号B21）を用いた。また部材の平面保持を保つため、拘束材およびブレース材とも、2本の梁要素の向かい合う節点を剛棒要素（要素番号B2D2）で結合することで1本の梁要素として変形するようにモデル化した。ブレース材および拘束材は等間隔に54分割した。図-12に要素の節点位置の定義を示す。ABAQUSにおける梁要素の接触解析では節点間の距離がゼロになった時点を接触と定義している。従って、ブレース材と拘束材の接触を正確に再現するために、ブレース材を上下縁に軸線を設定した2本の梁要素、拘束材をBRBの内部側縁に軸線を設定した2本の梁要素でモデル化した。アンボンド材の剛性はブレース材の挙動にほとんど影響を与えないため無視している。またBRBの圧縮時は、ブレース材が拘束材と接触し、次の座屈モードに進展するまで、ブレース材は拘束材と接触し続ける。図-10に示すように圧縮側の最大荷重は、引張側の最大荷重に比べ10%程度大きくなっているため、ブレース材と拘束材間には摩擦力が働いていると考えられ、本解析モデルには静摩擦係数 μ を導入して摩擦力の影響を考慮した。初期たわみ a については、ブレース材と拘束材の隙間量 d がBRBの長さ方向に一定なるように、BRB中央部の初期たわみ a を最大値とする半波の正弦曲線をブレース材と拘束材に同じように与えた。

境界条件に関しては、拘束材端部は y 軸のみを拘束し、中央部の節点ではモデルの対称性から、 x 軸方向の変位、 z 軸（紙面に垂直な方向）周りの回転をそれぞれ拘束した。さらに図-12に示すブレース材のはり要素2本を結合した剛棒の、最右端の剛棒の中央に載荷点用の節点Aと節点Bを同じ節点座標に設け、これらをピン結合にすることにより両端単純支持柱モデルを可能にした。この場合、節点Bの y 軸方向のみを拘束した。また実験では極力、偏心荷重が加わらないよう供試体を設置したが、やむを得ない偏心荷重が加わっていたと考えられるため、載荷点用の節点Aと節点Bを y 軸に水平移動させ、偏心量 e を導入することにより偏心荷重を

表-6 解析モデルの諸量

供試体名	ブレース材						拘束材		
	L [mm]	B [mm]	t [mm]	A [mm ²]	P_0 [kN]	δ_0 [mm]	t_f [mm]	b_f [mm]	d [mm]
AL20-2	1,375	100	10.1	1,010	105	1.83	20.0	200.0	1.0
AL25-1		100	10.8	1,080	97.6	1.83	25.1	200.0	
AL25-3		101	10.0	1,010	98.6	1.83	25.1	200.0	

考慮した。

b) 解析条件

本解析で比較検討を行う供試体のブレース材および拘束材に関する解析モデルの諸元を表-6に示す。ブレース材と拘束材の諸量は表-2、表-3に示す実測値である。また最大初期たわみは表-4の実測値を用いた。載荷方法は、図-12の解析モデルにおける右端点の節点Bを載荷点として、軸方向に強制変位を与える変位制御による複合非線形解析を行い、単調圧縮載荷および繰り返し載荷解析を行った。

(2) 構成則

解析で使用する繰り返し弾塑性構成則は、新たに構築した構造用アルミニウム合金の繰り返し弾塑性構成則⁸⁾を使用した。これはアルミニウム合金での弾塑性構成則を種々の載荷プログラムの元での引張-圧縮繰り返し載荷試験を行い、その結果を基に、鋼材に対してShenらが開発した修正2曲面モデル⁷⁾を構造用アルミニ

ウム合金の挙動を予測出来るように修正を行い、新しいモデルを構築したものである。

(3) 解析結果

a) ブレース材の変形挙動

全体座屈が発生しなかったアルミニウムBRBの供試体を取り上げ、拘束材の隙間内でのブレース材の変形挙動を確認した。図-13は単調圧縮载荷でのブレース材の荷重-変位関係であり、図-14はブレース材の変形が高次モードに変形した状態でのBRBの変形図である。図-14の変形図を見ると、(2) 0.12%でブレース材が初めて拘束材に接触している。その後、両端部から高次の変形モードに成長している。一方、図-13の荷重-変位関係を見ると、高次の変形モードに変形した位置周辺で大きな荷重の変動が見られる。この荷重変動は次のようなメカニズムによって起こると考えられる。まず軸方向の変位を大きくすると、ブレース材が拘束材面にあたり、その接触面が成長し、ある程度大きくなるまで荷重は上昇する。その後接触面の中央付近が拘束材の接触面から離れ始め、この瞬間解析上では荷重が低下し始める。離れ始めた面が再び反対の面に接触するまで荷重は低下し、接触後荷重が上昇し始める。波形が多いほど個々にモードが進展するため、全ての接触面が移行するまで荷重変動は繰り返される。上記の荷重の低下・上昇は飛移り座屈現象に類似している。

b) 解析モデルの妥当性の検証

実験時には圧縮時にアンボンド材を介してブレース材表面と拘束材表面が接触し、その間に摩擦力が作用する。しかしゴムの摩擦係数については、状態により大きく変化する、測定が困難等の理由から、文献にもほとんど掲載されていない。そこで解析における接触面に静摩擦を導入し、静摩擦係数を変化させることによって実験結果との相関を調べた。対象とした供試体はAL25-1とAL25-3の载荷パターンの異なる2体の供試体である。

静摩擦係数 μ を0.0, 0.025, 0.05, 0.075, 0.10とした5パターンについて実験結果と荷重-変位関係を

図-15に比較する。横軸に摩擦係数、縦軸に最大圧縮時における荷重値の実験値との誤差をパーセント表示でプロットしてある。青色の点が破断したループでの最大圧縮時、赤色の点はそのループの一つ前のループでの最大圧縮時の誤差である。図-15より静摩擦係数 $\mu=0.05$ とした場合が最も実験との誤差が小さくなる。

次に、静摩擦係数を $\mu=0.05$ で解析した結果と実験結果の荷重-変位関係を比較したものを図-16に示す。実験結果と解析結果を比較すると、折り返し点の荷重値、ループ形状等、両者ではほぼ一致していることが分か

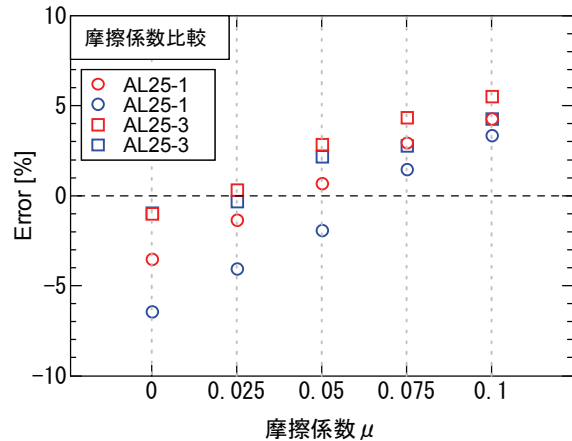


図-15 摩擦係数による解析値の誤差

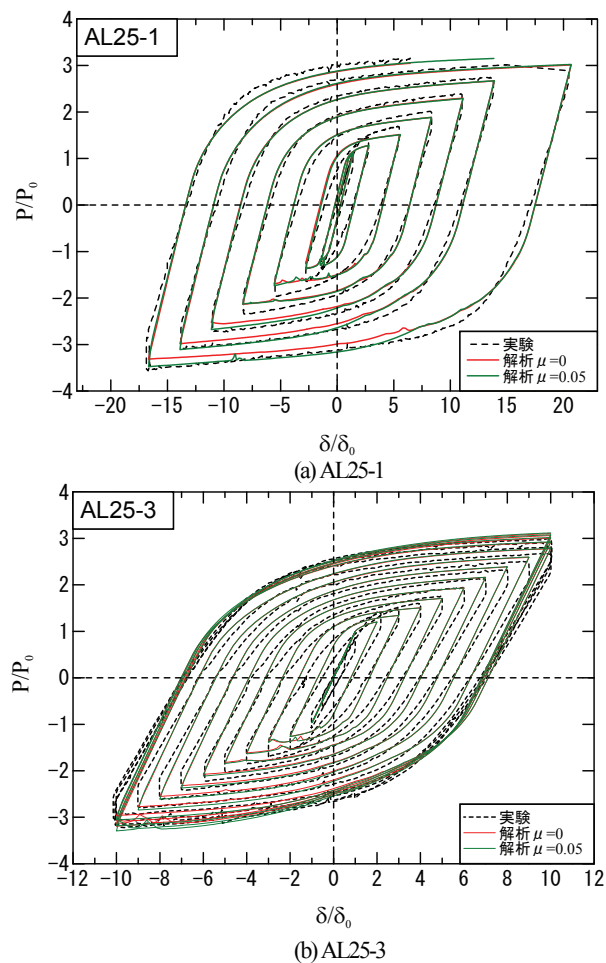


図-16 解析結果と実験結果の比較

る。従って、本解析モデルを用いて、アルミニウム合金を使用したBRBの全体座屈に関する検討を行う場合、 $\mu=0.05$ を用いることとする。

ブレース材と拘束材間に静摩擦係数を導入することによって、実験時の圧縮時挙動をより詳細に模擬できることが分かった。ただし、ここでは隙間にアンボンド材を用いた場合に、実験時に想定される静摩擦係数に関して調べたものである。つまり $\mu=0.05$ という値はAL25-1, AL25-3供試体を本解析モデルでモデル化した場合の圧縮時の挙動が、実験結果とよく一致する場合の摩擦係数である。従って、ゴムとアルミニウム合金が接触する場合の一般的な静摩擦係数と必ずしも一致するものではない。

c) 全体座屈の再現

文献11)で述べたように、全体座屈の再現のためには軸方向荷重の「避けられない偏心」を考慮する必要がある。実験では極力偏心が生じないように載荷したが、荷重が大きくなると正確に中心軸圧縮が出来なくなり、圧縮時に微小な偏心が生じこれが全体座屈を誘発するものと考えられる。そのため、中心軸載荷の解析では、実験より遅れて全体座屈が生ずる結果が得られる¹¹⁾。この「避けられない偏心量」を推定することは難しいため、偏心量を種々変化させたパラメトリックな解析を行い、実験結果と合うような偏心量を試行錯誤的に求めることにする。静摩擦係数 $\mu=0.05$ および初期たわみを考慮し、軸荷重は初期たわみの方向と反対側に偏心させた。

