

座屈拘束ブレースの低サイクル疲労実験と照査法

Low-cycle Fatigue Tests and Verification Method for a Steel Buckling-restrained Brace

宇佐美 勉*, 佐藤 崇**
Tsutomu Usami, Takashi Sato,

*フェロー会員 D.Sc. 工博 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)

**正会員 修士(工学)(株)長大, 構造事業本部 耐震技術部 (〒305-0812 茨城県つくば市東平塚 730)

Since seismic dampers, such as buckling-restrained braces (BRB), are subject to severe inelastic cyclic strains during major earthquakes, low-cycle fatigue property must be carefully examined in order to develop the high-performance seismic dampers that are being investigated by the authors. To this end, five BRB test specimens have been tested under tension-compression cyclic loading, and an empirical equation of Manson-Coffine type for predicting low-cycle fatigue strength has been proposed. In addition the validity of the currently used verification method for low-cycle fatigue of BRBs is examined in view of the present test results.

Key Word: low-cycle fatigue, buckling restrained brace, steel, verification method

キーワード: 低サイクル疲労, 座屈拘束ブレース, 鋼材, 照査法

1. 緒言

金属材料の疲労は, 周知のように, 低サイクル疲労と高サイクル疲労に分けられる¹⁾. 低サイクル疲労は降伏点を超える大きなひずみを繰り返し受け, 10^4 サイクル程度以下の少ない繰り返し数で破断に至る現象を指し, 10^4 サイクル程度以上の繰り返しで破断に至る高サイクル疲労と区別される. 座屈拘束ブレース (以下, BRB と略称する), せん断パネルダンパー (以下, SPD と略称する) などの制震ダンパーは, 地震エネルギーを鋼材等の履歴減衰により吸収・消散させるため, 大きな塑性ひずみが発生する. 従って, 制震ダンパーの設計には, 低サイクル疲労による損傷を考慮しなければならない. 繰り返し回数が数回程度で破断する場合はしばしば極低サイクル疲労あるいは超低サイクル疲労と呼ばれるが, 本論文ではそのような疲労も含めて統一的に低サイクル疲労と称することにする.

低サイクル疲労の研究は, 1954 年のジェット旅客機コメットの墜落事故以来盛んに研究が行われるようになったと言われ, 航空機の機体はもちろんのこと, 機械, 造船, プラント, 圧力容器, 貯水槽などの諸分野

で数多く行われている¹⁾. しかしながら, 土木鋼構造の分野では, 高サイクル疲労の研究に比べ低サイクル疲労に関する研究の歴史は新しく, 西村・三木の先駆的研究²⁾を除いて, 多くは阪神・淡路大震災における鋼構造物の低サイクル疲労による損傷事例³⁾⁴⁾の発現以降に行われたものである. 現在では, 土木鋼構造の低サイクル疲労の研究は, 鋼素材, 溶接部, 単柱式鋼製橋脚基部, ラーメン橋脚隅角部に対して盛んに行われており^{5)~19)}, 現象の解明と共に, 未だ整備されていない低サイクル疲労照査法の実用化を目指した研究が進みつつある. しかしながら, 制震ダンパーに対する低サイクル疲労特性の研究は, BRB, SPD とも限られている^{20)~23)}.

本研究では, 履歴型制震ダンパーの性能照査法の現況を概観²⁴⁾した後, 2 章で述べる高機能 BRB の目標性能²⁵⁾²⁶⁾を満足する BRB 供試体 5 体を製作し, 一定ひずみ振幅および変動変位振幅の下で低サイクル疲労実験を行った. その結果より, BRB の低サイクル疲労寿命推定式を求め, さらに Miner の線形累積損傷¹⁾の考え方を導入してランダムなひずみ振幅を受ける BRB の累積疲労損傷度式を求めている. 最後に, BRB の低

サイクル疲労照査法を検討し、現在用いられている累積塑性変形に基づく低サイクル疲労照査法²⁴⁾の妥当性を検討すると共に、新しい低サイクル疲労照査法を提案している。なお、現在、多種多様な BRB が市販あるいは提案されているが、本論文では、著者らが過去に変形性能実験に用いた、いわゆる高機能 BRB^{26),27),29)}を対象を限定している。

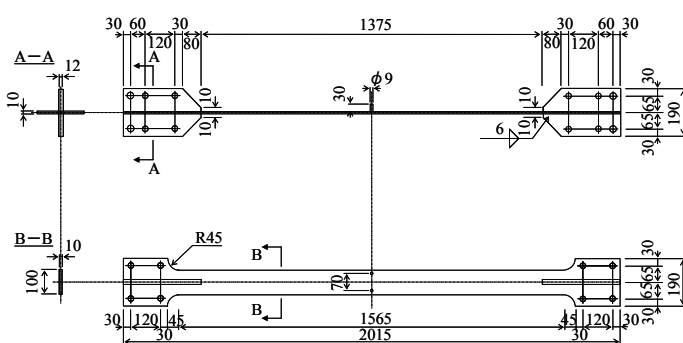


図-1 ブレース材全体図

2. 履歴型制震ダンパーの性能照査法

履歴型制震ダンパーに要求される性能は一般に次のようである²⁷⁾。a) 安定した履歴特性を持ち、高いエネルギー吸収・消散能力を持つ。b) 変形能力が大きい。c) 低サイクル疲労強度が大きい。d) 高い耐久性を持つ。e) 製作が容易で安価である。f) 取り替えが容易に出来る、あるいは取り替えが不要である。制震ダンパーに対する要求性能 b), c) の照査は次のように行われる²⁴⁾。

変形性能照査

$$\gamma \cdot \varepsilon_{\max} \leq \varepsilon_u \quad (1)$$

低サイクル疲労照査

$$CID = \gamma \cdot \sum_{i=1}^n |\varepsilon_{pi}| \leq (CID)_{lim} \quad (2)$$

ここで、 $\varepsilon_{\max}$ ＝構造物に設置した制震ダンパーの平均応答ひずみの最大値、 ε_u ＝終局ひずみ、 γ ＝部分係数、 CID ＝累積塑性変形、 ε_{pi} ＝平均応答ひずみの塑性成分、 n ＝塑性ひずみの生起回数、 $(CID)_{lim}$ ＝累積塑性変形の限界値である。ひずみは、軸降伏型ダンパー（BRB）の場合は軸ひずみ、せん断降伏型ダンパー（SPD）の場合はせん断ひずみを取る。

高機能制震ダンパー^{23),25),26)}は、a) ～e) の要求をすべて満たすと共に、f) として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。そのた

