【カテゴリーII】

# 変動歪振幅下における座屈拘束ブレースの累積塑性変形性能予測 ESTIMATION OF CUMULATIVE PLASTIC DEFORMATION CAPACITY FOR BUCKLING-RESTRAINED BRACES UNDER RANDOM STRAIN AMPLITUDES

# 竹内 徽<sup>\*1</sup>,井田茉利<sup>\*2</sup>,山田 哲<sup>\*3</sup>,鈴木一弁<sup>\*4</sup> Toru TAKEUCHI, Mari IDA, Satoshi YAMADA and Kazuaki SUZUKI

Cumulative deformation capacity is one of the most important benchmark for the performances of elasto-plastic dampers within vibration-controlled buildings built in seismic area, because this value is considered to be related deeply to the cumulative energy dissipation capacity and validity life of the dampers. However, estimating this value under random vibration is not easy because they are affected by loading histories. In this paper, relationship between cumulative deformation capacities and loading histories of buckling restrained braces, which are representative elasto-plastic dampers, are analyzed through datas of the past various experiments, and simple prediction methods are proposed.

Keywords: Elasto-plastic Damper, Buckling-Restrained Brace, Cumulative Deformation, Random Amplitude 弾塑性ダンパー,座屈拘束ブレース,累積変形,変動振幅

# 1. 序

損傷制御構造に使用される鋼材ダンパー等の弾塑性エネル ギー吸収部材は、建物全体に入力された地震時のエネルギーを一 手に消費するため、その最大塑性率および累積塑性変形率は通常 の弾塑性設計された梁柱部材に比べて過大な値に達する場合が多 い。このため、極めて稀に生ずる地震または稀に生ずる地震を数 回にわたり受けた場合、最大変形量が許容範囲内にあっても、累 積変形能力が限界に達し、ダンパーが破断を起こす可能性がある<sup>1)</sup>。 故にこれらの弾塑性ダンパーを実用化するに当たっては、各種の 弾塑性繰返し実験が行われ、その累積変形限界が調査されてき た。代表的なブレース型弾塑性ダンパーとして多用される、モル タル充填鋼管を用いた座屈拘束ブレースに関しては、1988年の実 用化以来、芯材を構成する鋼素材の定振幅疲労実験<sup>2)3)</sup>、部分部材 の定振幅疲労実験4)、実大実部材の定振幅疲労実験5)、実大実部 材の振動台実験<sup>8)</sup>、フレーム付き実大実部材の振動台実験<sup>7)8)</sup>、大 歪漸増載荷実験<sup>9)</sup>など、様々な実験および分析が行われ、芯材が 破断に至るまでの条件が整理されてきた。例えば定振幅変位加力 下では、ダンパーの繰返し数は鋼素材の Manson-Coffin 則<sup>10)-12)</sup>が応 用できることが指摘され、各種の疲労曲線が提案されている4)5)。

しかし、現実の建物でダンパーに入力される変位履歴は定振幅で はなくランダム振幅であり、このような履歴に対し累積変形性能 を予測する手法は限定されている。例えば中込ら<sup>13)</sup>は、Miner 則<sup>14)</sup> を応用することによる、ランダム振幅下の鋼素材の累積変形性能 の評価精度を詳細に調査しているが、計算の手間がかかる割に必 ずしも良い精度が得られない事を示している。一方、大歪漸増載 荷を行った制振ブレース付き架構では、定振幅載荷に比べはるか に少ない累積変形量で破断していること<sup>8)</sup>等から、累積変形性能 は載荷履歴に大きく依存し、定振幅実験による性能を準用するこ とは危険側になる可能性も予想される。

そこで本論文では過去に行われた多種の実験よりダンパー部 の載荷履歴を抜き出し、これらを加藤・秋山ら<sup>15)</sup>の提案した骨格 部とバウシンガー部に分解することによって、累積塑性変形性能 と載荷履歴との関係を分析する。またこれらの関係を定式化する ことによって、載荷履歴に拠らず適用できる簡易な累積塑性変形 性能予測法の誘導を試みる。加えて、同様の手法を破断に至るま でのエネルギー吸収性能という観点から整理し、等価な累積エネ ルギー相当歪を予測する手法も提案する。

*1 東京工業大学建築学専攻 助教授・博士(工学)	Assoc. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology,
*2 東京工業大学建築学専攻 大学院生 *3 東京工業大学建築物理研究センター 助教授・博士(工学)	Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology Assoc. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Tochnology For

\*4 新日本製鐵㈱ マネージャー・工修

Manager, Building Construction Div., Nippon Steel Corporation, M. Eng.



# 2. 分析に使用する既往の研究

本研究では、塑性化領域を限定しモルタル充填鋼管により補剛 した座屈拘束ブレースを評価対象とする。分析を行う既往の研究 は文献5)~9)で報告されている実験研究であり、その実験形式 を図1に示す。なお以後、文献5)を定振幅疲労実験、文献6)を部 材振動台実験、文献 7)8) を架構振動台実験、文献 9) をトラス実験 と表記する。全て芯材 470~1610mm の実大試験体を用いて行い、 定振幅疲労実験は部材の静的定変位振幅載荷実験、部材振動台実 験は部材の動的変動振幅載荷実験である。架構振動台実験では架 構の動的変動振幅載荷実験及び比較実験として部材の準静的変動 振幅載荷実験も併せて行い、速度依存の影響等の評価も行ってい る。トラス実験では架構の静的漸増振幅載荷実験及び片振り載荷 実験を行い、大歪履歴下の検証を行っている。これらの様々な載 荷履歴、実験形式で行われた実験結果よりブレースが破断に至っ たものを抜き出し、その累積変形性能を履歴挙動と関係付けて評 価をする。但し、最大塑性率が1.25以下でほぼ弾性範囲における 疲労破断と見なせるものは評価対象から外している。破断に至っ た座屈拘束ブレースの基本性能及び制御歪振幅を表1に示す。架 構振動台実験の内、準静的載荷を行った部材実験については試験 体名に頭文字 M を付加して表記する。