全体座屈が生じたAL20-2供試体を取り上げ、偏心量を変えてパラメトリック解析を行った結果、図-17に示すように、 $e=-1.8\text{mm}$ の偏心を考慮することにより、実験で全体座屈を生じた同ループで解析結果も全体座屈を生ずることが分かった。偏心量 $e=-1.8\text{mm}$ でのBRBの挙動を詳しく考察していく。図-18は拘束材中央部の面外たわみの実験と解析を比較したものであり、縦軸に最大圧縮時の拘束材中央部の面外たわみ、横軸に各ループでの最大圧縮時の変位をプロットした。式(4)は外力モーメントが拘束材の降伏モーメント M_y^R を上回らない条件から算出された式^{10,11)}である。また、全体座屈発生直前の面外たわみ^{10,11)}は、対象モデルの諸量の実測値を代入することにより、次式のようになる。

$$v = \frac{5qL^4}{384E^R I^R} = \frac{5M_y^R L^2}{48E^R I^R} = 31.6 \text{ mm} \quad (8)$$

ここで、 q は全体座屈が生ずる時点でのブレース材から拘束材に作用する単位長さあたりの接触力(フープ力)で等分布と仮定する^{10,11)}。求められた面外たわみ量は図-18の一点鎖線である。図より解析結果は全体座屈発生時には式(8)の値を超えている。また実験結果も全体座屈発生時から全体座屈発生直後の間に式(8)の値を超えていることが分かる。このように実験および解析結果から、外力モーメントが拘束材の降伏モーメントを上回ることで全体座屈が発生することが明らかになり、文献10), 11)で述べた全体座屈防止条件式のメカニズムの妥当性を検証できた。

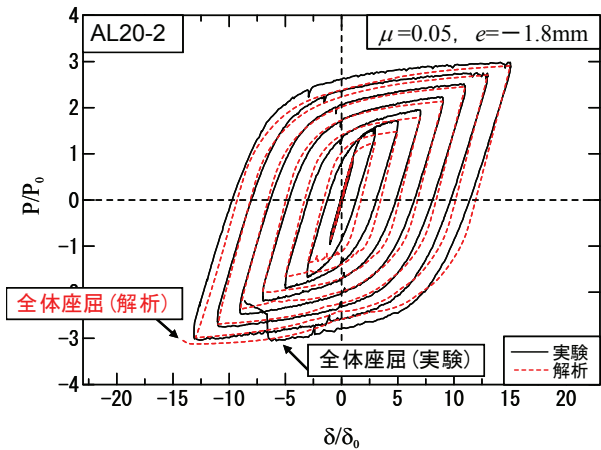


図-17 摩擦力、偏心を考慮した解析と実験の比較

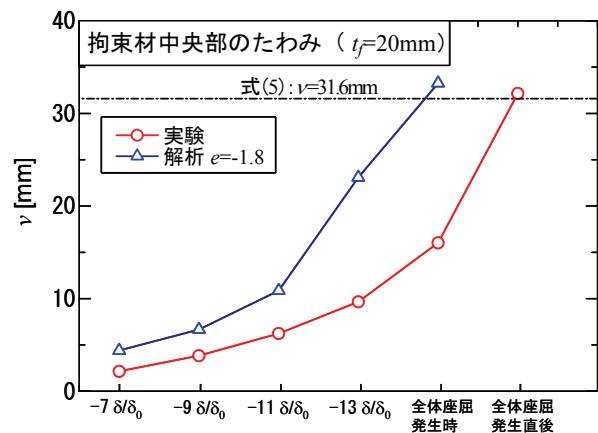


図-18 拘束材中央部のたわみの実験と解析の比較

6. 結言

高機能制震ダンパーの開発を目的とした研究の一環として座屈拘束ブレース (BRB) を取り上げ、従来使用されていた鋼材に代わりアルミニウム合金を素材に使用し、アルミニウム合金製BRBが保有する性能および挙動を実験的および解析的に検討した。本研究で得られた結論をまとめると以下ようになる。

- 1) 安全係数 $\nu_F < 3$ の供試体 (AL20シリーズ) は、拘束材の剛性および強度が不十分のため、载荷の初期の段階から面外変形が進行し (図-9)、最終的には全体座屈が生じることにより、BRBの機能を保持できなくなった (図-8, 写真-2)。
- 2) 安全係数 $\nu_F > 3$ の供試体 (AL25シリーズ) は、全体座屈を生じることはなかったが、繰り返しひずみ硬化の影響が大きく、繰り返し载荷の途中で母材の引張強度近くに達し、端部リブ溶接止端部の低サイクル疲労により破断した (図-8, 写真-3)。
- 3) 低サイクル疲労を起こした供試体は、端部リブの溶接止端部の形状の改良などを施せば、性能を向上させることが出来ると思われる¹⁵⁾。
- 4) 全体座屈を生じなかった供試体も高機能BRBの目標性能 (式 (1), (2)) に達することができなかったが、最大軸ひずみ1.34~2.25%で累積塑性ひずみは25~34%程度あり (表-5)、設置場所を選択することによりBRBとして使用も可能と考えられる。
- 5) 著者らが過去に開発した鋼製BRB用の解析手法^{10),11)}における構成則をアルミニウム合金用構成則^{8),9)}に置き替えることによりBRBの変形挙動を解析した。
- 6) ブレース材と拘束材との静摩擦、および偏心载荷の影響を考慮することで、実験結果に類似する変形挙動、全体座屈挙動を解析的に再現することが出来た。
- 7) 全体座屈防止条件式^{10),11)}における全体座屈発生メカニズムと解析・実験との相互性を確認し、既存の文献の考え方^{10),11)}の妥当性を検証した。

参考文献

- 1) 宇佐美勉編著、日本鋼構造協会編：鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン、技報堂出版、2006.9.
- 2) 土木学会：鋼・合成構造標準示方書 [耐震設計編]、丸善、2008.1.
- 3) 大倉一郎、萩澤亘保、花崎昌幸：アルミニウム構造学入門、東洋書店、2006.
- 4) Mazzolani, F. M.: *Aluminium Alloy Structures*, 2nd edition, E & FN Spon, pp.59-64, 1995.
- 5) Rai, D. C. and Wallace, B. J.: Aluminium shear-links for enhanced seismic resistance, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol.27, No.4, pp.315-342, 1998.
- 6) Di Sarno, L. and Elnashai, A. S.: Special metals for seismic retrofitting of steel buildings, *Progress of Structural Engineering and Materials*, Vol.5, pp.60-76, 2003.
- 7) Shen, C., Tanaka, Y., Mizuno, E. and Usami, T.: A two-surface model for steels with yield plateau, *Structural Eng./Earthquake Eng.*, JSCE, Vol.8, No.4, pp.179s-188s, 1992.1.
- 8) 倉田正志、佐藤崇、宇佐美勉、吉野廣一：構造用アルミニウム合金へ適用した修正二曲面モデル、名城大学理工学部研究報告、第49号、pp.124-131, 2009.3.
- 9) 宇佐美勉、倉田正志、佐藤崇、葛西昭、萩澤亘保：構造用アルミニウム合金の繰り返し弾塑性構成則、土木学会論文集 A, Vol.65, No.4, pp.980-993, 2009.
- 10) 宇佐美勉、佐藤崇、葛西昭：高機能座屈拘束ブレースの開発研究、構造工学論文集, Vol.55A, pp.719-729, 2009.3.
- 11) 宇佐美勉、渡辺直起、河村洋行、葛西昭、織田博孝：制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの全体座屈、構造工学論文集, Vol.52A, pp.37-48, 2006.3.
- 12) 日本工業規格：JIS H 4000, アルミニウムおよびアルミニウム合金の板および条、1999.
- 13) 日本アルミニウム協会：アルミニウムハンドブック、昭栄社、2007.
- 14) 吉永日出男、栗下裕明：アルミニウムとその合金の塑性変形と強さ、軽金属, Vol.31, pp.359-368, 1981.
- 15) Tateishi, K., Hanji, T. and Hanibuchi, S.: Improvement of Extremely Low Cycle Fatigue Strength of Welded Joints by Toe Finishing, *International Institute of Welding*, XIII-2232-07, 2008.

