

梁端弾塑性ダンパーの累積変形性能および損傷度評価

CUMULATIVE DEFORMATION CAPACITY AND DAMAGE EVALUATION FOR ELASTO-PLASTIC DAMPERS AT BEAM ENDS

竹内 徹^{*1}, 調 浩朗^{*2}, 山田 哲^{*3}, 吉敷 祥一^{*4}
鈴木 一 弁^{*5}, 佐伯 英一郎^{*6}, 和田 章^{*7}

*Toru TAKEUCHI, Hiro SHIRABE, Satoshi YAMADA, Shoichi KISHIKI,
Kazuaki SUZUKI, Eiichiro SAEKI and Akira WADA*

The authors have proposed new concept of split-tee connections at bottom flanges of beam ends, which work as beam-end elasto-plastic dampers. They are composed of small buckling-restrained axial members, and their cumulative deformation capacities or energy dissipating capacities are one of the most important indexes for such members' performance, because they are used under very high strained cyclic loadings. In this paper, cyclic loading tests are carried out for beam-end dampers, and their performances against low-cycle fatigue are examined. Their cumulative deformation capacity under random inputs are also evaluated with the proposed method and compared with those of buckling restrained braces.

Keywords : *Vibration Control, Elasto-plastic Damper, Fatigue Property, Cumulative Deformation,*
制振, 弾塑性ダンパー, 疲労性能, 累積変形

1. 序

近年, 架構に各種のエネルギー吸収部材(ダンパー)を挿入し, 主架構を大地震に対しても弾性域に留める損傷制御設計が一般化している。しかしながら阪神大震災で大きな被害が見られた中小規模の建築物においてはこれらの技術の応用例が未だ少ない。筆者らはその原因のひとつに制振部材の配置が困難な建築計画があることを指摘し, これに対応可能な弾塑性ダンパーとしても機能する梁柱接合部を提案し, その性能を一連の実験及び解析によって検証してきた¹⁾³⁾。しかしながら, これらの履歴型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限られた鋼材領域で消費するため, その最大塑性率および累積塑性歪は通常の弾塑性ダンパーに比べて過大な値に達する。このため, 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, ダンパーが低サイクル疲労破壊を起こす可能性がある。

過去こういった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。例えば, 座屈拘束ブレースに関しては, 実大部材の定振幅疲労実験が行われ, 芯材が破断に至るまでの条件には鋼素材の

Manson-Coffin 則を応用し, 各種の疲労曲線が提案されている⁴⁾⁶⁾。また, 現実の建物でダンパーに入力されるランダム変位振幅に対する損傷評価手法として, 過去一般的に使用されてきた Miner 則⁷⁾¹⁰⁾に加え, 履歴曲線を骨格部とパウシンガー部に分解し, 重み付け損傷評価を行うことによる累積変形性能評価法も提案されている¹¹⁾。

文献1)-3)で提案・分析された梁端接合部(以降, 梁端ダンパー)は, 設置される架構の部位は異なるものの, 吹田, 井上¹²⁾¹⁴⁾が提案する方杖ダンパーと同様に小規模の座屈拘束部材と捉えることができる。これらの部材は通常の座屈拘束ブレースと比較して塑性化領域が限定され, 使用される塑性歪レベルがより高く低サイクル疲労破壊が生じやすい範囲にある。例えば文献3)で行った7階及び15階の建物モデルの, レベル2地震動入力に対する梁端ダンパーの最大塑性歪は, それぞれ2.4%, 1.3%程度に達することが分かっている。そこで, 本論文では小規模な座屈拘束部材である梁端ダンパーにおいて歪振幅および歪速度を変化させた定振幅疲労実験を実施し, 座屈拘束ブレースより高歪領域における低サイクル疲労特性を明らかにする。さらにランダム振幅載荷実験を実施し, 文献11)で提案された手法の適用可能性に関する検証

^{*1} 東京工業大学建築学専攻 助教授・博士(工学)

^{*2} 東京工業大学建築学専攻 大学院生

^{*3} 東京工業大学建築物理研究センター 助教授・博士(工学)

^{*4} 日本学術振興会 特別研究員・修士(工学)
(東京工業大学 大学院生)

^{*5} 新日本製鐵㈱建材事業部 マネージャー・工修

^{*6} 新日本製鐵㈱建材事業部 部長・博士(工学)

^{*7} 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Assoc. 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
Assoc. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

JSPS Research Fellow, M. Eng.
(Graduate Student, Tokyo Institute of Technology)

Manager, Build. Materials & Eng. Service Dept., Nippon Steel Corporation, M. Eng.
General Manager, Building Construction Div., Nippon Steel Corporation, Dr. Eng.
Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