#### 3. 破断に至るまでの累積歪

各々の実験で得られたブレースの荷重 - 変形関係より、公称応 力度 - 公称歪度( $_{n}\sigma - _{n}s$ )関係を求める。ここで、公称応力度は軸 力を芯材断面積で除した値、公称歪度はブレース接合部間の軸変 形を芯材長さで除した値と定義する。この処理は後に述べる様 に、座屈拘束ブレース芯材における塑性歪の分布が芯材内でほぼ 一定であるという前提に拠っている。更に、 $_{n}\sigma - _{n}s$ 関係を体積一 定( $\nu = 0.5$ )の仮定のもと式(1)(2)により真応力度 - 真歪度( $_{i}\sigma - _{i}s$ ) 関係に置換して評価を行う。

$${}_{t}\sigma = (1 + {}_{n}\varepsilon)_{n}\sigma \tag{1}$$

$$\varepsilon = \ln(1 + {}_{n}\varepsilon) \tag{2}$$

終局限界は芯材破断による耐力低下が始まった時点とし、歪変位 の絶対値の累積値を累積歪とする。各実験、各試験体ごとに算出 し比較した累積歪の値を図2に示す。この図より、破断に至るま での累積歪は各々の試験体で異なり、大きなばらつきが見られ る。歪履歴を変えて行った定振幅疲労実験では試験体ごとの差が 大きく、トラス実験の様な大歪振幅下では85%~120%と極めて 少ない結果となり、累積歪は載荷履歴への依存度が高いことがわ かる。現実にブレースへ入力される地震応答履歴は定振幅でも漸 増振幅でもないランダム変動振幅となり、その累積変形能力を予 測する為には載荷履歴との関係を明らかにする必要がある。そこ で、本研究では変動振幅下の累積変形性能を評価する方法として 多用されている Miner 則での評価を始めに行う。

# 4. Miner 則による評価

歪制御にて行われる弾塑性疲労実験において、その結果は $\varepsilon - N_f$ 線図( $\varepsilon$ : 歪、 $N_f$ : 破断繰り返し数)として関数的に表せることが知られている。ある歪振幅 $\varepsilon_i$ に対する破断繰り返し数を $N_{fi}$ とした場合、その1サイクルでは $1/N_fi$ の疲労損傷を被るとし、その疲労損傷和 D が 1 となる時点で破断が生じるとする。本節ではこの考えを用い、変動歪振幅下の疲労寿命を推定する。本来、Miner 則<sup>14</sup>)は変動応力下の弾性疲労限界を得るために応力振幅 - 破断繰り返し回数( $\sigma - N_f$ )関係より個別の振幅における損傷度を推定するものであるが、ここでは同手法を塑性領域の $\varepsilon - N_f$ 関係に適用し、次式で評価を行う。

$$D = \sum_{i=1}^{n} n_i / N_{fi} = 1$$
(3)
  
 $n_i : 歪振幅 \varepsilon_i の繰り返し数$ 
  
 $N_{fi} : 歪振幅 \varepsilon_i の破断繰り返し数$ 

一方、定歪振幅下の鋼材においては制御した全歪範囲を  $\Delta \varepsilon_t$ 、弾性歪範囲を  $\Delta \varepsilon_e$ 、塑性歪範囲を  $\Delta \varepsilon_e$ 、塑性歪範囲を  $\Delta \varepsilon_e$ とすると(図3)以下の式が成り 立つことが Manson<sup>10</sup>と Coffin<sup>12</sup>)により提唱されている。

$$\Delta \mathcal{E}_e = C_1 \cdot N_f^{\ ml} \tag{4}$$

$$\Delta \mathcal{E}_p = C_2 \cdot N_f^{m2} \tag{5}$$

$$\Delta \mathcal{E}_t = C_1 \cdot N_f^{m1} + C_2 \cdot N_f^{m2} \tag{6}$$

既往の研究4)5)16)は実部材の芯材長さを持つ座屈拘束ブレースにつ いても、同様の評価が可能であることを示している。一般的に、 座屈拘束条件が十分で鋼素材が降伏後も正の剛性を維持していれ ば、芯材内での塑性歪はほぼ芯材全長に渡り平均化され、ブレー ス変形を芯材全長で除した等価歪でも鋼素材と同様に Manson-Coffin 則式が成り立つと考えられる。文献 5) では芯材形状が異な る試験体でも等価歪 - N,関係はほぼ同一の疲労曲線で表現できる としており、本形式の座屈拘束ブレースにおける芯材の塑性歪集 中率は破断に至るまで形状に拠らずほぼ一定であると見なせる。 以上より、本研究においては芯材全長の等価歪 - 等価軸応力関係 を鋼素材と同様に扱い、分析を進めることとする。文献 5)の定振 幅疲労実験結果をもとにし、ブレース芯素材のみのε-N,線図を 算定した前田、中田らの研究<sup>4)</sup>を参考に式(4)~(6)に回帰し定め た式を図4中に示す。Miner 則を適用するに当たっては、全歪範 囲 Δε, から破断繰り返し数 N, を求めることが必要となる為、図 4 中に示すように Δε, 式を以下の3 式で近似し適用する。

$$\Delta \mathcal{E}_t(\%) = 54.0 N_f^{-0.71} \qquad (2.2 \le \Delta \mathcal{E}_t) \qquad (7)$$