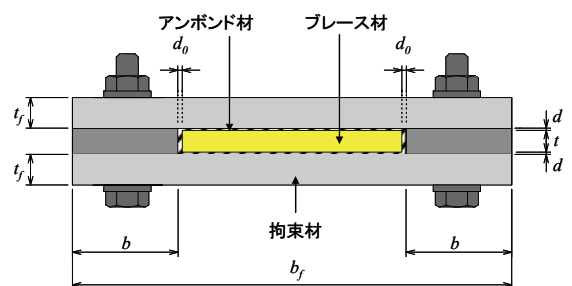


図-2 BRB の断面構成図

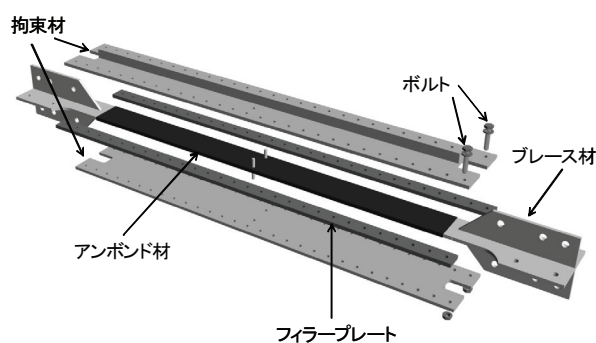


図-3 BRB の組み立て図

め、大地震3回程度の応答値の上限に、さらに1.5程度の安全率を持たせた表-1の限界値を目標性能とする^{25),28)}。この要求性能は、現在土木・建築分野で用いられている BRB および SPD の要求性能よりもかなり厳しい値となっている。本論文では、式 (2) による低サイクル疲労照査法の妥当性を実験的に検証する。

3. 実験概要

3.1 実験供試体

使用した供試体は、図-1～図-3に示すような、著者らが従来行ってきた BRB の性能実験^{26),29)}と同様の供試

表-1 高機能制震ダンパーの目標性能（限界値）

	BRB	SPD
変形性能 ε_u	0.03	0.12
低サイクル疲労 $(CID)_{lim}$	0.7	2.8

体5体である。ブレース材および拘束材とも、SM400A 材よりなる平鋼を用いて製作されている。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らなければならないため、全体座屈が低サイクル疲労に先行して生じてはならない。過去の著者らの研究から得られた全体座屈防止の条件は、APPENDIX の式 (A.1), (A.2) に示されている。本供試体の安全係数 η は 4.02 であり、全体座屈に対して十分余裕がある。すなわち、文献 26) の知見から、本供試体は表-1 の高機能 BRB の目標性能を満足すると考えられる。

ブレース材および拘束材と同じ鋼板から JIS 1 号引張試験片をそれぞれ 3 本製作し、材料定数を求めた。表-2 にブレース材の材料定数の平均値、表-3 にブレース材の諸元、表-4 に拘束材の材料定数の平均値、および諸量を示す。表-4 中の隙間量 d, d_0 は、図-2 に示すように、ブレース材と拘束材の間の隙間量で、それぞれブレース材面外および面内の隙間量である。荷重装置に供試体を設置するために、図-1、図-3 に示すように、ブレース材の両端部にはリブを脚長 6mm のすみ肉溶接で接合してあり十字断面となっている。また、ブレース材中央部片面にはブレース材の軸方向へのずれを防止するため、長さ 30 mm、 $\phi 9$ mm のずれ止め棒が 2 本溶接されている (図-1、写真-3)。なお、全ての溶接部は、止端部仕上げなどに行っていない。

3.2 BRB の組み立て方法

組み立て方法 (図-3 参照) は、まず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極力防ぐために、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 (1 mm 厚のプチルゴム) を接着し、ブレース材を 1 対の拘束

表-2 ブレース材の材料定数

鋼種	E [GPa]	σ_y [MPa]	ε_y [%]	σ_u [MPa]	ε_u [%]	ν
SM400A	210	291	0.139	433	30.2	0.285

Note : E =ヤング係数, σ_y =降伏応力, ε_y =降伏ひずみ, σ_u =引張強さ, ν =ポアソン比

表-3 ブレース材の諸元

供試体名	鋼種	L [mm]	B [mm]	t [mm]	A [mm ²]	λ	P_y [kN]	δ_y [mm]
FE-1.0	SM400A	1375	99.9	10.5	1049	449	305	1.91
FE-2.0			99.9	10.3	1029	457	299	1.91
FE-3.0			99.7	10.7	1067	440	310	1.91
FE-4.0			99.8	10.3	1028	457	299	1.91
FE-R			99.8	10.3	1028	457	299	1.91

Note : L =平行部の長さ, B =平行部の幅, t =断面厚, 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_y =降伏軸力, δ_y =降伏軸方向変位

表-4 拘束材の諸量

供試体名	鋼種	E^R [GPa]	σ_y^R [MPa]	b_f [mm]	t_f [mm]	隙間量 [mm]	
						d	d_0
FE-1.0	SM400A	198	260	201	14.2	1	2
FE-2.0				201	14.6		
FE-3.0				201	14.4		
FE-4.0				201	14.3		
FE-R				201	14.3		

Note : E^R : 拘束材のヤング係数, σ_y^R : 拘束材の降伏応力, b_f, t_f については図-2 参照。

材で挟み込むように装着しボルトで接合した。ボルトは 10.9 等級 M10 (保証荷重=48.1 kN) の高力六角ボルトを用いて、供試体の長さ方向に片側 29 本を 50mm 間隔で接合した。

3.3 実験装置

実験装置には、図-4に示す名城大学「高度制震実験・解析研究センター (ARCSEC)」の大型構造実験フレームを用いた。荷重フレームは梁と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荷重形式に対応できる。圧縮 1,000kN, 引張 500kN の荷重が可能なサーボアクチュエ

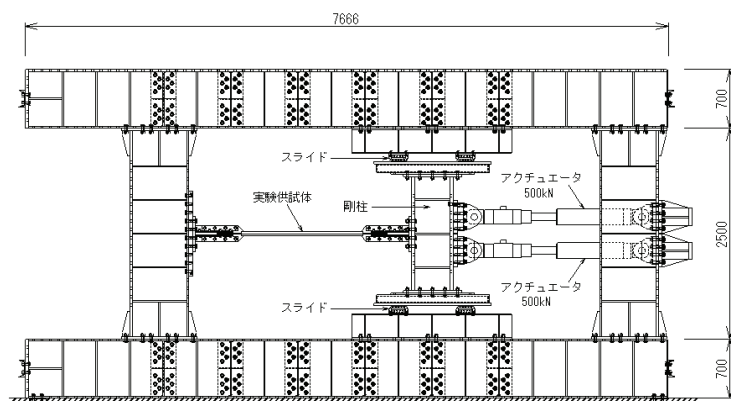


図-4 載荷装置

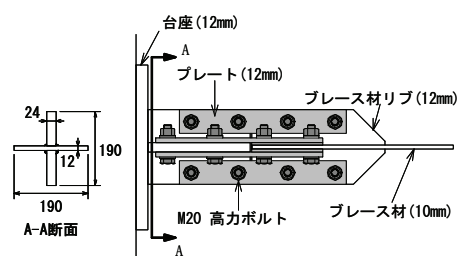


図-5 供試体端部構造

ータは、デジタル変位計と32 bit 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。

図-5に供試体両端部と台座との接合方法を示す。台座および供試体端部が降伏しないよう十分な強度を持たせると共に、剛に設計してある。供試体の軸方向に垂直に設置された剛柱は上下にスライドが設置されており、水平に可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 がブレース材の軸方向に与えられるようになっている。制御方法は供試体の軸方向変位 δ を供試体端部に設置した一对のダイヤルゲージで測定して行った。実験装置の全景を写真-1に示す。