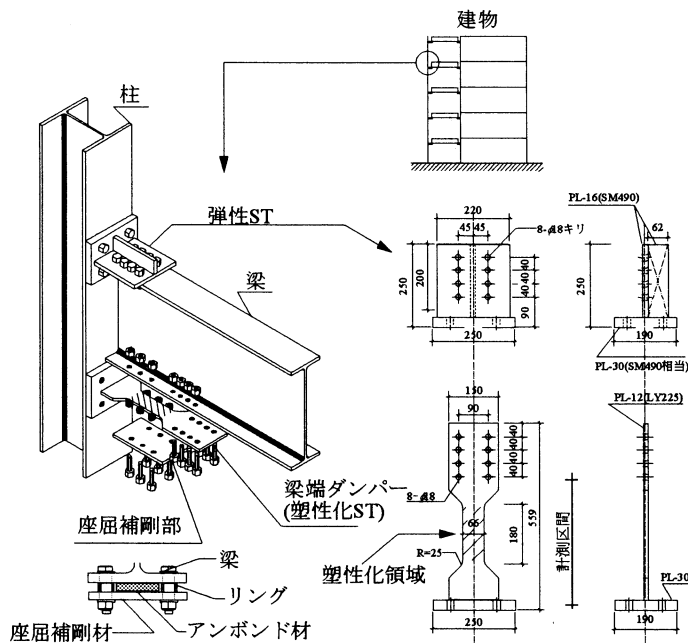


図1. 梁端ダンパー

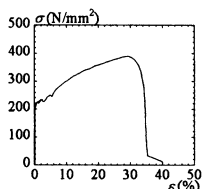


図4. 素材試験結果(σ-ε)

表1. 素材試験結果

	鋼材種	降伏点 (N/mm ²)	降伏歪 (%)	引張強さ (N/mm ²)	破断伸び (%)
ティウェブ	LY225	230.7	0.195	293.1	42

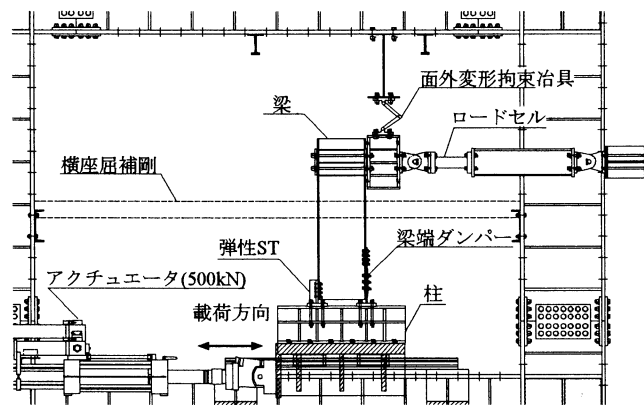


図2. 実験セットアップ

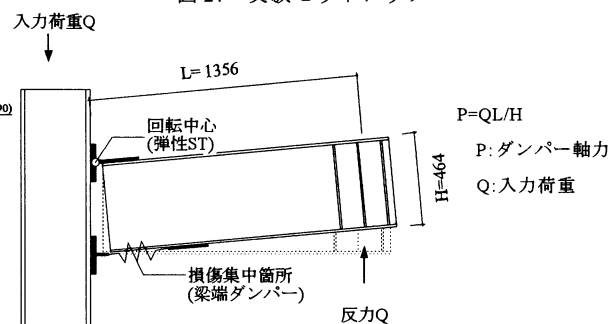


図3. 梁端ダンパー概念

および予測に用いる各定数の同定を試みる。また、これらの結果を座屈拘束ブレースの特性と比較し、座屈拘束部材の累積変形性能に関し小歪振幅から大歪振幅領域まで通した一般的特性についての考察を行う。

2. 実験計画

梁端ダンパーは図1に示す様に、柱梁接合部梁下フランジに設置し、梁端回転時に塑性化して地震のエネルギーを吸収する制振部材である。試験体は梁下に設置する梁端ダンパー、梁上に設置する弾性スプリットティ(以下弾性ST)、柱、梁からなる。本実験では、柱を治具として扱い、柱梁接合部を含んだ梁の繰り返し曲げ実験(図2,3)を行なう。荷重は定振幅載荷実験、ランダム振幅載荷実験をそれぞれ準静的(Sシリーズ)、動的(Dシリーズ)に行う。これらの実験により梁端ダンパーの破断までの累積変形性能及び速度依存性を確認する。

梁端ダンパーは、梁断面 H-450x150x9x14(SS400)に対して設計する。梁端ダンパーの塑性化領域平行部長さは、梁端回転角で1/50に相当する軸変形(9mm)の時、平均軸歪が5%となるように、180mmとする。塑性化領域の断面積は、使用鋼材の規格耐力から求められる梁端ダンパーの最大耐力が、梁フランジのみの降伏耐力を下回るように設計する。図2の実験セットアップにおいて梁端ダンパーの引張接合、摩擦接合にはそれぞれPC鋼棒(C種)、高力ボルトM16(F10T)を使用し、試験体である梁端ダンパーが最大耐力を発揮する時に離間およびすべりを生じない耐力を確保する。PC鋼棒は軸部に貼付した歪ゲージの計測値にて、高力ボルトはトルク計測用のロードセルにて張力を管理する。梁端ダンパーの塑性化領域の座屈補剛は、板厚12mmの試験体に対し厚さ

14mmのリングとアンボンド材を用いて圧縮時の断面積増加に対するクリアランスを確保する(図1)。梁はウェブプレートの幅厚比が大きく、構面外方向に変形する可能性があるため、横座屈補剛及び面外変形拘束治具を設置して構面外方向への変形を拘束する。梁端ダンパーのティウェブに使用した鋼材のJIS-1A号引張試験片の実験結果を図4、表1に示す。