Part 2 アルミニウム合金製 BRB の低サイクル疲労特性

1. 緒言

東海・東南海・南海地震の連動による超巨大地震の発生が懸念されている最中、我が国の観測史上最大となる M9.0 を記録した東北地方太平洋沖地震が発生した。救援物資輸送、人命救助、復旧等の交通ライフラインとして極めて重要である橋梁を、巨大地震後も供用可能な状態で維持するためには耐震性向上のための効率的な補強が必須となる。橋梁の耐震性向上策として座屈拘束ブレース（以下 BRB と称す。）の設置が非常に有効であるとされており、近年、その施工事例も多くなってきている¹⁾。BRB は軸降伏型の制震ダンパーであり、大地震時には芯材部が降伏し塑性変形を繰り返すことで地震エネルギーを吸収、消散する¹⁾。その際、数サイクルから十数サイクルの大きな塑性ひずみが発生するため、BRB の設計時には低サイクル疲労による損傷を考慮することが必要である²⁾。著者らは、これまで鋼製高機能 BRB に関する性能実験および解析³⁾⁴⁾を数多く行い、さらに、低サイクル疲労特性に関する実験的研究についても発表している²⁾⁵⁾。それに加え、軽量であることや耐食性が良好である等の特徴を持つアルミニウム合金を素材に用いることで、更なる BRB の高性能化が可能であると考へ、素材に A5083P-O を使用し性能実験、数値解析的検討を行った⁶⁾⁷⁾。

そこでは、設置場所を選択することによって BRB として使用可能であるが、端部リブの溶接止端部形状および取り付け方法などに改良の余地があるとの結果を得た。巨大地震の発生リスクが高い、財政状況が切迫しているという我が国の現状を考えると、鋼材と比べて 1/3 の重量で迅速な施工が可能であり、さらに耐食性が優れてメンテナンスコストの大幅な抑制が可能であるというアルミニウム合金の特性⁸⁾は、制震ダンパーの素材として非常に魅力的である。しかし、アルミニウム合金を使用した制震ダンパーに関する研究は非常に少ないのが現状である⁶⁾⁷⁾。研究データを蓄積し、最も適する素材、構造を見いだしていく必要があり、さらには、主構造との取り付け構造（異種金属接触腐食等⁸⁾）に関しても研究が必要である。

本研究は、アルミニウム合金 BRB の低サイクル疲労特性を求めるとともに、更なる性能の向上を図ることを目的としている。3 種類のアルミニウム合金 BRB を全部で 15 体製作し、低サイクル疲労実験を行った。実験は 3 次にわたって実施しており、1 次実験はまず、文献 6) と同様、材料に A5083P-O を用い、端部リブ、ズレ止めの取り付けに溶接を用いた供試体である。2 次実験では、ひずみ硬化の影響が小さい A6061S-T6 を素材に使用し、さらに端部リブの取り付けに溶接ではなくボルト接合を用いて供試体を製作した。なお、2 次実験供試体のズレ止めはスポット溶接によって取り付けられている。3 次実験の供試体は 2 次実験とほぼ同様であるが、ズレ止めを省略することによって一切溶接を使用せずにブレース材を製作した。それぞれの BRB に対して一定または変動ひずみ振幅荷重のもと低サイクル疲労実験を行った。本研究では、3 種類の BRB の低サイクル疲労特性について相互比較を行い、それぞれについて、実験より得られたひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ と疲労寿命 N_f をもとに Manson-Coffin 則を用いた低サイクル疲労寿命予測式、Miner の線形累積損傷の考え方を適用してランダムなひずみ振幅を受ける BRB の累積疲労損傷度算定式を求めた。そして、従来 BRB に対しては累積塑性ひずみ (CID) を用いた照査¹⁾⁹⁾が行われているが、今回、これに代わる新しい照査法についても提案している。

2. 実験概要

(1) 実験供試体

BRB は、圧縮時に全体座屈が生じないように、ブレース材にカバー（拘束材）を被せた軸力部材である。拘束材を適切に設計することにより、圧縮荷重に対しても引張荷重とほぼ同様な挙動が得られ、ブレース材の塑性履歴により非常に高いエネルギー吸収が期待できる¹⁾。

1 次実験で使用した供試体は、図-1 に示すような、文献 6) の BRB と同一形状の供試体 4 体である。ブレース材、拘束材にはアルミニウム合金の板材を使用し、合金種は、ブレース材に A5083P-O (0.2%耐力=125MPa) を、拘束材に A6061S-T6 (0.2%耐力=245MPa) を用いた。A5083P-O は溶接性が良好で、伸びも大きく (16%以上)、降伏比 ($\sigma_{0.2}/\sigma_u$) が 0.4 と低く、低降伏点鋼に似た性質であるので制震ダンパーの素材として適している。

A6061S-T6 は耐食性に優れ、代表的な構造用材としても使用されている。ただし、アーク溶接による強度低下という欠点があるため、継手にはボルトによる機械接合が用いられる⁸⁾。ブレース材は図-2に示す平型材を、拘束材は図-3に示す断面形状を採用している。ブレース材端部は、補剛のために厚さ 12mm のリブが両面隅肉溶接(脚長 6mm の MIG 溶接)され十字断面になっている。また、中央部には長さ 30mm、 $\phi 9$ mm のずれ止め用の丸棒 2 本が片面にスポット溶接されている(図-1)。ずれ止め棒は拘束材に設けられた穴を貫通する長さになっており、拘束材が軸方向にずれないようにになっている。組み立て方法は、まずブレース材の平行部に拘束材との隙間量分(面外 1mm, 面内 2mm)のアンボンド材を接着し、ブレース材を 1 対の拘束材に付けた溝の間に挟み込むように装着し、高力六角ボルトで摩擦接合した。ボルトは 10.9 等級 M10 (保証軸力=48.1kN) で、保証軸力の 70% のボルト軸力で供試体の長さ方向に 50mm 間隔で片側 29 本を用いて接合した(図-1 参照)。

2 次実験では、文献 6) と 1 次実験の結果より得られた以下の知見をもとに供試体の製作方法を変更した。

- (1) 素材 (A5083P-O) の繰返しひずみ硬化の影響が非常に大きい。
- (2) 端部リブ溶接止端部から亀裂が発生し破断に至る。

これらの知見をもとに、素材に繰返しひずみ硬化の影響が小さい A6061S-T6 を使用し、さらに、低サイクル疲労特性の向上を図るために端部リブの取り付けに溶接を使用せずボルト接合を用いる新しい構造を考案した。

図-4 にも示すように、端部リブの取り付けに溶接を使用せずブレース材を製作している。なお、2 次実験供試体のズレ止めは 1 次実験同様にスポット溶接で取り付けている(図-1 参照)。ブレース材、拘束材の製作には、共に

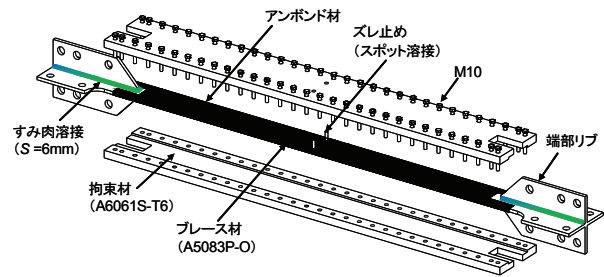


図-1 供試体の構成イメージ (1 次実験)

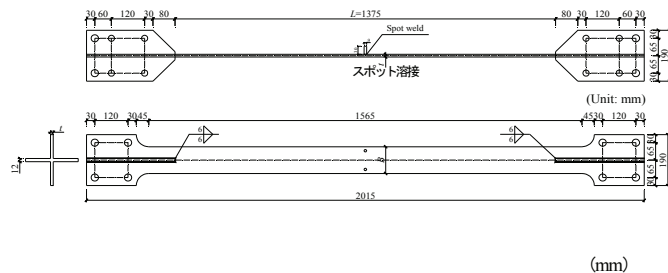


図-2 ブレース材 (1 次実験)

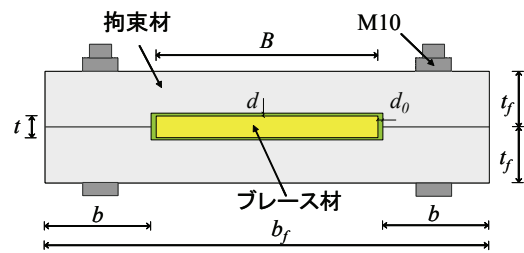
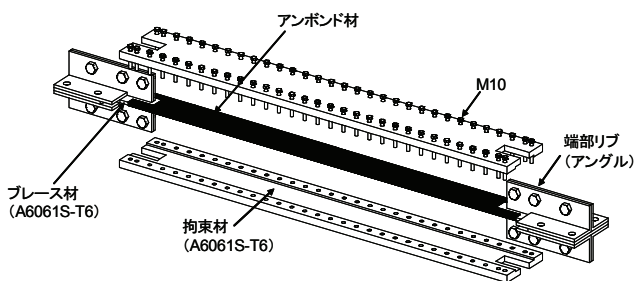
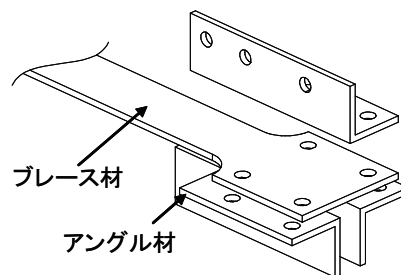


図-3 拘束材断面図



(a) 供試体構成イメージ



(b) 端部構造詳細

図-4 実験供試体 (2 次・3 次実験)

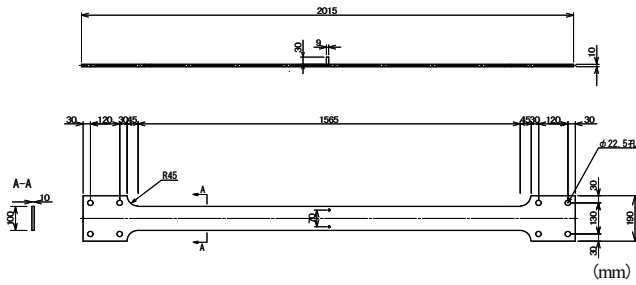


図-5 ブレース材 (2次・3次実験)