 $\Delta \varepsilon_t(\%) = 20.48 N_t^{-0.49} \qquad (0.1 \le \Delta \varepsilon_t \le 2.2) \tag{8}$ 

$$\Delta \varepsilon_t(\%) = 0.5 N_t^{-0.14} \qquad (\Delta \varepsilon_t < 0.1) \tag{9}$$

次に、振動台実験等のランダム応答履歴における歪振幅の頻度



分布を求める。これについては応力範囲頻度分布解析方法として 知られているレインフロー法<sup>17)</sup>を用いる。歪範囲の刻み幅を 0.05%として振り分けを行い、中央の値をその刻み幅の値とする。 図5に振動台実験結果より得られた分布の一例を示す。実地震波 の応答においては小さい歪範囲に分布が集中し、ある程度の大き さ以上は全体に分散するという傾向があることがわかる。

以上より得られた Miner 則による評価を図6に示す。 歪範囲頻 度分布における最小範囲0~0.05%の計則値は実験誤差を多く含 む為、その範囲内での損傷は考えないものとする。なお以後、部 材振動台実験と架構振動台実験を併せ振動台実験と表記する。 Miner 則では疲労損傷率 D=1 の時点で破断に至るとされているが、 得られた値は0.29~1.68 の範囲に広く分布しており大きなばらつ きが見られる。トラス実験を始め、D=1 に達する以前に破断に 至っているものも多く、Miner 則を指標としてブレースの累積変 形性能を評価することは危険性が高いと考えられる。この結果は 一般的な  $\sigma - N_{f}$ 関係より評価した弾性疲労限予測や中込ら<sup>13)</sup>の報 告と類似した精度となっている。

# 5. 歪履歴の分解による評価

## 5.1 履歴曲線の分解

任意の載荷履歴における鋼素材の応力度 - 歪度関係は骨格部、 バウシンガー部、弾性除荷部に分解でき(図7)、骨格部の増分を 繋ぎ合わせた骨格曲線が鋼素材の塑性変形能力に深い関係性を有 していることが加藤・秋山らの研究<sup>15)</sup>により明らかにされてい る。また、任意の載荷履歴を受ける鋼素材の変形能力について も、骨格部、バウシンガー部のそれぞれにおける累積歪度の和で



表わす手法が試みられている<sup>18)</sup>。そこで、座屈拘束ブレースの履 歴挙動を骨格部、バウシンガー部、弾性除荷部に分解することで 疲労損傷の評価を試みる。通常、骨格部における損傷は延性的な 損傷として分類されるが、本研究では骨格部を含む損傷評価に疲 労損傷の評価方法を導入することから、バウシンガー部と同様に 扱い、疲労損傷と呼ぶこととする。

履歴挙動の分析は式(1)(2)により変換した真応力度 - 真歪度関 係で行う。骨格部は圧縮・引張それぞれの領域において初めて達 する応力レベル内の計測点であり、その他の塑性部をバウシン ガー部とする。応力が下がった場合においても歪が伸長している ならば塑性部とみなし、前プロットが骨格部ならば骨格部側に、 前プロットがバウシンガー部ならばバウシンガー部側にカウント する。弾性部については全履歴の破断に至るまでの累積歪値より 骨格部、バウシンガー部の累積歪値を引いたものとする。一定振 幅載荷を行った定振幅疲労実験では始めの10 ループ分の骨格部、 バウシンガー部を求め、その後のループは全て10 ループ目と同 じ履歴曲線を描いたと評価し、塑性部は全てバウシンガー部とみ なす。

全体に占める各々の割合を試験体ごとに比較し図8に示す。各 実験における累積塑性歪に対する骨格部の比率はおおよそトラス 実験で20%、振動台実験の内、動的フレーム実験で5%、準静的 部材実験で10%となり、定振幅疲労実験では歪振幅によって差は あるが最大でも8%、歪振幅が1.5%よりも小さければ0.1%以下と 非常に小さい値となっている。トラス実験の骨格部比率は他と比 べて明らかに高いが、破断までの累積歪は明らかに小さい。反対 に、通常材の損傷度合いを評価する際に用いられる定振幅疲労実 験では、実地震波形を入力した振動台実験の場合と比較し骨格部 比率は小さい値となっている。