3. 定振幅載荷実験

最初に、定振幅載荷実験を行い、定振幅載荷の下での梁端ダンパーの累積変形性能および歪速度依存性を確認する。

図5に荷重履歴の一例を、表2に実験の荷重パラメーター一覧を示す。荷重履歴は、荷重速度が一定となるように三角波で与え、最大、最小歪を一定とし、破断まで繰り返し行う。準静的試験の荷重速度は、1サイクル目は静的に最大歪、最小歪が目標値となるように荷重し、2サイクル目以降は歪速度一定(0.5%/sec)とする。動的試験の荷重速度は、実地震動を想定し、歪速度を以下のように設定して行なう。最大歪が1%、3%、5%の実験は歪速度一定(10%/sec)、最大歪が0.3%、0.5%の試験体は振動数一定(1Hz)とする。

梁端ダンパーの軸力Pは図3に示すように反力Qから求め、軸変形は第一摩擦ボルト・ティフランジ間で計測した相対変形とし、これらを公称応力-公称歪($\sigma - \epsilon$)関係に変換する。ここで、公称応力は梁端ダンパーの軸力Pを塑性化領域断面積で除した値、公称歪は軸変形を塑性化領域平行部長さで除した値と定義する。この処理は梁端ダンパー塑性化領域において塑性歪が一様に分布しているという前提に拠っている。更に、公称応力-公称歪($\sigma - \epsilon$)を体積一定の仮定($\nu = 0.5$)の下、式(1)、(2)を用いて真応力-

実験名: 5%-D
D: 動的
S: 準静的
最大歪

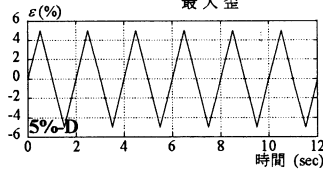


図5. 荷履歴例

表2. 実験パラメーター一覧

実験名	最大変形 δ_{MAX} (mm)	最大歪 ϵ_{MAX} (%)	歪速度 (%/sec)
0.3%-D	0.54	0.3	1.2
0.5%-D	0.90	0.5	2.0
1%-S	1.80	1.0	0.5
1%-D	1.80	1.0	10.0
3%-S	5.40	3.0	0.5
3%-D	5.40	3.0	10.0
5%-S	9.00	5.0	0.5
5%-D	9.00	5.0	10.0

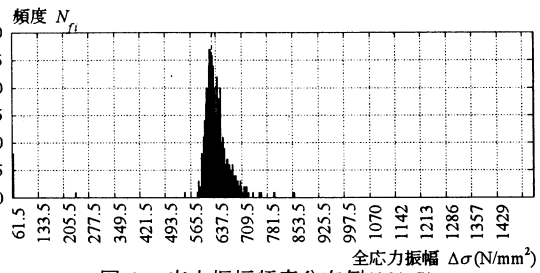


図6. 応力振幅頻度分布例(1%-S)

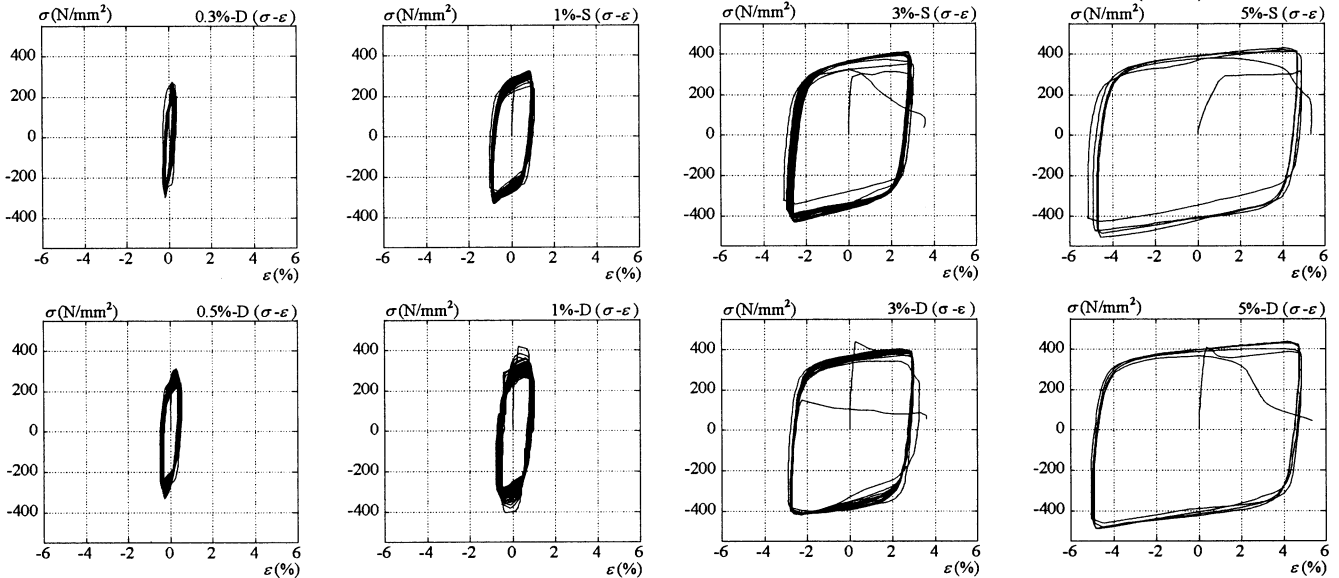


図7. 真応力 - 真歪関係

バウシinger部 履歴曲線 骨格部
(B_w 部) (S_k 部)