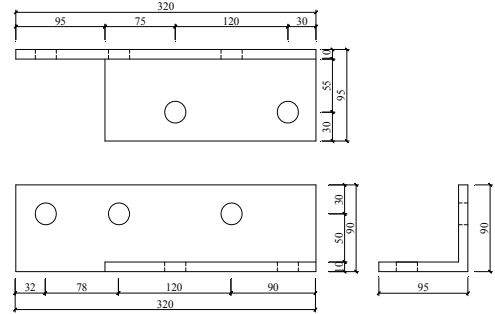


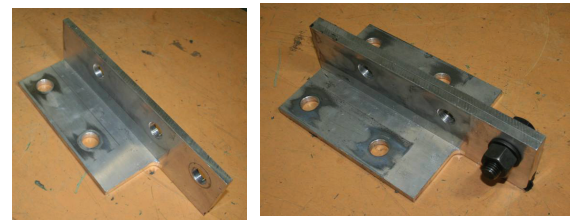
図-6 端部リブを構成するアングル

合金種 A6061S-T6 を用いた。ブレース材は図-5 に示す平型材を、拘束材の断面形状は 1 次実験と同様の形状 (図-3) を採用している。ブレース材の端部リブとして、既製品である 100x100x10 のアルミニウム合金製アングル材 (合金種: A6063S) を図-6 の寸法に加工し利用した。供試体の組み立て方法は、ブレース材の端部に加工したアングル材を 4 つ組み合わせたものをボルト接合し、1 次実験と同様に、ブレース材平行部にはアンボンド材を接着し、拘束材で挟み込むように装着し高力ボルトで接合した (写真-1, 図-4 参照)。

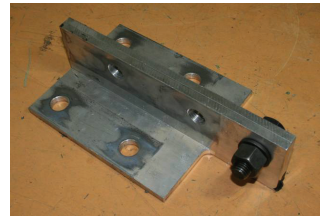
3 次実験の供試体は 2 次実験とほぼ同様であるが、ズレ止め溶接止端部からの亀裂発生を回避するために、ズレ止めを省略している。この供試体のブレース材は溶接を一切使用していない状態で製作している。

低サイクル疲労実験では、低サイクル疲労による破断までの繰り返し回数を知る必要があるため、全体座屈までの繰り返し回数を知る必要があるため、全体座屈防止条件は既に著者らによって提案³⁴⁾されており、それによれば全体座屈防止条件の安全係数 γ_f が 3.0 以上であれば全体座屈は起こらない。本実験供試体の安全係数 γ_f は 5.41 (1 次実験), または 3.53 (2 次・3 次実験) であり、全体座屈に対して安全であると言える。

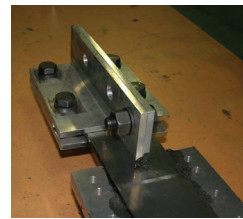
本実験供試体のブレース材、拘束材の製作に用いたアルミニウム合金 (A5083P-O, A6061S-T6) の板材から JIS 1 号引張試験片をそれぞれ 3 本採取し、材料定数を求めた。表-1 にブレース材の材料定数の平均値、表-2 にブレース材の諸元、表-3 に拘束材の材料定数の平均値、および諸量を示す。



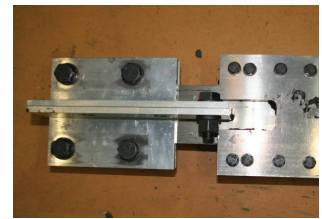
(a) Step 1



(b) Step 2



(c) Step 3



(d) Step 4

写真-1 端部構造の組み立て

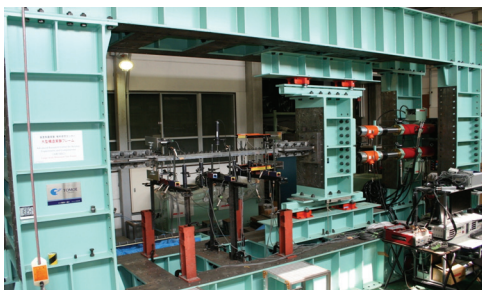


写真-2 実験装置

(高度制震実験・解析研究センター (ARCSEC))



(a) 1 次実験



(b) 2 次・3 次実験

写真-2 供試体端部の接合構造

表-2に示すように、実験供試体は全部で15体あり、1次実験4体、2次実験5体、3次実験6体である。供試体名の最初のA508, A606はブレース材に使用したアルミニウムの合金種を表している。2番目の記号は端部リブ、およびズレ止めの取り付け状態を表し、RSは端部リブ(Ribs)、ズレ止め(Stoppers)が溶接によって取り付けられていることを表している。WS, NSはズレ止めの有り(With stoppers)、無し(No stoppers)を表している。最後の数値、記号は載荷条件および振幅量を表し、数値は一定ひずみ振幅載荷における振幅量(%)と対応し、記号R1, R2は変動ひずみ振幅載荷を表す。

表-1 ブレース材の材量定数

実験シリーズ	合金種	E [GPa]	$\sigma_{0.2}$ [MPa]	σ_0 [MPa]	$\varepsilon_{0.2}$ [%]	ε_0 [%]	σ_u [MPa]	δ_u [%]	ν
1次	A5083P-O	72.4	132	106	0.381	0.146	316	19.9	0.31
2次	A6061S-T6	67.5	279	251	0.613	0.371	301	9.70	0.32
3次	A6061S-T6	72.1	274	247	0.580	0.342	301	7.82	0.33

Note: E =ヤング率, $\sigma_{0.2}$ =0.2%耐力, σ_0 =比例限度力 (A5083P-Oは $0.8\sigma_{0.2}$, A6061S-T6は $0.9\sigma_{0.2}$),
 $\varepsilon_{0.2}$ =0.2%耐力におけるひずみ, ε_0 =比例限度力におけるひずみ, σ_u =引張強度, δ_u =伸び, ν =ポアソン比

表-2 ブレース材諸元

実験シリーズ	供試体名	合金種	L [mm]	B [mm]	t [mm]	A [mm ²]	λ	P_0 [kN]	δ_0 [mm]
1次	A508-RS-0.5	A5083P-O	1375	100	10.1	1010	472	107	2.01
	A508-RS-1.0			100	10.1	1010	472	107	
	A508-RS-1.5			100	10.1	1010	472	107	
	A508-RS-2.0			99.9	10.3	1030	463	109	
2次	A606-WS-1.0	A6061S-T6	1375	100	10.1	1017	470	255	5.10
	A606-WS-2.0			100	10.2	1018	469	255	
	A606-WS-2.5			100	10.1	1014	472	254	
	A606-WS-3.0			100	10.1	1016	470	255	
	A606-WS-R1			100	10.2	1018	468	255	
3次	A606-NS-1.0	A6061S-T6	1375	101	10.3	1032	463	254	4.70
	A606-NS-2.0			100	10.3	1031	464	254	
	A606-NS-2.5			100	10.2	1022	467	252	
	A606-NS-3.0			100	10.1	1012	472	250	
	A606-NS-R1			100	10.2	1023	467	252	
	A606-NS-R2			100	10.1	1014	472	250	

Note: L =平行部の長さ, B =板幅, t =板厚, A =断面積, λ =細長比, P_0 =比例限度荷重, δ_0 =比例限度荷重における変位

表-3 拘束材諸量

実験シリーズ	合金種	E^R [GPa]	$\sigma_{0.2}^R$ [MPa]	b_f [mm]	b [mm]	t_f [mm]	隙間量 [mm]	
							面外 d	面内 d_0
1次	A6061S-T6	71.4	279	200	48.2	25.0	1	2
2次		67.5	279	200	48.0	25.0		
3次		72.1	274	200	48.0	25.0		

Note: E^R =拘束材のヤング率, $\sigma_{0.2}^R$ =拘束材の0.2%耐力, b_f , b , t_f , d , d_0 は図-3参照

(2) 実験装置

実験は名城大学の「高度制震実験・解析研究センター (ARCSEC)」に設置された実験装置 (写真-2) を用いて行った。実験供試体は自碇式の剛な載荷フレームの中に組み込まれ、水平方向には圧縮 1,000kN, 引張 500kN のサーボ式アクチュエータ 2 基によって載荷されている。水平方向の載荷装置は、デジタル変位計と 32bitCPU を搭載したコントローラーによる 1/100mm の高精度な変位制御が可能である。垂直に設置された剛柱の上下端にはリニアガイドが装着されており、それが水平に移動することにより供試体に 2 本のアクチュエータの合計荷重 P が与えられる。実験供試体の両端部に設置したダイヤルゲージの読みの差から軸方向変位 δ を計測し、これを制御して軸方向引張・圧縮載荷を行った。写真-3 に供試体端部と台座との接合方法を示す。供試体には極力偏心力が作用しないように設計してある。また、供試体台座、添接板、ボルトは共に鋼材を使用し、台座および供試体端部が降伏しないよう十分剛に設計してある。