#### 5.2 累積塑性変形能力予測式の提案

以上の傾向より、累積歪の内疲労損傷に大きく関与する塑性部 に注目し、新しい領域に達する骨格部の疲労損傷率がバウシン





表 2 累積塑性歪						
	塑性片歪振幅	塑性率	骨格部比率	累積塑性歪(実)	累積塑性歪(式)	
	E ph ave (%)	(Epave/Ee)	a <sub>s</sub>	X ex (%)	X th (%)	
100-150	0.682	10.079	0.0111	751.724	426.671	
100-016	0.018	0.299	0.0000	2760.424	2139.760	
100-040	0.135	2.056	0.0011	1088.886	923.200	
100+150	0.690	11.501	0.0049	466.778	456.971	
400-200	0.821	4.597	. 0.0058	471.592	422.739	
400-150	0.565	3.044	0.0040	493.110	499.025	
235+150	1.856	6.311	0.0 <b>787</b>	131.256	196.268	
235-150	2.015	8.564	0.0438	267.316	232.157	
El Centro	0.325	2.058	0.0405	426.737	383.389	
SS400-	0.511	3.777	0.0360	459.497	359.356	
M SS400-	0.487	3.327	0.0614	320.878	291.616	
LYP100	0.299	6.870	0.0733	288.871	290.049	
M LYP100	0.278	5.869	0.1282	211.732	204.176	
LYP225	0.592	3.669	0.0560	244.622	291.925	
M LYP225	0.706	3.572	0.1120	237.141	198.176	
TB-1	1.942	11.706	0.1931	78.750	124.142	
TAS-1	2.037	14.539	0.2450	91.852	106.134	
TAS-1'	1.894	10.603	. 0.1844	91.114	128.061	
TAS-2	1.688	13.744	0.2598	77.918	103.939	
TAS-2'	1.606	9.572	0.1893	106.899	128.706	

ガー部よりも高いと仮定することで、ランダム応答履歴下で座屈 拘束ブレースが破断に至るまでの累積塑性変形能力を予測する式 を誘導する。

定振幅載荷時の履歴挙動をもとに、バイリニア型で二次勾配の ないモデル(図9)を想定する。骨格部は2回目の除荷部までの累 積塑性歪(図9中の太線部)、バウシンガー部はその他の累積歪と すると各々の値は図9中の式で表すことができる。破断繰り返し 数は式(10)となる。

$$N_f = \frac{\chi}{4\varepsilon_{ph}} \tag{10}$$

塑性部の Manson-Coffin 式(式(5))を適用し、破断繰り返し数 $N_f$ に 式(10)を代入すると破断に至るまでの累積塑性歪は式(15)で表す ことができる。

$$\varepsilon_{ph} = \frac{1}{2} \Delta \varepsilon_p = \frac{1}{2} C_2 \cdot N_f^{m_2} = C \cdot N_f^{m_2}, \quad C = \frac{1}{2} C_2 \quad (11)$$

$$\log \varepsilon_{ph} = \log C + m_2 \log \frac{\chi}{4\varepsilon_{ph}}$$
(12)

$$(1+m_2)\log\varepsilon_{ph} - m_2\log\chi = \log C \cdot 4^{-m_2}$$
(13)

$$\varepsilon_{ph}^{(1+m_2)} \cdot \chi^{-m_2} = C \cdot 4^{-m_2}$$
 (14)

$$\chi = 4 \left\{ \frac{C}{\varepsilon_{ph}^{(1+m_2)}} \right\}^{-1/m_2}$$
(15)

これより、定歪振幅下の破断累積塑性歪 $\chi$ は、 $\varepsilon_{ph}$ 、 $m_2$ 及びCを用いて導くことができる。次に、骨格部の塑性歪がバウシンガー 部よりもa倍損傷への影響力が強いと仮定し、式(15)を式(16)で 表す。

$$\chi = \alpha \chi_S + \chi_B = 4 \left\{ \frac{C}{\varepsilon_{ph}^{(1+m_2)}} \right\}^{-1/m_2}$$
(16)

更に、バウシンガー部がない骨格部のみで破断に至る場合の累積 塑性歪をχ<sub>so</sub>とすると式(16)は以下のようになる。



図11 実験値と予測式の比較(累積無次元化歪エネルギー)

$$a\chi_{SO} = 4\left\{\frac{C}{(\varepsilon_{ph})^{(1+m_2)}}\right\}^{-1/m_2}$$
(17)

これより、骨格部の影響係数 *a* を χ<sub>so</sub>に対する破断に至るまでの累 積塑性歪で下式のように表すことができる。

$$a = 4 \left\{ \frac{C}{\left(\varepsilon_{ph}\right)^{\left(1+m_{2}\right)}} \right\}^{-1/m_{2}} / \chi_{SO}$$
(18)

式中の $m_2$ は多くの研究より  $-1 < m_2 < 0$ の範囲にあり、 $\mathcal{E}_{ph}$  が最大の時累積塑性歪は最小となることがわかる。骨格部の影響係数aは1以上であることより、一方向加力試験時の塑性片歪振幅が最大=累積塑性歪が最小であると仮定し、そのときの累積塑性歪を $\chi_{so}$ としa = 1となると定める。この時式(18)では、骨格部の影響係数aは累積塑性歪が増大するにつれて大きくなる表現となっている。式(18)を式(16)に代入し、次式を得る。

$$\frac{\chi_s}{\chi_{so}} + \frac{\chi_B}{4} \left\{ \frac{\varepsilon_{ph}^{(1+m_2)}}{C} \right\}^{-1/m_2} = 1.0$$
(19)

全体の累積塑性歪 $\chi$ に対する骨格部の累積歪 $\chi_s$ の割合を $\alpha_s$ と置く と( $\alpha_s = \chi_s / \chi$ )、骨格部、バウシンガー部の累積歪は $\chi \ge \alpha_s$ の式で表 され、式(19)に代入することで累積塑性変形能力を予測する次式 を得る。

$$\frac{\alpha_s \chi}{\chi_{so}} + \frac{(1 - \alpha_s) \chi}{4} \left\{ \frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right\}^{-1/m_2} = 1.0$$
(20)

$$\chi = \frac{1}{\frac{\alpha_s}{\chi_{so}} + \frac{(1 - \alpha_s)}{4} \left\{ \frac{\varepsilon_{ph}^{(1 + m_2)}}{C} \right\}^{-1/m_2}}$$
(21)