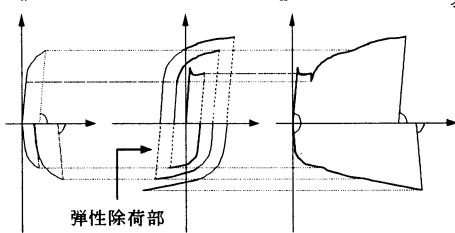


図8. 履歴曲線の分解

表3. 破断繰返し数一覧

実験名	破断繰返し数 N_f
0.3%-D	4690
0.5%-D	1972
1%-S	283
1%-D	459
3%-S	15
3%-D	12
5%-S	5
5%-D	5

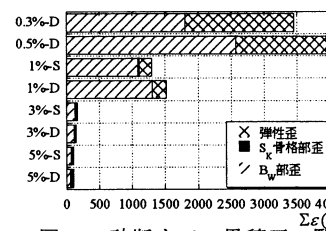


図9. 破断までの累積歪一覧
(定振幅載荷)

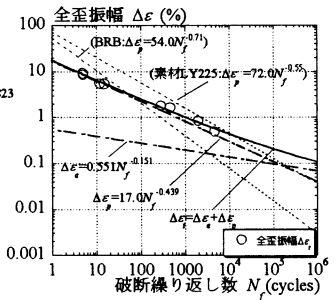


図10. MC 疲労曲線

真歪($\sigma - \epsilon$)関係に置換して評価を行なう。

$$\sigma = (1 + \epsilon) \sigma \quad (1)$$

$$\epsilon = \ln(1 + \epsilon) \quad (2)$$

梁端ダンパーの破断は、以下の方法により定義する。まず、梁端ダンパーの真応力 - 真歪($\sigma - \epsilon$)関係より各サイクルにおける最大応力、最小応力の差分である応力範囲 $\Delta\sigma$ の頻度分布をレインフロー法⁹⁾を用いて調べる。応力振幅頻度分布の一例を図6に示す。梁端ダンパーの破断は、各サイクルにおける真応力の絶対値の最大値が応力振幅の平均値の半分 $\Delta\sigma/2$ の80%を下回った時とする。また、破断時の定振幅載荷の繰返し数を破断繰返し数(N_f)と定義する。ここで、図7に梁端ダンパーの真応力 - 真歪($\sigma - \epsilon$)関係を、表3に各実験毎の破断繰返し数を示す。図7中、上の段が準静的載荷、下の段が動的載荷による結果である。なお、以下応力 - 歪($\sigma - \epsilon$)関係とするものはすべて真応力 - 真歪($\sigma - \epsilon$)関係とする。

任意の荷履歴における鋼素材の応力 - 歪関係は骨格部、バウシinger部、弾性除荷部に分解でき、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と深い関係性を有していることが加藤・秋山らの研究¹⁵⁾により明らかになっている。ここで、低降伏点鋼LY225は素材試験において、上降伏点に達した後応力の低下を伴う長い降伏棚が観察された。これより、文献¹⁶⁾と同様に、初期降伏後、応力度の絶対値が正側については再び初期降伏応力を超えるまで、負側については初めて初期降伏応力度を越えるまでは、素材試験結果における降伏棚の最小応力度を超えた部分を骨格曲線(降伏棚)とみなす(図8)。梁端ダンパーの履歴曲線を骨格部、バウシinger部、弾性除荷部に分解して求めたそれぞれの累積歪を図9に示す。

まず、歪速度の影響について検討する。鋼材の応答履歴に対する歪速度の影響は、応力の上昇という形で現れ、その傾向は歪速度の速い載荷ほど、また処女載荷に近く歪硬化が進展していないほど強いことが知られている¹⁷⁾。本実験でも、図7上下を比較して分かるように、歪速度の影響は同様の傾向を示しており、特に処女載荷における降伏応力が大きな値を示している。しかし、表3、図9より破断繰返し数及び破断までの累積歪に対する歪速

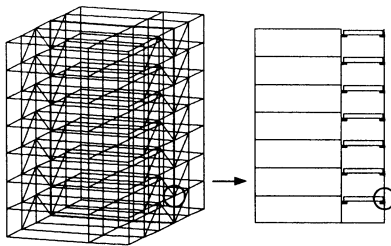


表 4. 実験パラメーター一覧

実験名	最大変形 δ_{MAX} (mm)	最大歪 ε_{MAX} (%)	歪速度 (%/sec)
漸増 SAC-S	9.0	5.0	静的
漸増 SAC-D	9.0	5.0	2.0
地震応答 KOBE-S	9.0	5.0	0.5
地震応答 KOBE-D	9.0	5.0	10.0
地震応答 HACHINOHE-S	9.0	5.0	0.5
地震応答 HACHINOHE-D	9.0	5.0	10.0

実験名: KOBE-D
D: 動的
S: 準静的
入力地震波名

表 5. 破断時一覧

実験名	破断時
漸増 SAC-S	+5%歪時
漸増 SAC-D	+5%歪時
地震応答 KOBE-S	2.5セット目
地震応答 KOBE-D	3セット目
地震応答 HACHINOHE-S	3セット目
地震応答 HACHINOHE-D	3セット目