(3) 載荷パターン

低サイクル疲労実験は、一定ひずみ振幅で 12 体、変動ひずみ振幅で 3 体行った (表-2 参照)。一定ひずみ振幅実験では、6 種類の異なるひずみ振幅で引張・圧縮対称の両振り載荷を行った。本論文では、全ひずみ範囲を図-7 に示すように $\Delta\varepsilon$ とし、ひずみ振幅は全ひずみ範囲の半分 ($\Delta\varepsilon/2$) としている。ここで、 $\Delta\varepsilon_e$ は弾性ひずみ範囲、 $\Delta\varepsilon_p$ は塑性ひずみ範囲である。全ての載荷はブレース材に引張ひずみが生ずる方向から行った。

一定ひずみ振幅実験の供試体は、例として A508-RS-1.0 の場合、ひずみ振幅 $0.5\varepsilon_0$, $1.0\varepsilon_0$ の一定ひずみ振幅載荷をそれぞれ 1 サイクルずつ行った後、ブレース材平行部に生ずる平均ひずみ (ブレース材の軸方向変位をブレース材平行部の長さ $L (=1,375\text{mm})$ で除した量) が 1% の状態で両振り一定ひずみ振幅載荷を行った。軸引張荷重 P が最大荷重から 10%以上低下 (終局状態) したサイクル数を低サイクル疲労寿命とし、実験をそれまで繰り返した。他の一定ひずみ振幅実験も同様である。

変動ひずみ振幅実験の供試体 A606-WS-R1, A606-NS-R1 は、ひずみ振幅を 1, 2, 2.5% と増加させ、A606-NS-R2 は、逆にひずみ振幅を 2.5, 2, 1% と減少させて実験を行った。繰り返し回数 (n_i) は、それぞれの振幅に対して、R1 は 5 回 ($\Delta\varepsilon/2 = 1\%$), 10 回 ($\Delta\varepsilon/2 = 2\%$) と繰り返した後、最終ひずみ振幅 (2.5%) 載荷で終局状態まで繰り返すパターンとした。

R2 は、2 回 ($\Delta\varepsilon/2 = 2.5\%$), 10 回 ($\Delta\varepsilon/2 = 2\%$) と繰り返した後、最終ひずみ振幅 (1.0%) 載荷を終局状態まで繰り返すパターンとした。

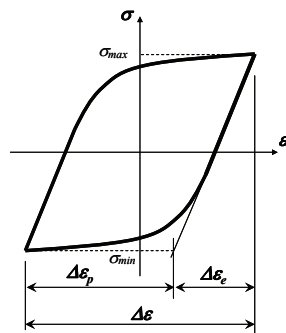


図-7 ひずみ範囲 ($\Delta\varepsilon, \Delta\varepsilon_p, \Delta\varepsilon_e$) の定義

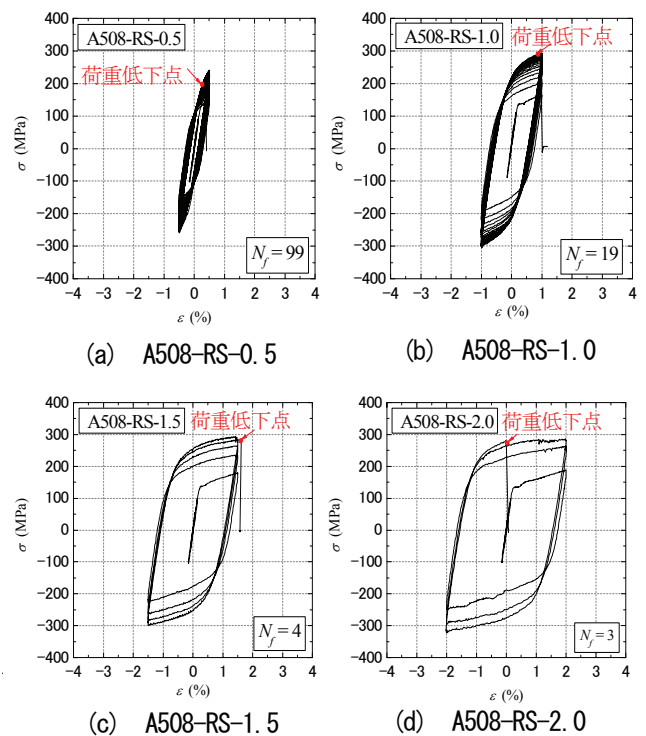


図-8 平均応力-平均ひずみ関係 (1次実験)

3. 実験結果

(1) 平均応力-平均ひずみ関係

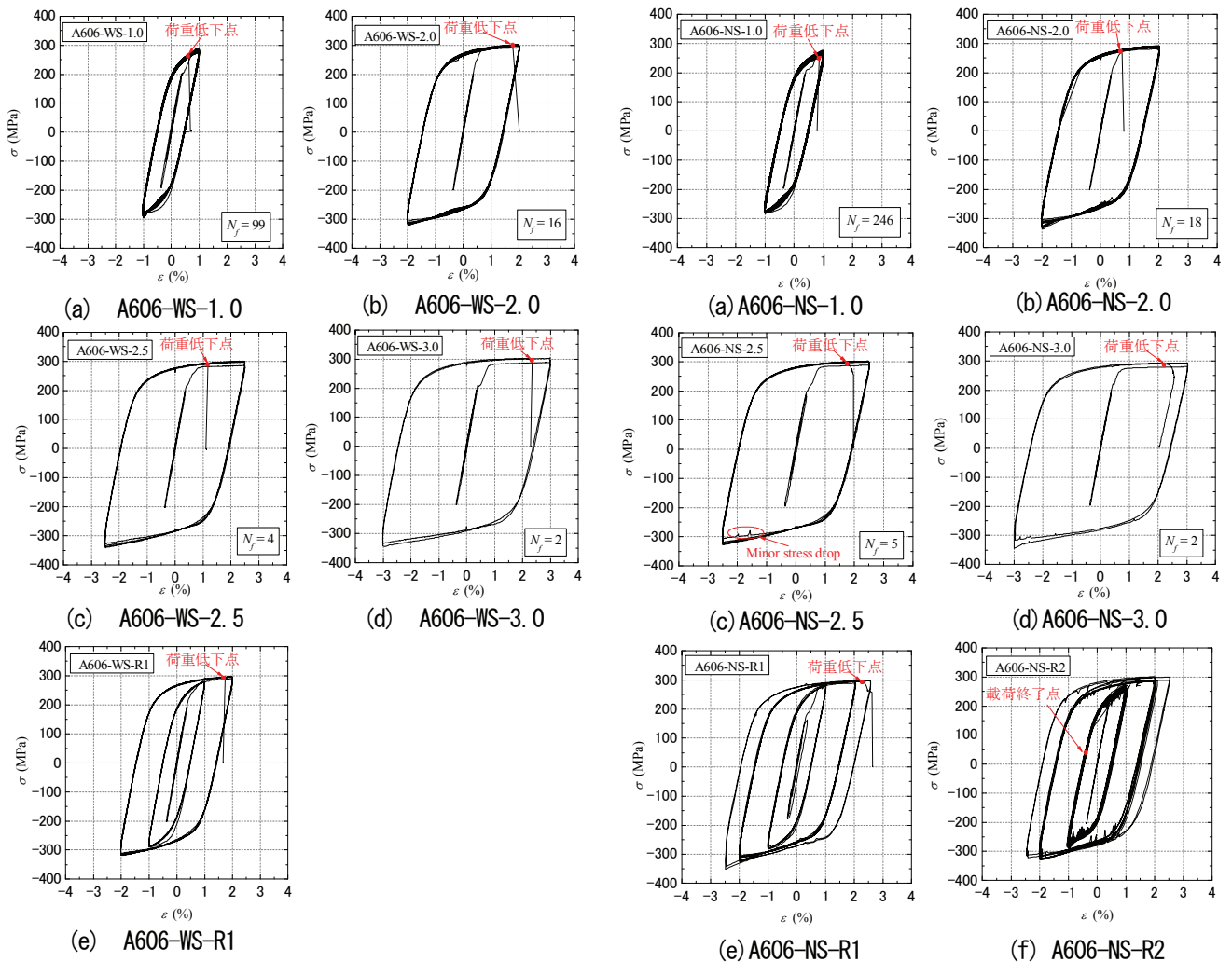


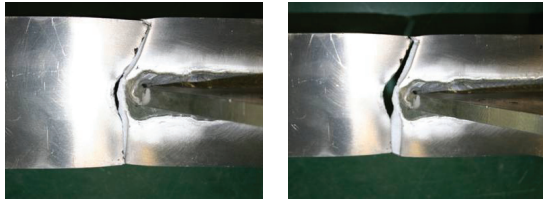
図-9 平均応力-平均ひずみ関係 (2次実験)

図-10 平均応力-平均ひずみ関係 (3次実験)

図-8~10に実験から得られた平均応力 σ -平均ひずみ ε 関係を示す。引張側を正とし、縦軸は軸方向荷重 P をブレース材平行部の断面積 A で割った平均応力 σ [MPa]、横軸は軸方向変位 δ をブレース材平行部の長さ L (=1,375mm)で割った平均ひずみ ε [%]である。なお、全ての供試体において、低サイクル疲労破壊が生ずる前にBRBの全体座屈は生じなかった。

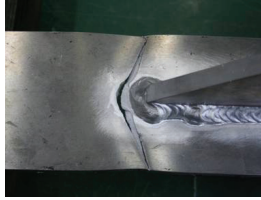
1次実験全供試体の履歴曲線(図-8)において、文献6)と同様に、繰り返しひずみ硬化の影響が非常に大きく、荷重を繰り返すごとに素材の引張強度に漸近している。A508-RS-0.5は、99回目の引張側のループ途中で急激に荷重が低下したため実験を終了した。同様に、A508-RS-1.0は19回目のループ、A508-RS-1.5は4回目のループ、A508-RS-2.0は3回目のループの引張側で急激に荷重が低下したため実験を終了した。