定数*C、m<sub>2</sub>*の値は定振幅疲労実験結果より得られ、式(21)では素 材の伸び指標 *X<sub>so</sub>、*累積塑性歪に対する骨格部の比率 *a<sub>s</sub>、*塑性片歪 振幅 *e<sub>ph</sub>*を求めることで、破断に至るまでの累積塑性歪量を予測す ることができることを意味している。

# 5.3 実験結果と予測式の比較

定振幅疲労実験、振動台実験、トラス実験より得られた結果と 提案した式(21)との対応を検討する。以降、歪値は百分率で扱う。 素材の伸び指標  $\chi_{so}(%)$ は、座屈拘束ブレース及び芯素材の疲労試験から得られる累積塑性変形能力に関し、座屈拘束ブレースでは素材よりも性能が多少落ちることを考慮し、ここでは $\chi_{so}=35$ の一定値を設定する。定振幅疲労実験結果(図4)より $C=1/2 \cdot C_2=27$ 、 $m_2=0.71$ を代入し次式を得る。

$$\chi(\%) = \frac{1}{\alpha_s/35 + (1 - \alpha_s) \left\{ \varepsilon_{ph}^{0.41} / 417.14 \right\}}$$
(22)

なお塑性片 歪振幅  $\varepsilon_{ph}$  については、定振幅疲労実験などの定振幅 載荷時はその制御 歪より弾性 歪範囲を減じたものを 2 等分した値 を用いる。振動台実験、トラス実験での変動振幅載荷時は 4 章で 得たレインフロー法による 歪範囲頻度分布より、弾性 歪範囲での カウントは除いた状態で平均塑性 歪振幅を算定し、同じく弾性 歪 範囲を減じたものを 2 等分した値(平均塑性片 歪振幅)を採用す る。求めた具体的数値を表 2 に、実験値と予測式の値を比較した 結果を図 10 に示す。実験で得られた累積塑性 歪を  $\chi_{ex}$ 、予測式よ り求めた累積塑性 歪を  $\chi_{th}$  とする。

図10 各図を見ると載荷形式による差はなく、予測式(22) は全て の実験結果で累積塑性歪と履歴との関係を良い精度で表現してい る。同手法を用いれば Miner 則のように座屈拘束ブレースの地震 応答履歴における振幅を個別に評価する必要がなく、建物の振動 特性と地震入力との関係より骨格部の比率 α,及び平均塑性片歪 振幅 ε<sub>ph</sub> が設定できれば、破断に至るまでの累積塑性歪量の予測 が可能となる。

# 6. 累積吸収エネルギーによる評価

6.1 累積無次元化歪エネルギーによる予測式

秋山の提唱している設計法<sup>19)</sup>の様に、履歴ダンパーへの地震入 カをエネルギー量で捉える考え方も一般化している。そこで、座 屈拘束ブレースが破断に至るまでに吸収する累積エネルギーにつ いても、予測式(21)を応用して評価することを考える。5.2 での モデル化では二次勾配はないものとしたが、履歴ループで囲まれ た面積より求めるエネルギー計算過程では歪硬化の影響が無視で きない。そこで、歪硬化率βを新たな変数として設定し、予測式 (21)の右辺に乗じた形をエネルギー評価式とする。また、累積吸



収エネルギーは次元(N・m)を持つ値である為、鋼素材(本研究で は座屈拘束ブレースの芯材)の降伏応力で除すことで無次元化し、 累積無次元化歪エネルギー χ、として次式で予測を行う。

$$\chi_{w}(\%) = \frac{\beta}{\alpha_{s}/35 + (1 - \alpha_{s}) \left\{ \varepsilon_{ph}^{0.41}/417.14 \right\}}$$
(23)

累積塑性歪で評価を行った時と同様、骨格部、バウシンガー部 における累積無次元化歪エネルギーが必要となる。5.1 で得た骨 格曲線、バウシンガー部図を用い、山田、今枝らの研究<sup>20)</sup>で採用 している方法を参考に、模式図12 で示すように各部の吸収エネ ルギーを求めるものとする。バウシンガー部αは部材振動台実 験、トラス実験では試験体ごとに一定、架構振動台実験では試験 体ごとに入力波に対する値を求めることとする。各々の割合を試 験体ごとに比較し、図13 に示す。全体に占める骨格部の割合は、 累積塑性歪の場合と同様な傾向が見られる。