図 11. 実在建物モデル(DF7)

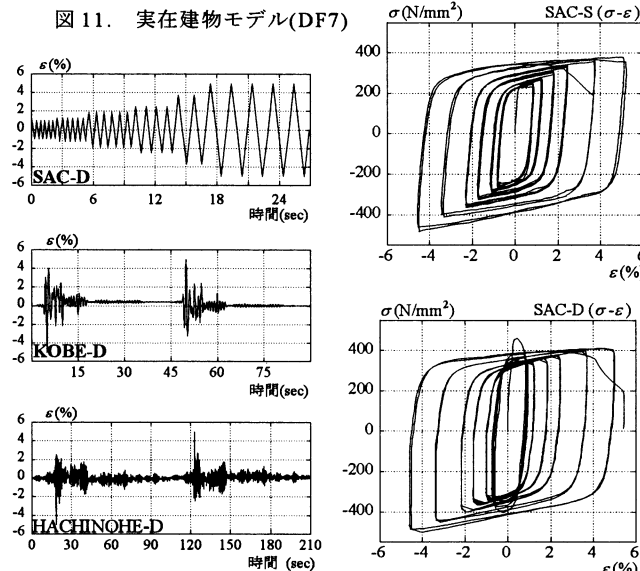


図 12. 荷重履歴例

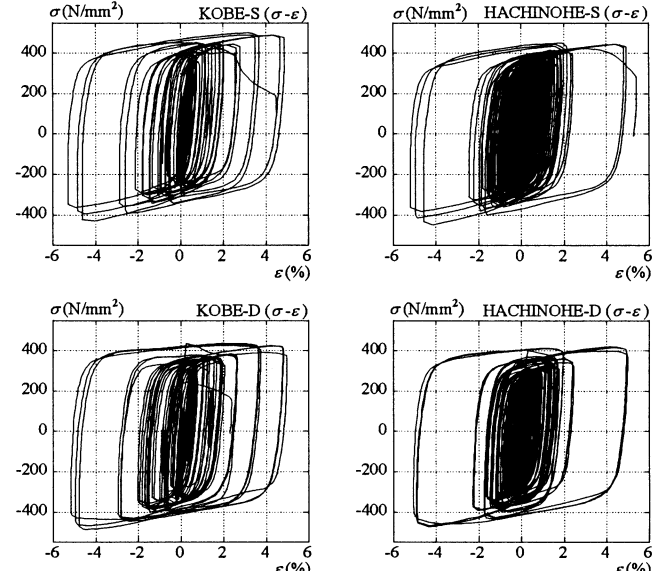


図 13. 真応力 - 真歪関係

度の影響は明確には見られない。

次に、梁端ダンパーの定歪振幅下での累積変形性能について整理する。歪制御にて行なわれる弾塑性疲労実験において、その結果は $\Delta\varepsilon - N_f$ 線図($\Delta\varepsilon$:全歪範囲, N_f :破断繰り返し数)として表せることが一般的に知られている。また、定歪振幅下の鋼材においては制御した全歪振幅を $\Delta\varepsilon_i$ 、弾性全歪振幅を $\Delta\varepsilon_e$ 、塑性全歪振幅を $\Delta\varepsilon_p$ とすると以下の式が成り立つことがManson¹⁸⁾とCoffin¹⁹⁾により提唱されている。

$$\Delta\varepsilon_e = C_1 N_f^{m_1} \quad (3)$$

$$\Delta\varepsilon_p = C_2 N_f^{m_2} \quad (4)$$

$$\Delta\varepsilon_i = C_1 N_f^{m_1} + C_2 N_f^{m_2} \quad (5)$$

梁端ダンパーの定振幅荷重実験の結果を、Manson-Coffin 則に適用すると式(6)(7)(8)を得る。

$$\Delta\varepsilon_e = 0.551 N_f^{-0.151} \quad (6)$$

$$\Delta\varepsilon_p = 17.0 N_f^{-0.439} \quad (7)$$

$$\Delta\varepsilon_i = 0.551 N_f^{-0.151} + 17.0 N_f^{-0.439} \quad (8)$$

上記の梁端ダンパーの定歪振幅下での累積変形性能を、既往の研究¹¹⁾²⁰⁾により示されている、低降伏点鋼 LY225 素材試験片と、座屈拘束ブレース(以下 BRB)の同関係を図 10 で比較する。なお、梁端ダンパーを使用する歪領域では、鋼材の疲労に対して塑性歪の影響が主体となっているため、塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の式により比較している。梁端ダンパーと BRB の塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の近似曲線は、破断繰り返し数 $N_f=50$ 近傍で交差しており、小歪振幅領域では梁端ダンパーは BRB よりも高い累積変形性能を有している。BRB や梁端ダンパーは座屈拘束部材としては良好な性状を示し、拘束材内での構面外変形は微小であるが、塑性化領域が長くなればなるほど、塑性歪は一様とはなり難く、この歪の偏在が全般的