2次実験の履歴曲線(図-9)は、1次実験で顕著にみられた繰り返しひずみ硬化の影響はほとんど無く、早期に定常状態に移行していることがわかる。一定ひずみ振幅荷重で実験を行ったA606-WS-1.0は、99回目の引張側のループ途中で荷重が急激に低下したため実験を終了した。同様に、A606-WS-2.0は16回目のループ、A606-WS-2.5は4回目のループ、A606-WS-3.0は2回目のループの引張側で荷重が急激に低下したため実験を終

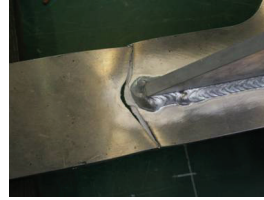


(a) A508-RS-0.5

(b) A508-RS-1.0



(c) A508-RS-1.5



(d) A508-RS-2.0

写真-4 損傷状況 (1次実験)

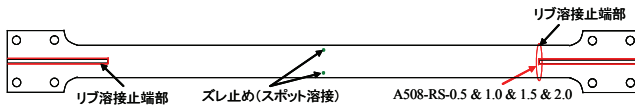
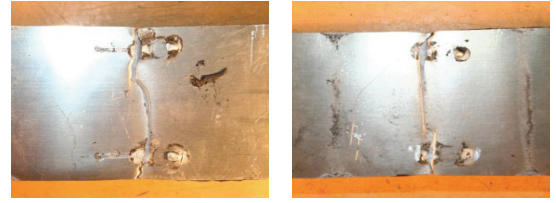


図-11 損傷箇所 (1次実験)

了した。変動ひずみ振幅で実験を行った A606-WS-R1 は、ひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2 = 1.0\%$ で 5 サイクル行った後、 $\Delta\epsilon/2 = 2.0\%$ で荷重を行っていたところ 7 サイクル目で急激な荷重低下が生じ、最終ひずみ振幅荷重 ($\Delta\epsilon/2 = 2.5\%$) に達する以前に実験を終了した。

3 次実験 (図-10) は、2 次実験と同様に繰り返しひずみ硬化の影響はほとんど無く安定した履歴曲線を描いていることがわかる。一定ひずみ振幅荷重で実験を行った A606-NS-1.0 は、246 回目の引張側のループ途中で荷重が急激に低下したため実験を終了した。同様に、A606-NS-2.0 は 18 回目のループ、A606-NS-2.5 は 5 回目のループ、A606-NS-3.0 は 2 回目のループの引張側で荷重が急激に低下したため実験を終了した。変動ひずみ振幅荷重で実験を行った A606-NS-R1 は、ひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2 = 1.0\%$ で 5 サイクル、 $\Delta\epsilon/2 = 2.0\%$ で 10 サイクル行った後、最終ひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2 = 2.5\%$ の 2 サイクル目で急激な荷重低下を生じ実験を終了した。A606-NS-R2 は、ひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2 = 2.5\%$ で 2 サイクル、 $\Delta\epsilon/2 = 2.0\%$ で 10 サイクル行った後、最終ひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2 = 1.0\%$ で 100 サイクル行ったところで、高機能 BRB の目標性能⁶⁾の 1 つ (低サイクル疲労性能: $CID_{lim} = 0.7$) を十分に満足していることを確認できたため荷重を終了した。よ



(a) A606-WS-1.0

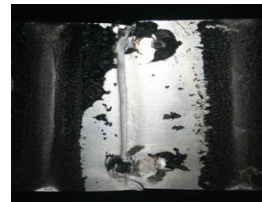
(b) A606-WS-2.0



(c) A606-WS-2.5



(d) A606-WS-3.0



(e) A606-WS-R1

写真-5
損傷状況 (2次実験)

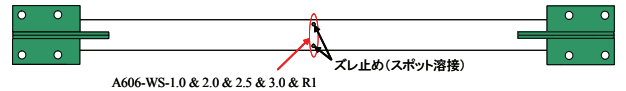


図-12 損傷箇所 (2次実験)



(a) A606-NS-1.0



(b) A606-NS-2.0



(c) A606-NS-2.5



(d) A606-NS-3.0



(e) A606-NS-R1

写真-6
損傷状況 (3次実験)

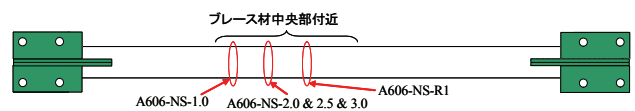


図-13 損傷箇所 (3次実験)

ってブレース材に亀裂などの損傷はなく、荷重低下は生じなかった。

全供試体の履歴曲線について、圧縮側で荷重の増加がみられるが、これは、ブレース材が高次モードで変形する際に拘束材との間に摩擦が発生するためである^{2)~6)}。

(2) 終局状態

写真-4~6, 図-11~13に全供試体ブレース材の損傷状況と破断箇所を示す。

図-11は1次実験のブレース材破断箇所を示しており、全ての供試体において可動端側(右側)の端部リブ溶接止端部から発生した亀裂が進展して破断している。これは、繰り返しひずみ硬化の影響が顕著に現れ、溶接止端部の応力集中箇所の低サイクル疲労に起因するものと考えられる。写真-4より、全ての供試体の破断形状は類似したものとなっている。

図-12は2次実験のブレース材破断箇所を示しており、全ての供試体においてブレース材中央部にあるズレ止めスポット溶接止端部から破断が生じている。これは、端部リブの取り付けに溶接を使用しなかったことにより、この部分の応力集中が回避されたため、相対的にズレ止めスポット溶接止端部の応力集中が顕著になり、この部分から破断が生じたと考えられる。(写真-5)

図-13は3次実験のブレース材破断箇所を示しており、全ての供試体でブレース材中央部付近、あるいは、中央部からやや固定端側(左側)で破断している。これらの供試体は溶接を一切使用していないため、1次、2次実験のような溶接止端部からの破断ではなく、ブレース材が拘束材との隙間内で面外方向に高次のモードで変形し、繰り返し曲げ引張りを受けることによって低サイクル疲労を起こして破断したと考えられる。(写真-6)

表-4 実験結果

実験シリーズ	供試体	$\Delta\epsilon/2$ [%]	$\Delta\epsilon$ [%]	N_f	n_i	CID [%]	D	破断箇所	载荷パターン
1次	A508-RS-0.5	0.5	1.0	99	—	78.3	1.38	端部リブ 溶接止端部	一定 ひずみ 振幅
	A508-RS-1.0	1.0	2.0	19	—	49.3	1.72		
	A508-RS-1.5	1.5	3.0	4	—	20.1	1.10		
	A508-RS-2.0	2.0	4.0	3	—	19.8	1.56		
2次	A606-WS-1.0	1.0	2.0	99	—	194	1.11	ズレ止め スポット 溶接止端部	一定 ひずみ 振幅
	A606-WS-2.0	2.0	4.0	16	—	90.9	2.06		
	A606-WS-2.5	2.5	5.0	4	—	29.1	1.05		
	A606-WS-3.0	3.0	6.0	2	—	21.8	1.01		
	A606-WS-R1	1.0	2.0	—	5	51.9	0.96	変動 ひずみ 振幅	
2.0		4.0	—	7					
3次	A606-NS-1.0	1.0	2.0	246	—	477	1.26	ブレース材 中央部付近	一定 ひずみ 振幅
	A606-NS-2.0	2.0	4.0	18	—	102	1.79		
	A606-NS-2.5	2.5	5.0	5	—	36.9	1.29		
	A606-NS-3.0	3.0	6.0	2	—	21.6	1.11		
	A606-NS-R1	1.0	2.0	—	5	82.3	1.65	変動 ひずみ 振幅	
		2.0	4.0	—	10				
		2.5	5.0	—	2				
	A606-NS-R2	2.5	5.0	—	2	>265	>2.03	—	
2.0		4.0	—	10					
1.0		2.0	—	100					

Note : $\Delta\epsilon/2$ =ひずみ振幅, $\Delta\epsilon$ =全ひずみ範囲, N_f =破断までの繰り返し回数, n_i =各ひずみ範囲での繰り返し回数,

CID=累積塑性ひずみ, D =累積疲労損傷度 (式9)

(3) ひずみ振幅-疲労寿命関係

実験結果は、まとめて表-4に示してある。ここで、 $\Delta\epsilon$ =全ひずみ範囲の平均, N_f =疲労寿命, n_i =変動ひずみ

振幅実験における各振幅の繰り返し回数、 CID =累積塑性ひずみ（疲労寿命に至るまでの塑性ひずみの絶対値の総和）である。ひずみ範囲の定義は図-7に示してある。一定ひずみ振幅実験における疲労寿命 N_f は、最初の載荷部分の引張降伏ひずみを零ひずみとし、以降引張ひずみの零点を起点として繰り返し数をカウントした。低サイクル疲労が生じたループについては、零引張ひずみ点から低サイクル疲労発生点までのひずみ量を1ループのひずみ量で除した値の小数点以下を四捨五入して疲労寿命を算定した。その結果、全供試体の最終ループはすべて1.0として疲労寿命にカウントされることになる。

表-4において、1次実験と2次実験で比較を行うと、A606-WS-1.0, A606-WS-2.0 (2次実験)は、A508-RS-1.0, A508-RS-2.0 (1次実験)と比べて低サイクル疲労寿命が約5倍程度となっている。素材に違いがあるため一概に比較できないが、これは、1次実験における端部リブ溶接止端部の応力集中が低サイクル疲労に与える影響が非常に大きかったと考えられ、低サイクル疲労特性の向上に関して、溶接の使用を回避することは非常に効果的であったと言える。同じように、 CID に関しても約4倍程度と高い値となっている。