# 6.2 歪硬化率 βの検討

骨格部は新しい領域の増分を繋ぎ合わせたものであり、バウシンガー部に比べより歪硬化の程度を表していると考えられる。歪硬化を考慮し、バイリニア型でモデル化した場合の吸収エネルギーを図12骨格部に示す $\sigma_1 \ge \epsilon_2$ により囲まれる面積とすると、 $\sigma_1$ 以上の応力範囲での吸収エネルギーは歪硬化によるものと見なせる。骨格曲線の二次勾配Xと応力 $\sigma_1$ により囲まれる三角形面積より、歪硬化によって $\sigma_1$ が( $\sigma_1+\sigma_2$ )/2に増加したと仮定する。その移動率を歪硬化率(式(24))とし、各々の具体的数値を表3に示す。なお、表中の歪硬化率は圧縮側、引張側の平均値としている。

$$\beta = \frac{\sigma_2 + \sigma_1}{2\sigma_1} \tag{24}$$

### 6.3 実験結果と予測式の比較

累積塑性歪と同様、累積無次元化歪エネルギーの実験値と予測 式の値を比較し図11に示す。無次元化歪エネルギーに置き換え た場合においても予測式(23)により充分に評価が可能であり、その傾向は累積塑性歪の場合と類似している。\* 印のLYP100の鋼材を使用したものは比較的安全側領域に寄っている。これはエネルギーを無次元化する際、降伏点が明確にないLYP100の降伏点をその後の上昇率が大きいにも関わらず、人為的に0.2% 歪時と定めているためと考えられる。これらの鋼材は全体として耐力が低くなるように設計されており、予測式で設定した歪硬化率よりも歪硬化部が増大し、累積無次元化歪エネルギーの実験値は大きくなる。

# 7. 予測式の補正

図10、図11の実験値と予測式の値の比較において、トラス実 験の結果は全体的に危険側の予測になっている。これを補正する 手法として、式(18)で仮定した骨格部の影響係数aに注目する。 式(18)では、平均塑性片歪振幅 Ent が小さくなる程骨格部の影響 力が大きくなり、履歴振幅によりaが変動する値となっている。 定振幅疲労実験、振動台実験、トラス実験の平均塑性片歪振幅及 び a の値を表4 左列に示す。トラス実験では振幅が大きく骨格部 の影響係数aが小さく見積もられ、反対に定振幅疲労実験の一部 の試験体では大きく見積もられている。そこで、a値を載荷履歴 に依存しないダンパー形式固有の一定値であるとし、その値を  $a_{ave}$ と定める。 $a_{ave}$ の値は本形式のブレースでは振動台実験の結果 を参考にし、a<sub>ave</sub> ≒ 16 が成立すると仮定する。つまり、骨格部は バウシンガー部よりも16倍損傷への影響力が強いという仮定で ある。そこで、a<sub>ava</sub>の値と式(18)により算出したa値との比率を 補正係数 Pとし、P値を付加した累積塑性 歪予測式を式(25)に示 す。補正係数Pは式(26)で表され、設定した値を表4右列に示す。

$$\chi(\%) = \frac{1}{\frac{P \cdot \alpha_s}{\chi_{so}} + \frac{(1 - \alpha_s)}{4} \left\{ \frac{\varepsilon_{ph}^{(1+m_2)}}{C} \right\}^{-1/m_2}}$$
(25)

$$P = a_{ave} / a = \frac{a_{ave} \cdot \chi_{SO}}{4} \left\{ \frac{C}{(\varepsilon_{ph})^{(1+m_2)}} \right\}^{1/m_2}$$
(26)

補正係数 P を付加した予測式の値と実験値との比較を再び行い、 その結果を図14 に示す。図10、図11 と比較し、トラス実験の値 がより安全側に補正されたことがわかる。この補正の影響は骨格 部の比率 α,が大きいときほど受けやすい。

また、骨格部のみで破断に至る場合の累積塑性歪  $\chi_{so}$  は式(17)に  $a_{ave}$ を代入し、次式で表される。

$$\chi_{SO}(\%) = \frac{4}{a_{ave}} \left\{ \frac{C}{(\varepsilon_{ph})^{(1+m_2)}} \right\}^{-1/m_2}$$
(27)

式(27)では累積塑性歪 $\chi_{so}$ は $\varepsilon_{ph}$ の関数となり、半サイクルの骨格 部のみで破断に至る累積塑性歪も折り返し点 $\varepsilon_{ph}$ により変動する という意味を持つ。更に、式(25)に式(26)を代入し、式(22)と同 様の定数を用いると次式のような表現とすることができる。

$$\chi(\%) = \frac{1}{(1+15\alpha_s) \left\{ \varepsilon_{ph}^{0.41} / 417.14 \right\}}$$
(28)

定数 a<sub>ave</sub> を求める実験の載荷履歴と検討対象とする応答の骨格部 比率 a<sub>s</sub>が大きく異なる場合には、式(25)-(26)又は式(28)の形を用 いることが好ましいと考えられる。今回の検討では、(26)式に対 する実験値の比率は累積塑性歪で0.84~1.76、累積無次元化歪エ ネルギーで0.64~2.35の範囲内にあり、特に危険側の予測はMiner 則に比べ良い精度を得ている。

# 8.評価指標及び載荷条件による影響

# 8.1 累積塑性歪と累積無次元化歪エネルギーの比較

累積塑性歪と累積無次元化歪エネルギーを比較した場合、前者 には歪硬化の影響が考慮されていないが、後者には考慮される。 骨格部、バウシンガー部、全体のそれぞれで比較した図15 によ り歪硬化の影響を見る。横軸に累積塑性歪、縦軸に累積無次元化 歪エネルギーをとる。

骨格部、バウシンガー部の各々を比較した図の内、骨格部にお いては歪硬化の影響が明らかに見て取れる。6.2 で求めた歪硬化 率βの平均値1.37を傾きにもつ直線を引くと、ほぼ近似線となる。 バウシンガー部では鋼材が SS400、LYP235 のものについては歪硬 化の影響があまり見られず、ほぼ傾き1の直線上に分布する。 LYP100のみこの直線から外れ歪硬化の影響が強いことを示すが、 その理由は6.3 で述べたように本来の降伏応力に対し仮定してい る降伏応力が低い為に生じている。全体図ではその占める割合が 非常に高いバウシンガー部の比較図と同様な傾向が見られる。 8.2 破断に至るまでの履歴挙動