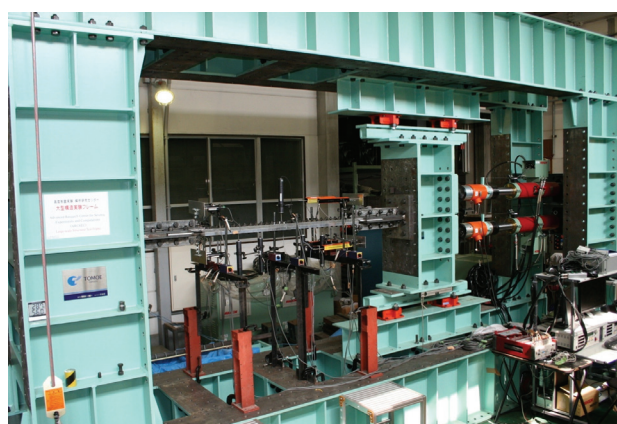


写真-1 実験装置の全景（名城大学 高度制震実験・解析研究センター ARCSEC）

3.4 載荷パターン

低サイクル疲労実験は、一定ひずみ振幅で4体、変動ひずみ振幅で1体行った（表-5 参照）。一定ひずみ振幅疲労実験では、表-5に示す4種類の異なるひずみ振幅で引張・

圧縮対称の両振り载荷を行った。本論文では、全ひずみ範囲は、図-6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（ $\Delta\varepsilon/2$ ）として用いる。

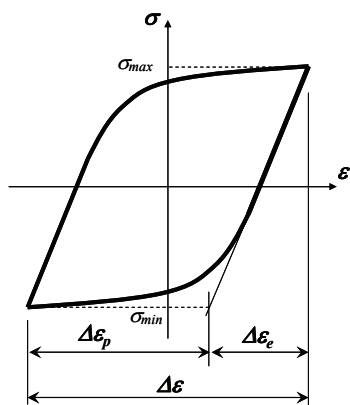


図-6 ひずみ範囲（ $\Delta\varepsilon$, $\Delta\varepsilon_p$, $\Delta\varepsilon_e$ ）の定義¹⁾

供試体 FE-1.0 では、引張・圧縮 $\pm 1\delta_y$ （ δ_y =ブレース材の降伏軸方向変位で1.91mm）の一定変位振幅载荷を2サイクル行った後、ブレース材平行部に ± 0.01 のひずみが生じる変位（13.8mm）で両振り一定ひずみ振幅载荷を行った（図-7 参照）。軸圧縮荷重 P がピーク荷重から10%低下した時点を通低サイクル疲労寿命とし、実験は、それまで繰り返した。同様に供試体 FE-2.0 はひずみ振幅 0.02, FE-3.0 は 0.03, FE-4.0 は 0.04 の両振り一

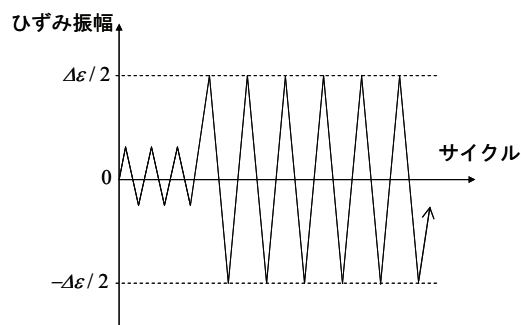


図-7 載荷パターン

表-5 実験内容と実験結果

供試体名	ひずみ振幅 ($\Delta\varepsilon/2$)	$\Delta\varepsilon$	$\Delta\varepsilon_e$	$\Delta\varepsilon_p$	N_f	n_i	CID	D	摘要
FE-1.0	0.01	0.02	0.003	0.017	111	—	3.62	1.00	定ひずみ 振幅実験
FE-2.0	0.02	0.04	0.004	0.036	29	—	1.99	1.01	
FE-3.0	0.03	0.06	0.005	0.055	14	—	1.42	1.07	
FE-4.0	0.04	0.08	0.006	0.074	7	—	0.96	0.94	
FE-R	0.015	0.03	0.004	0.026	—	5	2.04	1.40	変動ひずみ 振幅実験
	0.025	0.05	0.004	0.046	—	8			
	0.035	0.07	0.006	0.064	—	1			
	0.03	0.06	0.005	0.055	—	10			

Note : $\Delta\varepsilon$ =全ひずみ範囲 (図-6), $\Delta\varepsilon_e$ =弾性ひずみ範囲 (図-6), $\Delta\varepsilon_p$ =塑性ひずみ範囲 (図-6), 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 (式2 で $\gamma=1.0$ とする), D =累積疲労損傷度 (式13)

定ひずみ振幅载荷を行った。ここで、供試体名の数字は、ひずみ振幅の大きさ (%) を表す。なお、FE-3.0 のひずみ振幅は高機能 BRB の変形性能の限界値 (表-1) に一致し、FE-4.0 はそれを超えるひずみ振幅での実験である。

供試体 FE-R は、表-5 に示すように、ひずみ振幅 0.015, 0.025, 0.035, 0.03 で変動ひずみ振幅実験を行った。繰り返し回数 (n_i) は、それぞれの振幅に対して、5 回, 8 回, 1 回で、最終のひずみ振幅 (0.03) 载荷は、軸圧縮荷重 P がピーク荷重から 10% 低下した時点まで繰り返した。この実験は、後述の Miner の線形累積損傷の考え方の妥当性を検証するために行った実験である。

4. 実験結果

4.1 平均応力-ひずみ関係

図-8 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 をブレース材の平行部の長さ L で割った平均ひずみ ε [%] である。なお、全ての実験において、低サイクル破壊が生ずる前に BRB の全体座屈は生じなかった。

FE-1.0~FE-4.0 の一定ひずみ振幅実験では、最初のループを除いて繰り返しひずみ硬化の影響はほとんど

見られない。ひずみ振幅の大きい FE-3.0, FE-4.0 では圧縮ひずみの大きい部分で繰り返すごとに荷重が大きくなっている。これは、前論文^{26)~28)}で述べたように、ブレース材が面外方向に高次のモードで変形するため拘束材に接触し、摩擦力の発生により軸方向荷重が上昇するためである。FE-1.0 供試体の履歴曲線は、111 回目のループ途中の引張側で荷重が急激に低下し、ピーク荷重の 10% 以上荷重が低下したため実験を終了した。同様に FE-2.0 は 29 回目のループ、FE-3.0 は 14 回目のループ、FE-4.0 は 7 回目のループで実験を終了した。また、FE-R 供試体は、最終ひずみ振幅の 10 回目のループ途中で荷重がピーク荷重の 10% 以上低下したため実験を終了した。なお、この実験では、ひずみ振幅 0.035 で拘束材が端部リブに接触したため、1 回の繰り返しで終え、0.03 のひずみ振幅で終局状態まで繰り返した。