に鋼素材→梁端ダンパー→BRB と疲労性能を低下させている要因と考えられる。

4. ランダム振幅荷重実験

次に、ランダムな振幅の下での梁端ダンパーの破断までの累積変形性能、及び歪速度依存性について検証する。

図 12 に荷重履歴の一例を、表 4 にランダム振幅荷重実験の荷重パラメーター一覧を示す。ランダム振幅荷重実験は、漸増荷重 1 種、地震応答荷重 2 種をそれぞれ準静的、動的に行う。漸増荷重実験で用いる荷重履歴は、AISC²²⁾に従って行なう(以下 SAC 履歴)。荷重速度は、SAC-S は静的で、SAC-D は歪速度一定(10%/sec)の三角波とする。なお、最後の最大歪 5% となる振幅は破断まで繰り返し続ける。地震応答荷重実験で梁端ダンパーに入力する波形は、文献 3) で用いられている 7 階建て実在建物モデル(DF7)に JMA-KOBE(NS)、HACHINOHE(NS)の観測地震波を入力して得られる応答のうち、最大応答を示す梁端部(図 11)の応答を基とし、最大歪が 5% となるように拡大して用いる。荷重速度は準静的試験は 0.5%/sec 以下、動的試験は 10%/sec 以下となるように入力波形を交換し、正負交番 2 波を 1 セットとする。

ランダム振幅荷重実験により得られた結果を、定振幅荷重実験と同様に処理し、真応力 - 真歪($\sigma - \varepsilon$)関係として図 13 に示す。図 7 と同様に上段が準静的荷重、下段が動的荷重の結果である。また、図 14 に梁端ダンパーの履歴曲線を骨格部、バウシinger 部、弾性除荷部に分解して求めたそれぞれの累積歪を、表 5 に各実験の破断時の繰り返し数を示す。

ランダム振幅荷重実験でも定振幅荷重実験の結果と同様に、動的試験の歪速度の影響は、応力の上昇という形で現れることが、

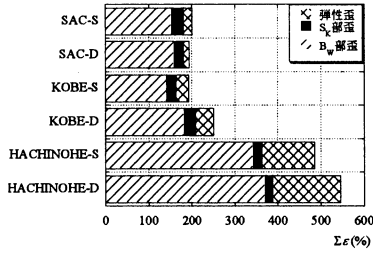


図14. 破断までの累積歪一覧
(ランダム振幅荷重)

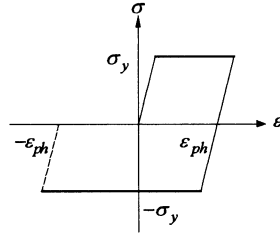


図15. 骨格部のみで破断に至る
履歴曲線のモデル

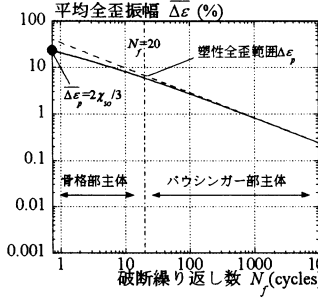


図16. 大塑性歪疲労曲線モデル
(骨格部損傷歪χso、一定仮定)

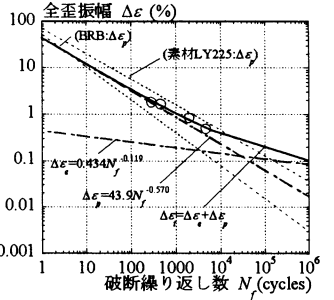


図17. 修正MC疲労曲線

応力-歪(σ-ε)関係より分かる。また、図14よりランダム振幅荷重下においても、歪速度は破断までの累積歪にはあまり影響しないことがわかる。

5. 累積塑性歪の予測式の検証

5.1. 骨格部破断歪一定仮定による累積変形性能予測式

梁端ダンパーの定歪振幅下での破断までの累積変形性能は、前項で示した全歪振幅-破断繰返し数(Δεi-Nf)関係より予測することが可能である。本項ではこの結果を利用し、ランダム振幅下での梁端ダンパーの破断までの累積変形性能の予測法の誘導を試みる。

文献11)では、骨格部の損傷度の影響がバウシンガー部の影響よりも大きいという仮定の下、BRBのランダム振幅下での破断までの累積塑性歪χの予測法(式(9))を提案している。

$$\chi(\%) = \frac{1}{\alpha_s / \chi_{so} + \left\{ (1 - \alpha_s) / 4 \right\} \left\{ \left(\frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right)^{1+m_2} \right\}^{-1/m_2}} \quad (9)$$

χ:累積塑性歪

αs:累積塑性歪に対する骨格部の比率

εph:平均塑性片歪振幅(%) (εph = Δεp/2)

Δεp:平均塑性全歪振幅(%)

χso:骨格部のみで破断に至る場合の累積塑性歪(図15)で、文献11)と同様35を使用

C: C2/2

本報では、この予測法を梁端ダンパーに適用する。まず、式(9)の意味について考える。式(9)は、鋼材の履歴曲線をバイリニアに仮定して、式(10)-(11)を定義し、その上でManson-Coffin則から導かれている¹¹⁾。

$$\chi = 4\varepsilon_{ph} N_f \quad (10)$$

$$\chi_s = 3\varepsilon_{ph} \quad (11)$$

$$\chi_B = \chi - \chi_s = 4\varepsilon_{ph} (N_f - 0.75) \quad (12)$$

$$\chi = a\chi_s + \chi_B \quad (13)$$

χs:骨格部歪

χB:バウシンガー部歪

a:骨格部の影響係数

式(10)に式(9)を代入すると式(14)、(15)を得る。これらは、平均塑性片歪振幅εphと破断繰返し数Nfとの関係式である。

$$\varepsilon_{ph} = \frac{\chi}{4N_f} = \frac{1}{\left\{ 4 \frac{\alpha_s}{\chi_{so}} + (1 + \alpha_s) \left(\frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right)^{1+m_2} \right\}^{-1/m_2}} N_f \quad (14)$$

$$N_f = \frac{1}{4 \frac{\varepsilon_{ph} \alpha_s}{\chi_{so}} + (1 - \alpha_s) \left(\frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right)^{-1/m_2}} \quad (15)$$