5.3、6.3 では破断時点のみの検証を行っているが、ここでは最 終的な破断に至るまでの χ-α,関係(累積塑性部と累積塑性部に対 する骨格部の比率関係)の推移も含め、検討を行う。振動台実験、 トラス実験の累積塑性歪で推移を追った図を図16に示す。どち らの実験においても最終加力の平均塑性歪振幅が最大となり、そ の値を代入した場合が最も危険側な予測式となる。そこで、図16 には破断時の予測式曲線を示し、破断に至るまでの経緯を見る。 プロットスタイルは歪振幅ごとに統一し、破断点は〇印で表す。 図16より、実験値が予測式値に近付いた時点で破断に至るこ



とがわかる。これより、予測式の値と現時点での累積塑性歪及び 骨格部の比率により求めたプロットとの比が一定値以上に達した 時点がブレース交換時期と判断できる。骨格部の比率は初期ほど 高く、次第に減少率が小さくなり累積塑性歪が増加する傾向があ る。また図16振動台実験より、骨格部比率は初期段階ではLYP100 が他の鋼材よりも高いなど鋼材種による差が見られるが、次第に 近付いた値となることがわかる。

### 8.3 歪速度の影響

架構振動台実験では試験体形状は同じものを使用し、動的フレーム実験、準静的部材実験(載荷速度の変形履歴の時間軸を 100倍に定めたもの)と二種類の実験により速度依存の影響を評価している。本研究では、Miner則、累積塑性歪、累積無次元化 歪エネルギー、骨格部、バウシンガー部などの側面から評価を 行っているが、その中で速度依存の影響がどのように関係してい るのかを分析する。

各試験体の入力レベルごとの引張側最大応力、最大歪を比較し それぞれ図17に示す。実線が動的試験結果、点線が準静的試験 結果である。準静的試験では動的試験により得られた変位履歴で 制御をしているため、最大歪は動的、準静的の差はなく鋼種別に ほぼ一定した値となっている。これに対し、最大応力は動的試験 時の方が準静的時に比べ大きな値を示している。これより、載荷 速度の影響が応力方向に現れることがわかる。次に、既にまとめ た Miner 則、累積塑性歪、累積無次元化歪エネルギーの評価値ご とに両者の差を比較する(図18)。歪値への載荷速度の影響はな いものとすると、Miner 則、累積塑性歪の差は疲労破断までの入 力波数の違いによるものとなり、準静的時の方が少ない結果と なっている。累積塑性歪、累積無次元化歪エネルギーを比較する とその差は後者の方が大きいが、入力波数の増加に加え載荷速度 の影響による応力上昇があるためと考えられる。

疲労破断に至るまでの入力波数が異なる原因を見る。累積塑性 歪、累積無次元化歪エネルギーの全体に対する骨格部の割合は準 静的時の方が高い。また、骨格部のみの絶対量を見ても動的の場 合と同量であるかもしくは大きい値となっている。故に、ブレー スに載荷速度を変えて同様な波形を入力した場合、準静的時の方 が骨格部としてカウントされるものが多いということになる。こ れは先の応力方向に載荷速度の影響が出ることと関係し、動的時 は応力上昇が早く比較的小振幅の時点で骨格部側にカウントされ ているため、骨格部の累積歪としては小さくなると考えられる。 載荷速度の差による累積値の増分率を表5に示す。入力波数の違 いによる増分を入力波数増分率とし、準静的時に対する動的時の 累積塑性歪増分を表す。この入力絶対量の比率はエネルギーの場 合も変わらないとし、入力波数の違いのみを考慮して累積無次元 化歪エネルギーを求めた値が推定χ,である。その他の増分が動 的載荷に伴う応力上昇の影響によるものだとし、推定χωに対す る実験値のχの割合を応力増分率とする。準静的実験のそれぞ れの累積値より動的時の挙動を予測する場合、累積塑性歪では 1.03~1.43 倍に増加した値となる。累積無次元化歪エネルギーな らば更に応力増分率の1.13~1.29を掛けることによりおおよその 値を推測することができる。

以上のことを踏まえると、通常行われている静的載荷での評価 は安全側での評価と言える。また、静的実験から動的応答下の挙 動を予測する場合においても、予測式に一定の増分率を乗じるこ とで座屈拘束ブレースの累積塑性変形性能を評価できる。

# 9. 結論

弾塑性制振ブレースのひとつである座屈拘束ブレースについ て、その破断に至るまでの累積塑性変形性能と履歴挙動の関係の 分析を行った。本研究により得られた結論を以下に示す。

1)変動振幅下の疲労性能評価に通常用いられている Miner 則での 評価は、疲労損傷率 D=1 を中心にその値にはばらつきが見られ、 累積変形限界の予測を行う場合には誤差が大きい。

2) 座屈拘束ブレースの履歴曲線を骨格部、バウシンガー部に分解 して評価することにより、破断に至るまでの累積塑性歪を予測す る式を提案した。これより、地震応答履歴における骨格部の比率 及び平均塑性歪振幅が得られれば、予測した式によりブレースの 限界性能及び現状況を簡便に評価することができる。この場合 Miner 則による予測法とは異なり、個別の振幅情報は不要となる。 3) 累積吸収エネルギーは降伏応力で除し無次元化し、累積無次元 化歪エネルギーとして評価を行い、予測式に歪硬化率を設けるこ とでエネルギー吸収能力も歪と同様に評価が可能である。