4.2 終局状態

写真-2 は一定ひずみ振幅载荷供試体 (FE-1.0~FE-4.0) の実験終了後のブレース材の損傷状態、および亀裂発生箇所を示したものである。ひずみ振幅の小さい FE-1.0, FE-2.0 は端部に溶接したリブ先端の溶接部から亀裂が入っており、この亀裂により耐力が低下したと考えられる。一方、ひずみ振幅の大きい FE-3.0, FE-4.0 は、それぞれブレース材中央部のずれ止め棒溶

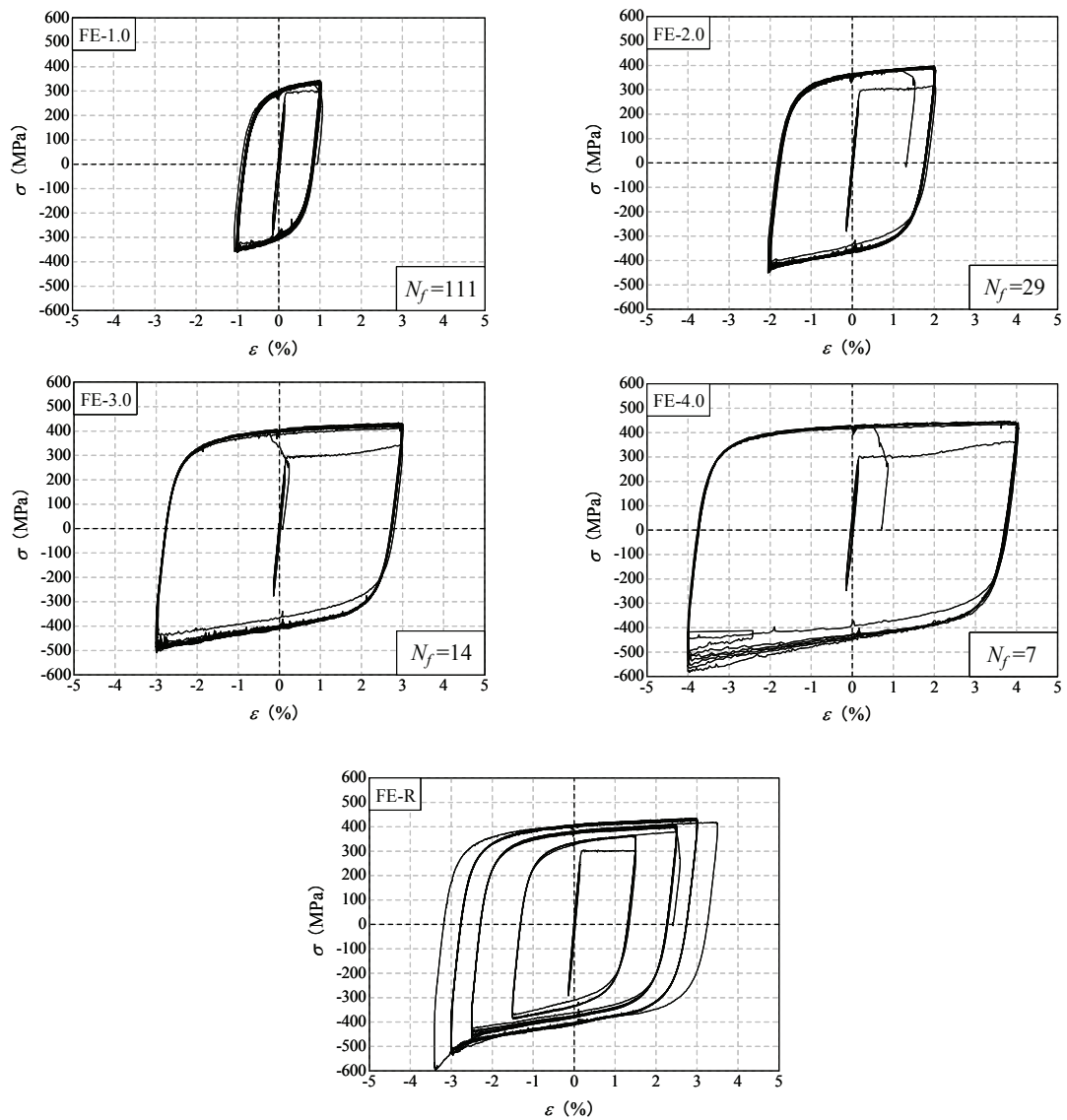


図-8 実験より得られた平均応力—ひずみ関係

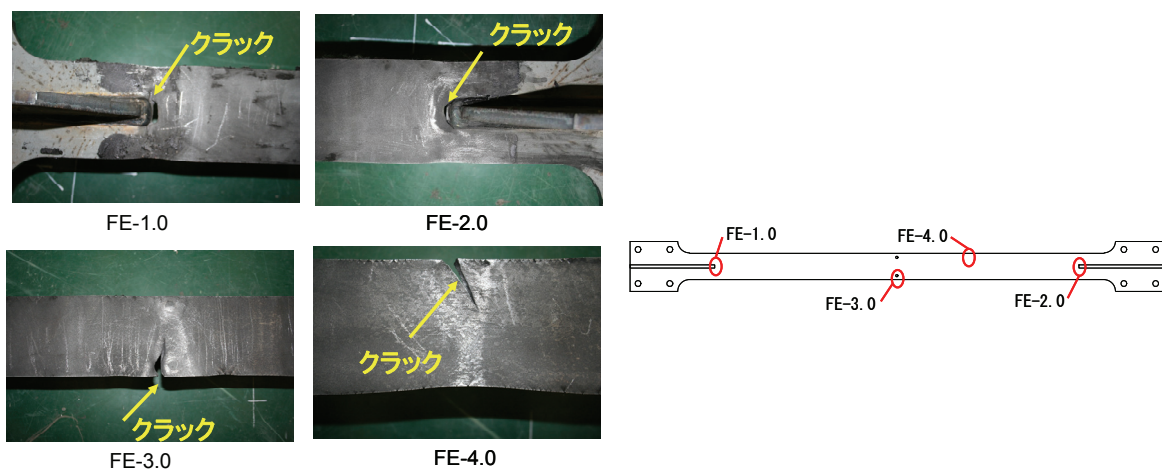


写真-2 ブレース材の損傷状態および亀裂発生位置（定ひずみ振幅実験供試体）

接部近辺および中央部よりやや可動端側（右側）で亀裂が入っており、これらの供試体もこの亀裂により耐力が低下したと考えられる。

ひずみ振幅の大きさと亀裂の発生箇所との相関は限られた実験結果だけでは定量的に考察出来ないが、ひずみ振幅が比較的小さい場合（FE-1.0, FE-2.0）は、ブレース材が拘束材内部の隙間でブレース材の面外方向に大きく変形することなくほぼ様なひずみで軸方向に変形したため、最も応力集中の大きかったリブの溶接止端部で亀裂が発生したものと思われる。一方、ひずみ振幅が大きい場合（FE-3.0, FE-4.0）は、ブレース材が拘束材内部の隙間で高次のモードで変形する^{26)~28)}ため、ブレース材が繰り返し曲げ引張りを受けて低サイクル疲労を起こしたものと思われる。特にブレース材は強軸回りの剛性が弱軸回りの剛性より格段に高いため、強軸回りの曲げによる引張りひずみ部に亀裂が発生している。このことから、前論文²⁶⁾で述べたように、ブレース材と拘束材の隙間量の内、面内隙間量 d_0 はブレース材の低サイクル疲労強度を上げるために、可能な限り小さな値に制限することが望ましいと思われる。