ここで、骨格部比率αsは、式(10)(11)より以下の式で表される。

$$\alpha_s = \frac{\chi_s}{\chi} = \frac{3\varepsilon_{ph}}{4\varepsilon_{ph} N_f} = \frac{3}{4N_f} \quad (16)$$

式(15)に、式(16)を代入すると式(17)となり、更に同式より式(18)が導かれる。

$$N_f \left\{ \frac{4\varepsilon_{ph}}{\chi_{so}} \frac{3}{4N_f} + \left(1 - \frac{3}{4N_f} \right) \left(\frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right)^{-1/m_2} \right\} = 1 \quad (17)$$

$$N_f = \left(1 - \frac{3\varepsilon_{ph}}{\chi_{so}} \right) \left(\frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right)^{1/m_2} + 0.75 \quad (18)$$

ここで、式(18)はεph = Δεp/2、C = C2/2より、式(19)となる。

$$N_f = \left(1 - \frac{3\Delta\varepsilon_p}{2\chi_{so}} \right) \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{C_2} \right)^{1/m_2} + 0.75 \quad (19)$$

式(19)は、破断繰返し数-平均塑性全歪振幅(Nf-Δεp)関係の式であり、大塑性歪領域の疲労曲線を表している。同式はχso = 3Δεp/2、すなわち骨格部比率αs = 1の時に破断繰返し数Nf = 0.75で鋼材は破断に至り、破断繰返し数Nf → ∞、すなわち平均塑性全歪振幅Δεp → 0の時に式(20)となる。

$$N_f = \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{C_2} \right)^{1/m_2} + 0.75 \quad (20)$$

ここで、式(20)の第二項は微小な値であると考え、式(21)を得る。

$$N_f = \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{C_2} \right)^{1/m_2} \quad (21)$$

これは、Manson-Coffin則に平均塑性全歪振幅Δεpを適用した式である。すなわち、式(9)はNf → ∞の時Δεp = C2 Nf^m2に漸近し、Nfが減少していくと次第にManson-Coffin則より下方に外れ、骨格部のみで破断に至る際の歪振幅、すなわちNf = 0.75の時Δεp = 2εph = 2χso/3を通る線を表現していると言える。式(19)が示す疲労曲線のモデルを図16に示す。

Mansonが同関係を定式化するために行なった実験¹⁸⁾は破断繰返し数が10 ≤ Nf ≤ 10⁶の範囲であり、Nf ≤ 10の領域は対象となっていない。一方、桑村²¹⁾は、繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の亀裂発生メカニズムについて応力-歪特性、破面フラクトグラフィ、及び亀裂先端の進展形態から検証している。同文献は亀裂発生繰返し数が少なく履歴曲線が骨格部主体で構成される応答を行なう鋼材は延性破壊、履歴曲線がバウシンガー部主体で構成される応答を行なう鋼材は疲労破壊により亀裂発生に至ることを述べ、塑性率-亀裂発生繰返し数(η-Nc)関係はNc ≒ 20の遷移点を境に大歪領域で、より緩やかな勾配を有することを提示している。この知見は図16の疲労曲線モデルと整合する。

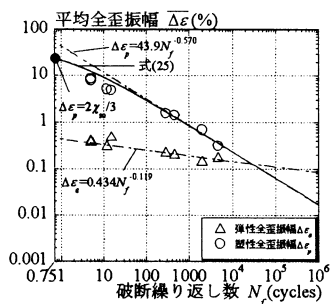


図 18. 大塑性歪疲労曲線 (修正 MC 係数適用, χ_{so} 一定)

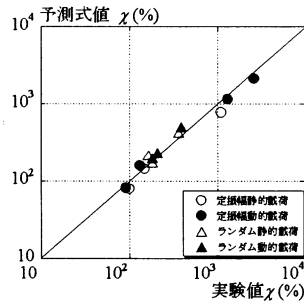


図 19. 実験値と予測値の比較 (修正 MC 係数適用, χ_{so} 一定)

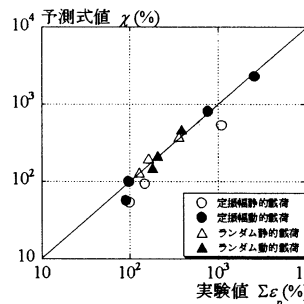


図 20. 実験値と予測値の比較 (修正前 MC 係数適用, χ_{so} 一定)

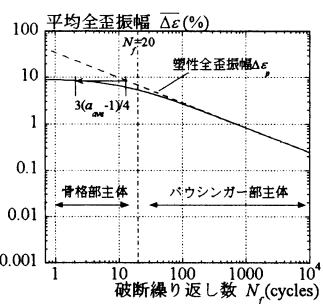


図 21. 大塑性歪疲労曲線モデル (骨格部損傷度倍率, a 一定仮定)