4) 実験に際する速度依存の影響を検討し、予測式に一定の増分率

表5 載荷速度による増分率

	累積塑性歪入力波数 <i>x</i> (%) 增分	歪エネルギー ☆率 𝗶 "(%) 推定𝗶 "(%) 応力増分率
SS400- M SS400-	459.50 ← <u>×</u> 1. 320.88	$\begin{array}{c ccccccccccccccccccccccccccccccccccc$
LYP100 MLYP100	288.87 ← ×1. 211.73	$\begin{array}{c ccccccccccccccccccccccccccccccccccc$
LYP235 MLYP235	244.62 ← ×1. 237.14	$\begin{array}{c ccccccccccccccccccccccccccccccccccc$

を乗じることで静的実験より地震時の累積塑性変形性能を予測す ることができる。動的加力下における累積変形性能を静的実験で 行うことは安全側での評価となる。

なお今後、建物の振動特性及び地震入力より、応答履歴におけ る骨格部比率及び平均塑性歪振幅を求める手法について調査を行 う予定である。

また、本論文の評価手法は他の形式の座屈拘束ブレースや履歴 型ダンパーにも適用できる可能性があるが、その際、χ<sub>so</sub>や a の値 はダンパーの見かけの平均歪に対する局所的な歪集中度により変 動することが予想される。今後他形式のダンパーについても実験 データを整備し、これらの指標を明らかにしていくことを課題と したい。

#### 参考文献

- 1)加藤貴志、岩田 衛、和田 章:損傷制御構造における座屈拘束ブレース
- の性能評価、日本建築学会構造系論文集、N0.552、pp.101-108、2002.2 2) 佐伯英一郎、杉沢 充、山口種美、望月晴雄、和田 章:低降伏点鋼の低 サイクル疲労性能に関する研究、日本建築学会構造系論文集、NO.472、
- pp. 139-147、1995.6 3)小野徹郎、加古康也、佐藤篤司、岩田 衛:金属材料の低サイクル疲労特 性に関する研究、日本建築学会構造系論文集、NO.532、pp.193-199、2000.6
- 4)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
- 性能に関する研究、日本建築学会構造系論文集、N0.503、pp.109-115、1998.1 5)中村博志、竹内 徹、前田泰史、中田安洋、佐々木孝雄、岩田 衛、和田 章:実大アンボンドブレースの疲労性能に関する研究、新日鉄技報、N0.372、 pp. 49-55, 1999
- 6) 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、NO.9、pp.103-106, 1999.12
- 7) 山口路夫、山田 哲、松本由香、谷川敬祐、 小野森司、竹内 徹、小川信 1) 山口留天、山田 田、松本田省、谷川政物、小町麻司、山川 版、小川福 行、秋山 宏:座屈拘束ブレースを有する損傷制御構造部分骨組の実大振 動台実験、日本建築学会構造系論文集、N0.558、pp.189-196、2002.8 8) 山口 路夫、山田 哲、竹内 徹、和田 章:骨組に組み込まれ過大入力を経 験した座屈拘束ブレースの部材性能、鋼構造年次論文報告集、第12巻、
- 2004.11
- 9) 内山智晴、竹内 徹、鈴木一弁、大河内靖雄、小河利行、加藤史郎:通信 鉄塔の耐震補強に関する研究、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.219-222. 2003
- 10) S.S.Manson : Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, McGraw-Hill, 1966
- 11) D.E.Martin : An Energy Criterion for Low Cycle Fatigue, Journal of Basic Engineering, ASME, pp. 565-571, 1961, 12
- 12) L.F.Coffin Jr. : Experimental Support for Generarized Equation Predicting Low Cycle Fatigue, Journal of Basic Engineering, Trans.ASME, Series D、pp. 533-537, 1962.12 13) 中込忠男、李 建:繰り返し力を受ける SM490 鋼の疲労性に関する研究、
- 日本建築学会構造系論文集、NO. 469、pp. 127-136、1995.3
- 14) M.A.Miner : Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mech, Vol.12, pp. A159-164、1945.9
- 15)例えば、加藤 強、秋山 宏、山内泰之:鋼材の応力-ひずみ履歴曲線に 関する実験則、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.937-938、 1973, 10
- 16) 中込忠男、岩本 剛、加村久哉、下川弘海、原山浩一: 低降伏点鋼を用い た鋼管補剛平鋼ブレースの疲労特性に関する実験的研究、日本建築学会構 造系論文集、NO.530、pp.155-161、2000.4
- 17)日本鋼構造協会編:鋼構造物の疲労設計指針・同解説、技報堂出版、1993.4 18) 秋山 宏、高橋 誠、石 軍:繰り返し曲げを受ける円形断面鋼棒の終局
- エネルギー吸収能力、日本建築学会構造系論文集、NO.475、pp.145-154、
- 1995.9 19)秋山 宏 著:エネルギーの釣合に基づく建築物の耐震設計、技報堂出版、
- 1999.11 哲、今枝知子、岡田 健:バウシンガー効果を考慮した構造用鋼材 20)山田 の簡潔なモデル、日本建築学会構造系論文集、NO.559、pp.225-232、2002.9

(2004年6月10日原稿受理, 2004年9月9日採用決定)