写真-3は変動ひずみ振幅載荷供試体FE-Rの損傷状態を示したものである。疲労亀裂は、ブレース材中央部の曲げ亀裂、ずれ止め棒溶接部近辺2カ所に生じ、両端部のリブ溶接止端部では見られなかった。これらは、大ひずみ振幅での実験供試体（FE-3.0, FE-4.0）と同じ理由によるものと思われる。

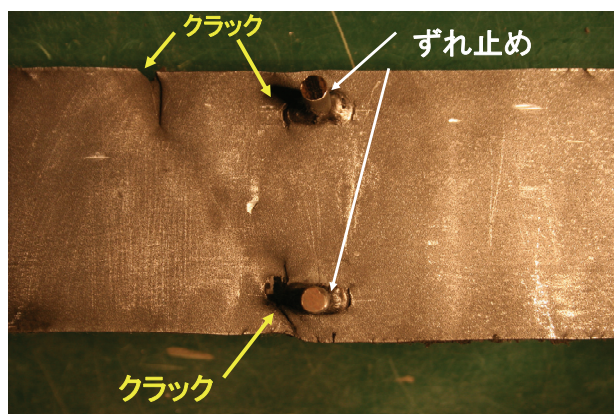


写真-3 変動ひずみ振幅載荷供試体FE-Rの損傷状態（ブレース材中央部）

4.3 ひずみ振幅－疲労寿命関係

実験結果はまとめて表-5に示してある。ここで、 $\Delta\epsilon$ は全ひずみ範囲の平均、 $\Delta\epsilon_e$ は弾性ひずみ範囲の平均、 $\Delta\epsilon_p$ は塑性ひずみ範囲の平均、 N_f はピーク荷重が10%低下した時点までの繰り返し回数（低サイクル疲労寿命）である。ひずみ範囲の定義は図-6に示してある。但し、ブレース材と拘束材の摩擦による圧縮側の荷重増分のため、弾性および塑性ひずみ範囲は、図-6に示す定義からは正確に求めることが出来ない。そこで、図-8から分かるように、定常状態で応力が零の点のひずみは摩擦力の影響を受けないので、零応力点に対応する正負のひずみの差の平均値から塑性ひずみ範囲をまず求め、全ひずみ範囲と塑性ひずみ範囲の差から弾性ひずみ範囲を算定した。 N_f の算定は、最初の載荷部分を1/4サイクル、低サイクル疲労が生じたループについては、最大引張りひずみ点を起点として測ったひずみ量を元に算定し、小数点以下の端数は四捨五入した。

表-5には、安全係数 γ を1.0としたときの式(2)で表される累積塑性変形（ひずみ） CID の値も載せてあるが、全ての供試体について、表-1の高機能BRBの目標性能 $CID)_{lim}=0.7$ を大幅に越えていることが分かる。特にひずみ振幅の小さい場合は差が大きい。このことから、高機能BRBは低サイクル疲労に対して十分安全であることが分かる。

5. BRBの低サイクル疲労特性

5.1 BRBの低サイクル疲労寿命曲線

多くの材料について低サイクル疲労寿命 N_f は、一定塑性ひずみの範囲 $\Delta\epsilon_p$ に支配されており、次式のManson-Coffin則が成り立つとされている¹⁾。

$$\Delta\epsilon_p \cdot (N_f)^{k_p} = C_p \quad (3)$$

ここで C_p 、 k_p は材料定数である。寿命 N_f と一定弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_e$ との間にも式(3)と同様な関係が成り立つことが次式のBasquin則として知られている¹⁾。

$$\Delta\epsilon_e \cdot (N_f)^{k_e} = C_e \quad (4)$$

ここで C_e 、 k_e は材料定数である。全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ は塑性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_p$ と弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_e$ の和として

次式で表される。

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_p + \Delta\varepsilon_e \quad (5)$$

式 (3) ～ (5) は、本来、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これらの式が適用出来るものとし、本疲労実験で得られた表-5 の $\Delta\varepsilon_p$ 、 $\Delta\varepsilon_e$ と N_f の関係から材料定数 C_p 、 C_e と k_p 、 k_e を最小二乗法により求めると $C_p=0.203$ 、 $C_e=0.00988$ 、 $k_p=0.511$ 、 $k_e=0.259$ となり式 (3) ～ (5) は以下のようになる。

$$\Delta\varepsilon_p = 0.203 \cdot N_f^{-0.511} \quad (6)$$

$$\Delta\varepsilon_e = 0.00988 \cdot N_f^{-0.259} \quad (7)$$

$$\Delta\varepsilon = 0.203 \cdot N_f^{-0.511} + 0.00988 \cdot N_f^{-0.259} \quad (8)$$

図-9 は縦軸にひずみ範囲 ($\Delta\varepsilon_p$, $\Delta\varepsilon_e$, $\Delta\varepsilon$) と、横軸に低サイクル疲労寿命 N_f を両対数グラフにプロットし、求めた式 (6) ～ (8) および実験結果を図示したものである。

以上は塑性ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_p$ と弾性ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_e$ を個別に求める必要があるが、実際に計測されるのは全ひずみであるので、実用上は塑性ひずみと弾性ひずみに基づく疲労寿命の算定よりも、全ひずみのみを用いた算定式の方が便利である。さらに、式 (8) は低サイクル疲労寿命 N_f について解くことが簡単ではないため、次節の Miner 則を用いて疲労損傷度を簡単に表現することが難しい。そこで、式 (8) を見ると右辺の第 2 項 (弾性ひずみ) が第 1 項 (塑性ひずみ) に比べ非常に小さい値となることが分かる。そのため式 (4) の $\Delta\varepsilon_e$ を無視すると、式 (5) は次式に書き換えられる。

$$\Delta\varepsilon \cdot (N_f)^k = \bar{C} \quad (9)$$

ここで、 $\bar{C}$ 、 k は材料定数である。上式を用いて本疲労実験で得られた表-5 の $\Delta\varepsilon$ と N_f の関係から定数 $\bar{C}$ と k を最小二乗法により改めて求め直すと $\bar{C}=0.223$ 、 $k=0.513$ となり、式 (9) は以下のようになる。