次に、2次実験と3次実験で比較を行うと、ひずみ振幅が小さいA606-NS-1.0 (3次実験)は、A606-WS-1.0 (2次実験)と比べて低サイクル疲労寿命が約2.5倍と大きくになっている。この程度のひずみ振幅では、ブレース材がほぼ一様なひずみで軸方向に変形するため、溶接を使用した場合の応力集中の影響が顕著になる。よって、ズレ止めを溶接によって取り付けられた2次実験の供試体に対して、溶接を一切使用していない3次実験の供試体は溶接部の応力集中が回避され、小さいひずみ振幅 ($\Delta\epsilon/2=1.0\%$)において低サイクル疲労寿命が大きく伸びたと言える。ひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2=2.0, 2.5\%$ の供試体でも、低サイクル疲労寿命が約1.2倍程度となっている。しかし、ひずみ振幅が大きくなるに従い、ブレース材が面外方向に高次モードで変形することによる低サイクル疲労に及ぼす影響が相対的に大きくなるために、溶接を回避することによる効果は小さくなり、ひずみ振幅が最大の $\Delta\epsilon/2=3.0\%$ では改善がほとんどみられなかった。

CID に関しては、A508-RS-0.5 (1次実験), A606-WS-1.0, A606-WS-2.0 (2次実験), A606-NS-1.0, A606-NS-2.0 (3次実験)で、文献(6)で提案されている高機能BRBの目標性能⁹⁾の1つ(低サイクル疲労性能： CID)_{lim}=0.7)を満たしていることがわかる。特に2次、3次実験の供試体では大幅に値を超えている。これは、過度に安全側となっているように思われるが、大地震発生後に、本震と同等規模の余震が頻発することを想定すると、余剰耐震性能の担保として非常に重要となると考えられる。

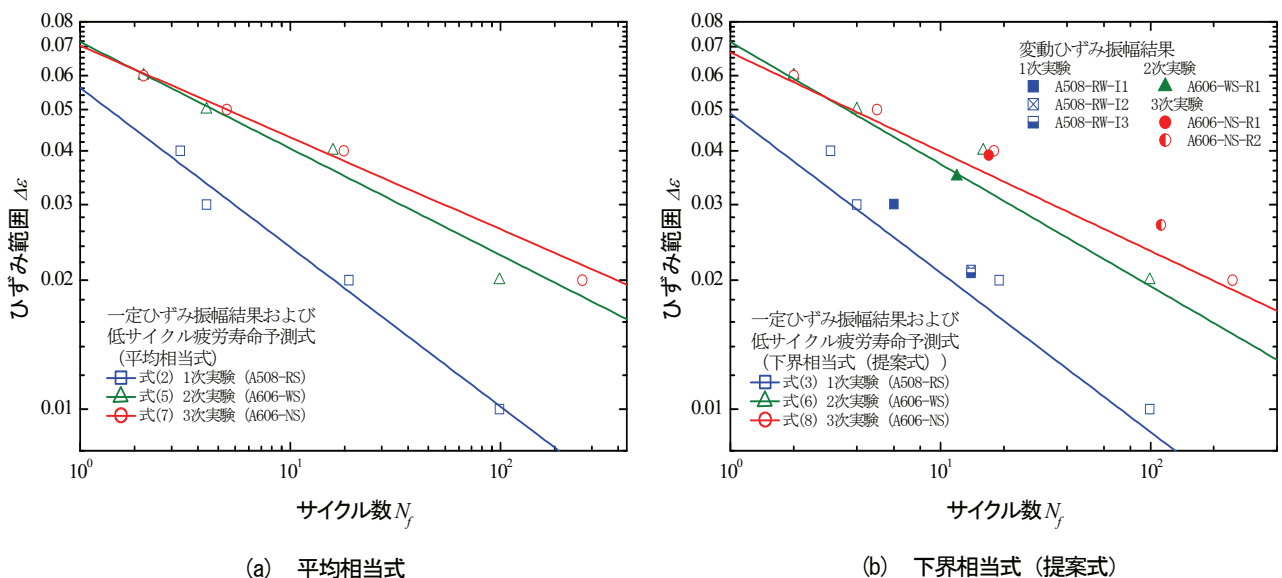


図-14 低サイクル疲労寿命曲線

4. 低サイクル疲労特性

(1) 低サイクル疲労寿命曲線

文献2), 5) では, BRB の低サイクル疲労寿命予測式として, 塑性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_p$ と疲労寿命 N_f の間に成り立つ Manson-Coffin 則¹⁰⁾に, 次の仮定を行った式を採用している.

表-5 低サイクル疲労寿命予測式のマテリアル定数

実験シリーズ	合金種	\bar{C}	K	m	C
1次	A5083P-O	0.056	0.371	2.69	2.3×10^3
2次	A6061S-T6	0.072	0.248	3.51	1.0×10^4
3次	A6061S-T6	0.070	0.214	4.32	1.1×10^4

1) Manson-Coffin 則は低サイクル疲労亀裂発生位置における局

部的なひずみに対して提案されたものであるが, BRB の平均ひずみに対しても適用できると仮定する.

2) 塑性ひずみ範囲の代わりに全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ を用いることができると仮定する.

Manson-Coffin 則にこのような近似を行った低サイクル疲労寿命予測式は次のように表される.

$$\Delta \varepsilon = \bar{C} \cdot (N_f)^k \quad (1)$$

ここで, $\Delta \varepsilon$ は全ひずみ範囲 (図-7), \bar{C}, k は実験から定められるマテリアル定数である. 本論文でも, 上記と同様の仮定を行い, 式 (1) を用いて実験結果を整理する.

表-4 の一定ひずみ振幅載荷より得られた結果の $\Delta \varepsilon$ と N_f の関係から, マテリアル定数 \bar{C} および k を求める. 実験シリーズ別に, 最小二乗法によりマテリアル定数 \bar{C} および k の平均相当値, 下界相当値をそれぞれ算出する.

1) 1次実験 (合金種: A5083P-O, 端部リブ: 溶接, ズレ止め: スポット溶接)

$$\Delta \varepsilon = 0.056 \cdot (N_f)^{-0.371} \quad \text{平均相当式} \quad (2)$$

$$\Delta \varepsilon = 0.049 \cdot (N_f)^{-0.371} \quad \text{下界相当式} \quad (3)$$

図-14 に一定ひずみ振幅実験結果と式 (2), 式 (3) を示す. さらに, 図中には, 次式で求めた等価ひずみ振幅 ε_{eq} ¹⁰⁾ を用いて文献6) の変動ひずみ振幅結果を整理した結果も示す.

$$\varepsilon_{eq} = \left(\frac{\sum \Delta \varepsilon_i^{1/k} \cdot n_i}{\sum n_i} \right)^k \quad (4)$$

これらの図から, 全ての実験結果が曲線 (式 (3)) の上側に位置しており, 低サイクル疲労寿命曲線の下界相当式である式 (3) は安全側の式となっていることがわかる.

2) 2次実験 (合金種: A6061S-T6, 端部リブ: ボルト接合, ズレ止め: スポット溶接)

$$\Delta \varepsilon = 0.072 \cdot (N_f)^{-0.248} \quad \text{平均相当式} \quad (5)$$

$$\Delta \varepsilon = 0.072 \cdot (N_f)^{-0.285} \quad \text{下界相当式} \quad (6)$$

こちらについても, 図-14 に一定ひずみ振幅実験結果, 式 (5) および式 (6) を示す. さらに参考として変動ひずみ振幅実験結果から, 等価ひずみ振幅 ε_{eq} を算出しプロットした.

3) 3次実験 (合金種: A6061S-T6, 端部リブ: ボルト接合, ズレ止め: 無し)

$$\Delta \varepsilon = 0.070 \cdot (N_f)^{-0.214} \quad \text{平均相当式} \quad (7)$$

$$\Delta \varepsilon = 0.068 \cdot (N_f)^{-0.232} \quad \text{下界相当式} \quad (8)$$

図-14 に一定ひずみ振幅実験結果, 式 (7) および式 (8) を示し, さらに参考として変動ひずみ振幅実験結果から, 等価ひずみ振幅 ε_{eq} を算出しプロットした. 本実験の提案式 (下界相当式) のマテリアル定数を表-5 にまとめている.