$$\Delta\varepsilon = 0.223 N_f^{-0.513} \quad (10)$$

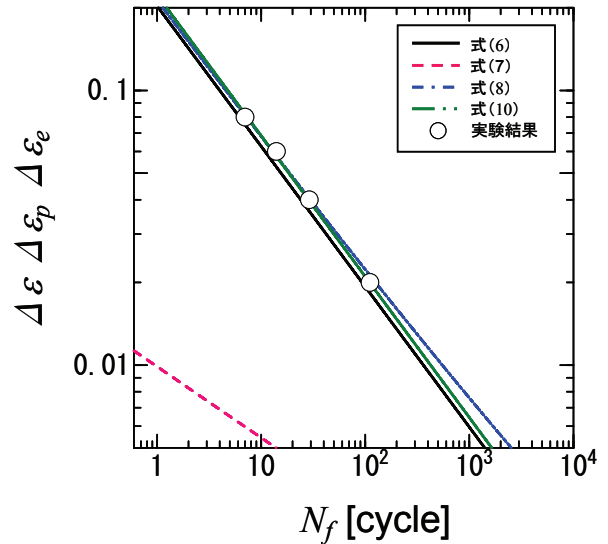


図-9 低サイクル疲労寿命曲線

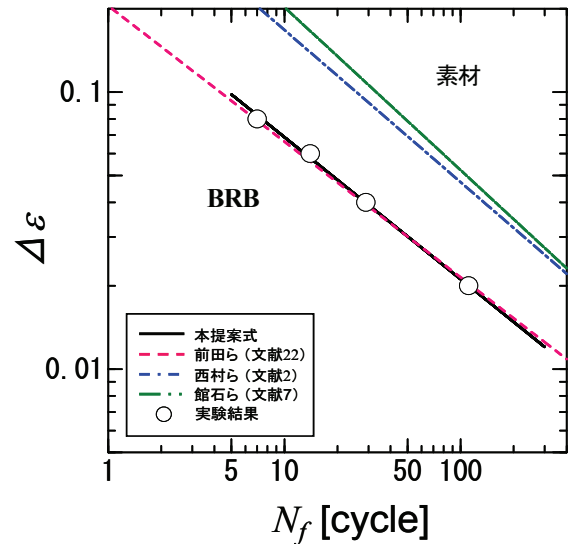


図-10 低サイクル疲労寿命曲線の比較

図-9 には式 (10) もプロットしてあるが、繰返し回数が 10^3 回以下の領域では、式 (8) と式 (10) はほぼ一致することがわかる。よって式 (10) を本 BRB の低サイクル疲労寿命式として提案する。

図-10 は式 (10)、前田ら²²⁾が行ったモルタル充填の BRB (材質は、SN400B, LYP100, LYP225) の低サイクル疲労寿命曲線、西村・三木²⁾が構造用鋼材 (SS400, SM490, SM570) に対して行った素材実験での低サイクル疲労寿命曲線、館石ら^{5~7)}が行った素材実験 (材質は、SM490A) での低サイクル疲労寿命曲線を比較したものである。各提案におけるパラメータ値は表-6 に

表-6 低サイクル疲労寿命式におけるパラメータ値

文献	k (式 9)	$\bar{C}$ (式 9)	$m = 1/k$ (式 11)	$C = \bar{C}^{-m}$ (式 11)	摘要
本論文	0.513	0.223	1.95	18.5	BRB
前田ら (文献 22)	0.490	0.204	2.04	25.4	
西村ら (文献 2)	0.551	0.594	1.82	2.58	素材
館石ら (文献 7)	0.587	0.764	1.70	1.51	

Note: 西村ら²⁾のパラメータ値は、3種類の鋼材に対する値の平均値。

まとめている。但し、縦軸のひずみ範囲は、BRB に対しては平均ひずみ、素材に対しては局部的なひずみである。本論文での BRB の低サイクル疲労寿命曲線 (式 10) は前田らがモルタル充填の BRB に対して求めた疲労曲線とほとんど一致することが分かる。また、BRB の低サイクル疲労寿命は素材の疲労寿命に比べ大幅に低下し、西村・三木の素材実験結果と比較すると約 1/7 程度である。これは、4.2 終局状態 で述べたように、ブレース材にはリブ溶接部、ずれ止め溶接部、および面内・面外の曲げ変形部が存在するために、それらが低サイクル疲労強度を低下させたものと考えられる。溶接部については止端部の仕上げ、曲げ変形については隙間量を可能な限り小さくすることにより低サイクル疲労強度をさらに改善出来ると思われるが、これらは今後の研究課題である。

5.2 Miner の線形累積損傷式

Miner 則¹⁾は 5.1 節で述べた 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 (9) を用いると次式で表すことができる。

$$D = \sum_{i=1}^{nc} \frac{1}{N_f} = C \cdot \sum_{i=1}^{nc} (\Delta\varepsilon_i)^m \quad (11)$$

ここで、 $m = 1/k$ 、 $C = \bar{C}^{-m}$ である。式 (11) 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

表-7 高機能 BRB 実験供試体²⁶⁾の累積疲労損傷度値

供試体名	最大軸ひずみ [%]	累積塑性ひずみ CID [%]	D
(B3)W30-d1-1A	>3.08	>81	0.520
(B4)W40-d1-4	>3.07	>74	0.395
(B5)W40-d1-6	>3.06	>73	0.378

Note: D =累積疲労損傷度 (式 13)

のように行われる。

$$\gamma \cdot D < 1.0 \text{ であれば安全。} \quad (12)$$

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¹⁾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 (11) に、 $m = 1/k = 1.95$ 、 $C = \bar{C}^{-m} = 18.5$ を代入すると次式となる。

$$D = 18.5 \sum_{i=1}^{nc} (\Delta\varepsilon_i)^{1.95} \quad (13)$$

式 (13) を用いて算定した累積疲労損傷度 D 値を一定ひずみ振幅実験 FE-1～FE-4 および変動ひずみ振幅実験 FE-R について表-5 に示す。この表から分かるように、一定ひずみ振幅実験では、高機能 BRB の変形性能の限界値を超えて載荷した FE-4 のみ多少危険側にあるが、他は安全側にある。また、1 例だけではあるが、変動ひずみ振幅に対して、安全側の近似になっていることが分かる。

表-7 は、文献 26) で行った高機能 BRB の両振の変動ひずみ載荷実験の結果を用い、式 (13) の累積疲労損傷度 D をレインフロー法¹⁾を用いて算出した結果である。最大軸ひずみは、供試体に与えたひずみ振幅の最大値、累積塑性ひずみ CID は最大軸ひずみ載荷終了までの累積塑性ひずみ (式 2 で $\gamma = 1.0$ と置いた値) で

あり、これらの値は表-1 の高機能 BRB に対する目標性能を上回っている。全ての供試体は目標性能達成時には低サイクル疲労破壊していなかったため、 $D < 1.0$ であることは理解出来る。この結果は、表-5 の本実験結果と整合性がとれており、先述のように、高機能 BRB は低サイクル疲労破壊に対して十分安全であることが式 (12), (13) から実証出来た。

6. BRB の低サイクル疲労照査法の検討

6.1 鋼・合成構造標準示方書の照査法の検討

2章で述べたように、土木学会「鋼・合成構造標準示方書 〔耐震設計編〕(2008)」²⁴⁾では、BRB の低サイクル疲労照査は式 (2) を用いて行われている。この照査法を式 (11), (12) の照査法と比較することにより現行の照査法の妥当性を検討する。

現行の BRB の低サイクル疲労照査法²⁴⁾では、以下の仮定を設けている。

- 1) 累積疲労損傷度 D の計算では $m=1.0$ とおく。
 - 2) 許容損傷度 D_a (< 1.0) を導入し、 $D < 1.0$ の代わりに $D \leq D_a$ で低サイクル疲労照査をする。
 - 3) 平均ひずみを用い、弾性ひずみ成分を無視する。
- 従って、式 (11) より、

$$\begin{aligned} \gamma \cdot D &= \gamma \cdot C \cdot \sum_{i=1}^{nc} |\Delta \varepsilon_i| \cong \gamma \cdot C \cdot \sum_{i=1}^{nc} |\Delta \varepsilon_{pi}| \\ &= \gamma \cdot C \cdot \sum_{i=1}^n |\varepsilon_{pi}| / 2 \leq D_a \end{aligned} \quad (14)$$

すなわち、

$$CID \equiv \gamma \cdot \sum_{i=1}^n |\varepsilon_{pi}| \leq 2D_a / C \equiv (CID)_{lim} \quad (15)$$

ここで、 n は、前述のように引張・圧縮塑性ひずみの生起回数で、例えば、図-6 に示すような一定ひずみ振幅の履歴が 10 回繰り返されたとき（即ち、 $nc=10$ のとき）、 $n=20$ である。

式 (15) による照査法は、式 (12) に基づく照査法に比べ 2 重に安全側になっている。すなわち、

- ① $m=1.0$ と置いたことにより、損傷に寄与するのは大きなひずみ振幅であるという実験的事実を無視している。
- ② 累積疲労損傷度が 1.0 より小さい許容損傷度を限

界値として照査を行っている。

実際の設計では、地震応答解析によって得られた CID の上限値を目標性能とし、それ以上の性能を保有する BRB を設置することになる。

6.2 新しい低サイクル疲労照査法の提案

上述のように、現行の照査法は 2 重に安全になっている。そこで、本研究で得られた知見を基に修正を試みる。本論文での提案（式 13）は $m=1.95$ 、前田らの提案は $m=2.04$ であることを勘案して、 $m=1.0$ の代わりに $m \cong 2.0$ として全ひずみの 2 乗和を用いて照査を行う方法を提案する。すなわち、式 (2) の代わりに次式を用いる。

$$CID^{(2)} \equiv \gamma \cdot \sum_{i=1}^n (\varepsilon_i)^2 \leq (CID^{(2)})_{lim} \quad (16)$$

ここで、 $(CID^{(2)})_{lim}$ は、全ひずみの 2 乗和を用いて評価した $CID^{(2)}$ の限界値である。実用的には、地震応答解析によって得られた、BRB に発生する応答ひずみの 2 乗和の最大値を設計における目標性能とし、それ以上の性能を保有する BRB を設置することになる。提案照査式は式 (12), (13) による照査より安全になり、また現行の性能設計におけるフォーマット²⁴⁾と同じ形式となる利点があるが、今後より広範囲の実験によりこの照査法の妥当性を検証する必要がある。

7. 結言

SM400A 鋼材よりなる座屈拘束ブレース (BRB) 5 体の一定ひずみ振幅および変動変位振幅での低サイクル疲労実験を行った。実験は、全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon = 0.02, 0.04, 0.06, 0.08$ での一定ひずみ・両振り実験、および $\Delta \varepsilon = 0.03 \sim 0.07$ の変動ひずみ・両振り実験よりなる。対象とする BRB は著者らが過去に変形性能実験に用いた BRB の内、全体座屈が生じない、いわゆる高機能 BRB^{26),27),29)}であり、得られた結果もこの種の BRB に限定される。全ての溶接部は、止端部仕上げなど行っていない、as-weld の状態で実験を行った。

一定ひずみ振幅実験結果を元に、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

関係式を求めた(式10)．ひずみ振幅は低サイクル疲労亀裂発生位置の局所的なひずみ振幅ではなく，平均ひずみ(ブレース材の軸方向変位をブレース材長さで除した量)であり，低サイクル疲労寿命は，荷重がピーク荷重から10%低下した点から算定した．従って，式(10)は個々の亀裂発生位置の低サイクル疲労寿命を予測する式ではなく，構造全体の低サイクル疲労寿命をマクロ的に評価する実用的な予測式である．

最後に，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(式13)をMinerの線形累積損傷の考え方を適用して求め，現行の低サイクル疲労照査法の妥当性を検討すると共に，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のようになる．

- 1) ひずみ範囲の小さい供試体(FE-1.0, FE-2.0で， $\Delta\varepsilon = 0.02, 0.04$)は端部に溶接したリブ先端の溶接部から亀裂が入って破断した．これは，ブレース材がほぼ一様なひずみで軸方向に変形したため，最も応力集中の大きかったリブの溶接止端部で亀裂が発生したと思われる(写真-2)．
- 2) ひずみ範囲の大きい供試体(FE-3.0, FE-4.0で， $\Delta\varepsilon = 0.06, 0.08$)は，ブレース材中央部のずれ止め棒の溶接部近辺および中央部よりやや可動端側(右側)で亀裂が生じた(写真-2)．これは，ブレース材が拘束材内部の隙間で高次のモードで変形するため，ブレース材が繰り返し曲げ引張りを受けて低サイクル疲労を起こしたと思われる．
- 3) 変動ひずみ実験供試体(FE-R)では，亀裂はブレース材中央部の曲げ亀裂，ずれ止め棒溶接部近辺2カ所に生じ，両端部のリブ溶接止端部では見られなかった(写真-3)．これは，ひずみ範囲の大きい供試体(FE-3.0, FE-4.0)と同様な理由によるものと思われる．
- 4) 面内隙間量(d_0)が大きいと，ブレース材は拘束材内部で蛇行変形する²⁶⁾ため，大ひずみ振幅の場合には低サイクル疲労強度に影響を及ぼす可能性がある．従って，面内隙間量は可能な限り小さくし，ブレース材の面内変形を拘束するのが望ましいと考えられる．

- 5) 弾性ひずみ範囲を無視し，塑性ひずみ範囲を全ひずみ範囲に置き換えたManson-Coffin則による提案低サイクル疲労寿命推定式(10)によって，実験に用いたひずみ範囲での本BRBの低サイクル寿命を精度良く推定出来る(図-9)．
- 6) 提案低サイクル疲労寿命推定式は前田らのモルタル充填BRBに対する既存の式²²⁾とよく一致する(図-10)．
- 7) BRBの低サイクル疲労寿命は素材の疲労寿命のほぼ1/7程度である．
- 8) 提案低サイクル疲労寿命推定式にMinerの線形累積損傷の考え方を適用して求めた式(13)を変動ひずみ範囲実験結果に適用したところ，安全側の結果を与えることが分かった．(表-5)
- 9) 高機能制震ダンパーの目標性能(表-1)を満足するBRBは，リブやずれ止めの溶接部の仕上げを施さなくても，低サイクル疲労破壊に対して十分安全であることが実証出来た．
- 10) 土木学会「鋼・合成構造標準示方書 [耐震設計編](2008)」²⁴⁾に採択されているBRBの低サイクル疲労照査法は2重に安全側になっていることを指摘し，それに代わる，ひずみの2乗和に基づく新しい照査法を提案した(式(16))．