(2) ランダム载荷による累積疲労損傷度 (Miner の線形累積損傷度)

Miner 則¹⁰⁾は Manson-Coffin 則を使用した低サイクル疲労寿命予測手法の1つであり、線形累積損傷則とも呼ばれる。あるひずみ範囲での破断までの繰り返し数を N_f とすると、一回の繰り返しによる損傷は $1/N_f$ となり、多数のひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_i$ ($i=1\sim nc$, nc =全サイクル数) による損傷は、Miner 則によると、各振幅のひずみによる損傷の線形的な和となる。従って、累積疲労損傷度 D は、式 (1) を用いると次式で表すことができる。

$$D = \sum_{i=1}^{nc} \frac{1}{N_f} = C \cdot \sum_{i=1}^{nc} (\Delta\varepsilon_i)^m \quad (9)$$

ここで、 $m = 1/k$ 、 $C = \bar{C}^{-m}$ である。式 (9) の D が 1.0 に達すれば、理論上、低サイクル疲労破壊が生ずることとなる。すなわち、低サイクル疲労照査は次のように行われる。

$$\gamma \cdot D < 1.0 \quad \text{であれば安全} \quad (10)$$

ここに、 γ は部分係数である。

計測されるひずみデータは一定ひずみ範囲ではないため、レインフロー法¹⁰⁾などのカウント法でひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_i$ とそのひずみ範囲での繰り返し数 n_i を計算する必要がある。なお、 nc は n_i の総和である。

式 (9) に、4.1 で求めた下界相当式 (3), (6), (8) より求めた m , C を代入すると次式となる、

1) 1次実験 (合金種: A5083P-O, 端部リブ: 溶接, ズレ止め: スポット溶接)

$$D_{1次実験} = 2.3 \times 10^3 \sum n_i \cdot (\Delta\varepsilon_i)^{2.692} \quad (11)$$

2) 2次実験 (合金種: A6061S-T6, 端部リブ: ボルト接合, ズレ止め: スポット溶接)

$$D_{2次実験} = 1.0 \times 10^4 \sum n_i \cdot (\Delta\varepsilon_i)^{2.511} \quad (12)$$

3) 3次実験 (合金種: A6061S-T6, 端部リブ: ボルト接合, ズレ止め: 無し)

$$D_{3次実験} = 1.1 \times 10^4 \sum n_i \cdot (\Delta\varepsilon_i)^{4.319} \quad (13)$$

上式を用いて算定した全ての供試体の累積疲労損傷度 D の値を表-4 に示す。A606-WS-R1 は多少危険側となっているが、その他は全て $D \geq 1.0$ となっており安全側の提案式であることがわかる。

従来、高機能 BRB の低サイクル疲労性能照査には $(CID)_{\min} = 0.7$ が用いられているが、本研究の3次実験を例にとった場合、大きいひずみ振幅 ($\Delta\varepsilon/2 = 2.5\%$, 3.0%) の供試体では性能を満たしていないことになり、反対に、小さいひずみ振幅 ($\Delta\varepsilon/2 = 1.0\%$, 2.0%) の供試体では過度に安全側となる。(表-4 参照) そこで、4.2 で求めた累積疲労損傷度算定式 D を用いることによって、BRB の低サイクル疲労性能をより正確に評価することができ、そして、以下の目標性能を満足する。

(1) 変形性能: $\varepsilon_{it} = 0.03$,

(2) 低サイクル疲労性能: 低サイクル疲労を起こさない,

5. 結言

アルミニウム合金で製作した3種類の座屈拘束ブレース (BRB) に対して低サイクル疲労実験を行った。本実験は3次にわたって実験を行い、1次実験は合金種 A5083P-O を使用し、端部リブおよびズレ止めを溶接した供試体で一定ひずみ振幅载荷4体、2次実験は合金種 A6061S-T6 を使用し、端部リブをボルト接合、ズレ止めをスポット溶接した供試体で一定ひずみ振幅载荷4体、変動ひずみ振幅载荷1体、3次実験は合金種 A6061S-T6 を使用し、端部リブをボルト接合、ズレ止めを省略した供試体で一定ひずみ振幅载荷4体、変動ひずみ振幅载荷2体で実験を行った。実験内容は、6種類の一定ひずみ振幅 ($\Delta\varepsilon/2 = 0.005, 0.01, 0.015, 0.02, 0.025, 0.03$) での両振り実験、および2種類の変動ひずみ振幅 ($\Delta\varepsilon/2 = 0.01 \sim 0.025$) での両振り実験である。対象とする BRB はこれまで著者らが研究を行ってきた BRB と類似しているが、本実験では、素材にアルミニウム合金 (1次実験:

A5083P-O, 2次, 3次実験 : A6061S-T6) を使用し, 端部リブの取り付け方法, またはズレ止めの有無に違いがある. 1次実験は文献6)と同様のBRBで低サイクル疲労実験を行い, 低サイクル疲労特性を求めた. 2次実験では, 1次実験, 文献6)から得られた知見をもとに使用合金種, 端部リブの取り付け方法を変更し, 低サイクル疲労実験を行った. そして, 1次実験と比較を行い低サイクル疲労特性の向上効果を検証した. さらに, 3次実験では, 2次実験の結果より, ズレ止めの取り付けを省略しブレース材の製作に溶接を一切使用しない供試体で実験を行い, 低サイクル疲労特性の向上効果を検証した. さらに, 一定ひずみ振幅実験結果をもとに, Manson-Coffin 則を用いて低サイクル疲労寿命 N_f と全ひずみ振幅 $\Delta \varepsilon$ の関係式を求め, それぞれの実験シリーズに対する予測式を提案した. そして, 高機能 BRB に対する累積塑性ひずみ (CID) を用いた従来の照査法に代わる, 累積疲労損傷度算定式 D を用いた新しい照査法を提案した.

本研究によって得られた結論をまとめると以下ようになる.

- 1) 1次実験の全ての供試体 (合金種 : A5083P-O, 端部リブおよびズレ止め溶接あり) で, 文献6)と同様に繰り返しひずみ効果の影響が大きく, 載荷を繰り返すごとに素材の引張強度に漸近し, 端部リブ溶接止端部の低サイクル疲労により破断した.
- 2) 1次実験の供試体で唯一 A508-RS-0.5 だけが, 高機能 BRB の低サイクル疲労に対する目標性能 $(CID)_{lim}=0.7$ を満足したが, その他の供試体については性能を満たすことが出来なかった. しかし, 設置場所を選択することによって BRB として使用することも可能であると言える.
- 3) 素材に A6061S-T6 を使用した 2次, 3次実験の供試体は, 1次実験 (素材 : A5083P-O) で顕著にみられたひずみ硬化の影響はほとんど無く, 早期に定常状態に移行し非常に安定した履歴曲線を描いた. 端部リブの取り付けに溶接を使用せずボルト接合を用いることによって, 端部リブ溶接止端部からの亀裂発生を回避することができ, 1次実験と比べて低サイクル疲労特性が大幅に向上した. 2次実験は1次実験と比較して低サイクル疲労寿命は約5倍程度となった.
- 4) 2次実験の全供試体でブレース材中央部のズレ止めスポット溶接止端部から破断が生じた. 端部リブの取り付け構造を改良したことによって, ズレ止め溶接止端部の応力集中が相対的に顕著になったためと考えられる.
- 5) 2次実験, 3次実験の比較的小さいひずみ振幅 ($\Delta \varepsilon/2 = 1.0, 2.0\%$) において, 高機能 BRB の低サイクル疲労に対する目標性能 $(CID)_{lim} = 0.7$ を大きく上回る値を得た. これは, 大地震発生後に, 本震と同等程度の余震が頻発することを想定すると, 余剰耐震性能の担保として非常に重要となる.
- 6) 3次実験供試体においてズレ止めを省略し, 溶接の使用を回避したことによって, 2次実験と比較して, 小さいひずみ振幅 ($\Delta \varepsilon = 1.0\%$) で大幅に低サイクル疲労特性が向上した. その他の供試体においても向上は見られるが, ひずみ振幅が大きくなるに従って, ズレ止めを省略し溶接の使用を回避した効果に対して, ブレース材が面外方向に高次モードで変形し, 繰り返し曲げ引張りを受けることによる影響が大きくなるために, 向上効果は小さくなり, 大きいひずみ振幅 ($\Delta \varepsilon/2 = 3.0\%$) ではほとんど改善はみられなかった.
- 7) 3次実験において, 変動ひずみ振幅載荷の実験結果からは高機能 BRB の目標性能 ($\varepsilon_u = 0.03, (CID)_{lim} = 0.7$) に近い性能を有していると言える.
- 8) 累積塑性ひずみ (CID) を用いた従来の照査法では目標性能を満たさない供試体でも, 累積疲労損傷度算定式 D を用いることによってより正確な評価が可能となる. 実験結果をまとめるとほぼ全ての供試体が安全側の評価となり, 次の目標性能を満足する.
 - (1) 変形性能 : $\varepsilon_u = 3.0\%$
 - (2) 低サイクル疲労性能 : 低サイクル疲労を起こさない

参考文献

- 1) 宇佐美勉編著, 日本鋼構造協会編 : 鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン, 技報堂出版, 2006.9.
- 2) 宇佐美勉, 佐藤崇 : 座屈拘束ブレースの低サイクル疲労実験と照査法, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.486-498, 2010.3.
- 3) 宇佐美勉, 佐藤崇, 葛西昭 : 高機能座屈拘束ブレースの開発研究, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.719-729, 2009.3.

- 4) 宇佐美勉, 渡辺直起, 河村洋行, 葛西昭, 織田博孝: 制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの全体座屈, 構造工学論文集, Vol.52A, pp.37-48, 2006.3.
- 5) 舟山淳起, 王春林, 宇佐美勉: 溶接部の仕上げによる鋼製 BRB の低サイクル疲労性能向上効果, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.565-578, 2011.3.
- 6) 佐藤崇, 宇佐美勉, 倉田正志: 構造用アルミニウム合金 BRB の性能実験と解析, 土木学会論文集 A, Vol.66, pp.356-367, 2010.6.
- 7) 倉田正志, 宇佐美勉: 3 種類の構造用アルミニウム合金の繰り返し弾塑性構成則の開発と BRB の挙動解析への適用, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.579-591, 2011.3.
- 8) 大倉一郎, 萩澤亘保, 花崎昌幸: アルミニウム構造学入門, 東洋書店, 2006.
- 9) 土木学会: 鋼・合成構造標準示方書 [耐震設計編], 丸善, 2008.
- 10) 日本材料学会: 疲労設計便覧, 養賢堂, 2005.