本実験は供試体の数が限られ，载荷パターンも限定されている．今後は，地震動を模擬した多様な载荷条件での実験，および溶接止端部の仕上げを施す，あるいはブレース材と拘束材の隙間量を変化させた供試体の実験などを継続し，本研究結果を補完して行く予定である．

謝辞

本論文を通読し，誤り等の有益なご指摘を頂きました判治 剛氏(東京工業大学 都市地震工学センター グローバルCOE研究員)，およびレインフロー法のプログラムを提供頂きました本学の小塩達也助教に感謝致します．

本研究は，文部科学省の科学研究費(基盤研究(B)，研究代表者 宇佐美 勉)，および平成19年度文部科学省私学助成ハイテクリサーチセンター整備事業で名

城大学に設置された「高度制震実験・解析研究センター（ARCSEC, <http://www.arcsec-meijo.jp/index.aspx>）（センター代表者 宇佐美 勉）の研究課題の一つである「高機能制震ダンパーの開発」の一環として行われたものである。

APPENDIX BRB の全体座屈防止条件

文献 26) によれば BRB の全体座屈防止条件は次式で与えられる。

$$\nu_F \geq 3.0 \quad (\text{A.1})$$

ここに、

$$\nu_F = \frac{1}{\frac{P_y}{P_E^R} + \left(\frac{P_y L}{M_y^R} \right) \cdot \frac{a+d+e}{L}} \quad (\text{A.2})$$

nominal

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 = プ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 = 軸圧縮力である。式 (A.2) 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。

参考文献

- 1) 日本材料学会：疲労設計便覧，養賢堂，2005.
- 2) 西村俊夫，三木千壽：構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性，土木学会論文報告集，第 279 号，pp.29-44，1978.
- 3) 土木学会：阪神淡路大震災における鋼構造物の震災の実態と分析，鋼構造委員会，1999.3.
- 4) 渡邊英一，前川義男，杉浦邦征，北根安雄：阪神・淡路大震災特集（第 4 回）－鋼橋の被害と耐震性，土木学会誌，Vol.80，No.7，pp.54-62，1995.
- 5) 館石和雄，判治 剛：画像計測を用いた試験システムによる突き合わせ溶接継ぎ手の低サイクル疲労強度の検討，土木学会論文集，No.752/I-66，pp.277-287，2004.1.
- 6) 館石和雄，判治 剛，南 邦明：極低サイクル疲労領域における変動振幅ひずみ下の低サイクル疲労寿命予測モデル，土木学会論文集，No.773/I-69，pp.149-158，2004.10.

- 7) 館石和雄，判治 剛，鬼頭和也，南 邦明：溶接部を対象とした極低サイクル疲労強度予測モデル，構造工学論文集，Vol.51A，pp.1275-1281，2005.3.
- 8) 佐々木栄一，荒川泰二，三木千壽：リブ溶接止端部に発生する低サイクル疲労亀裂とそれを起点とする脆性破壊の発生可能性，構造工学論文集，Vol.48A，pp.1107-1112，2002.3.
- 9) Tateishi, K., Hanji, T. and Chen, T.: Low cycle fatigue assessment for welded joints based on local strain approach, International Institute of Welding, XIII-2160-07, 2007
- 10) 坂野昌弘，三上市蔵，村山弘，三住泰久：鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊実験，鋼構造論文集，Vol.2，No.8，pp.73-82，1995.
- 11) 坂野昌弘，岸上信彦，小野剛史，森川友記，三上市蔵：三角リブ付き鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労挙動，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1281-1288，1998.3.
- 12) 陵城成樹，足立幸郎，猪瀬幸太郎，杉浦邦征，渡邊英一：鋼製橋脚基部の地震時低サイクル疲労挙動に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.48A，pp.649-655，2002.3.
- 13) Tateishi, K., Chen, T. and Hanji, T.: Extremely Low Cycle Fatigue Assessment Method for Un-stiffened Cantilever Steel Columns, Doboku Gakkai Ronbunshuu A, Vol.53, No.2, pp.288-296, 2008.4
- 14) 葛 漢彬，藤江 渉：はり要素を用いた解析による鋼製橋脚の延性き裂照査法，第 12 回 地震時保有耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム，pp.243-250，2009.2.
- 15) 葛 漢彬，津村康裕：鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究，構造工学論文集，Vol.55A，pp.605-616，2009.3.
- 16) 葛 漢彬，藤江 渉，田島 僚：鋼構造物の延性き裂発生の評価法の実験データによる検証，構造工学論文集，Vol.55A，pp.617-628，2009.3.
- 17) 三木千壽，四十沢利康，穴見健吾：鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊，土木学会論文集，No.591/I-43，pp.273-281，1988.
- 18) 坂野昌弘，三上市蔵，鷹羽新二：鋼製橋脚隅角部

- の低サイクル疲労挙動，土木学会論文集，No.563/I-39, 1997.4.
- 19) 坂野昌弘，岸上信彦，小野剛史，三上市蔵：鋼製ラーメン橋脚柱梁接合部の超低サイクル疲労破壊挙動，鋼構造論文集，Vol.4, No.16, pp.17-26, 1997.
 - 20) 前田泰史，中田安洋，岩田 衛，和田 章：軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究，日本建築学会構造系会論文集，第 503 号，pp.109-115, 1998.1.
 - 21) 長谷川久巳，竹内 徹，岩田 衛，山田 哲，秋山宏：アンボンドブレースの動的性能に関する実験的研究，日本建築学会技術報告集，第 9 号，pp. 103-106, 1999.12.
 - 22) 前田泰史，中村博志，竹内 徹，中田安洋，岩田 衛，和田 章：実大アンボンドブレースの疲労性能（その 1：実験計画と結果概要），（その 2：実験結果），日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），第 503 号，pp.813-814, pp.815-816, C-1, 構造Ⅲ, 1999.9.
 - 23) 小池洋平，谷中聡久，宇佐美勉，葛 漢彬，尾下里治，佐合 大，鵜野禎史：高機能補剛せん断パネル型ダンパーの開発に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.54A, pp.372-381, 2008.3.
 - 24) 土木学会：鋼・合成構造標準示方書〔耐震設計編〕，鋼構造委員会，丸善，2008.1.
 - 25) 宇佐美勉：高機能制震ダンパーの開発研究（特別講演），第10回地震時保有耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集，土木学会，pp.11-22, 2007.2.
 - 26) 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，土木学会 Vol.55A, pp.719-729, 2009.3
 - 27) 宇佐美勉，加藤基規，葛西 昭：制震ダンパーとしての座屈拘束ブレースの要求性能，構造工学論文集，Vol.50A, pp.527-538, 2004.3
 - 28) 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，2006.8.
 - 29) 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，土木学会，Vol.52A, pp.37-48, 2006.3.

(2009 年 9 月 24 日受付)