表 6. 予測式パラメーター一覧

	実験名	平均塑性片歪振幅 ε_{ph} (%)	骨格部比率 α_s	累積塑性歪実験値 $\Sigma\varepsilon_p$ (%)	累積塑性歪予測値 χ (%)
定振幅	0.3%-D	0.13	0.0007	1805.53	3881.37
	0.5%-D	0.30	0.0009	2569.64	2118.38
	1%-S	0.70	0.0160	1102.13	775.26
	1%-D	0.70	0.0011	1302.01	1140.53
	3%-S	2.74	0.1771	148.42	142.68
	3%-D	2.66	0.1538	131.42	157.39
	5%-S	4.47	0.3648	99.74	79.38
	5%-D	4.12	0.3652	90.98	80.14
ランダム	SAC-S	1.76	0.1530	180.12	172.18
	SAC-D	1.62	0.1269	181.00	199.33
	KOBE-S	0.80	0.1333	163.37	216.46
	KOBE-D	0.75	0.1234	207.73	232.17
	HACHINOHE-S	0.63	0.0569	363.13	423.21
	HACHINOHE-D	0.52	0.0463	387.82	508.16

また、3 章で述べた塑性化部の歪の偏在は、最大歪部が公称最大応力を超え負勾配に入った時点で歪集中が起こるため顕著となり、これも大歪領域で疲労曲線勾配が低下する大きな要因と考えられる。破断繰返し数が小さい試験体ほど塑性化領域に絞りが見られたこともこれを裏付けている。

以上のことから、式(9)中の C を導く際に使用する疲労曲線は、破断繰返し数 $N_f \leq 20$ の領域の定歪振幅実験結果を使用することは適さないと考えられる。本来式(9)はその誘導過程において骨格部の損傷度がバウシinger 部の損傷度よりも a 倍大きいと仮定しており、骨格部比率の大きい応答を示す定歪振幅実験結果を用いることは自己矛盾につながる。従って、以降は式(9)を導く際に用いる Manson-Coffin 則の係数は、破断繰返し数 $N_f \geq 20$ の範囲の結果を用いる。

図 10 および式(16)-(18)で示したすべての定振幅実験結果を Manson-Coffin 則に適用した式を以下 MC 疲労曲線(修正前)と呼ぶ。これに対し、 $N_f \geq 20$ の範囲の実験結果のみを Manson-Coffin 則に適用して新たに得た式(22)-(24)を修正 MC 疲労曲線と呼ぶ。

$$\Delta\varepsilon_p = 0.434N_f^{-0.119} \quad (22)$$

$$\Delta\varepsilon_p = 43.9N_f^{-0.570} \quad (23)$$

$$\Delta\varepsilon_p = 0.434N_f^{-0.119} + 43.9N_f^{-0.570} \quad (24)$$

修正 MC 疲労曲線を、BRB, LY225 素材試験片の塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の式と比較し図 17 に示す。以上の修正をすることにより、梁端ダンパーの塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の式は、2 式の間に分布するようになる。式(19)に修正 MC 疲労曲線の塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の式より得られる係数($C_2 = 43.9$, $m_2 = -0.570$)(以下修正 MC 係数と呼ぶ)を代入すると次式を得る。

$$N_f = \left(1 - \frac{3\Delta\varepsilon_p}{70}\right) \left(\frac{\Delta\varepsilon_p^{-1.75}}{1.31 \times 10^{-3}}\right) + 0.75 \quad (25)$$

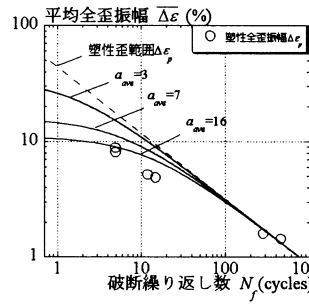


図 22. a_{ave} 比較

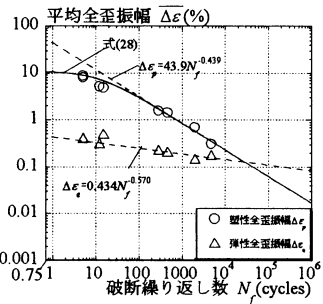


図 23. 疲労曲線モデル (修正 MC 係数適用, $a_{ave} = 16$)

式(25)の表す平均塑性全歪振幅 - 破断繰返し数($\Delta\varepsilon_p$ - N_f)関係を図 18 に示す。既に述べたように、同図は破断繰返し数が十分に多い領域においては修正 MC 疲労曲線の塑性全歪振幅の式(式(23))と一致し、 $N_f = 100$ 近辺より式(23)を下回り始め、導出に利用しなかった $N_f \leq 20$ の範囲における定歪振幅実験結果とも結果的に対応している。

5. 2. 実験結果と予測式の比較

以上の検証結果より、式(9)に適用する係数 C_2 , m_2 は、修正 MC 係数を適用することが妥当であると考えられる。これより梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪 χ の予測式は下式となる。

$$\chi(\%) = \frac{1}{\alpha_s/35 + (1 - \alpha_s) \left(\varepsilon_{ph}^{0.754} / 903 \right)} \quad (26)$$

上式を用いて梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪を算出する。表 6 に、実験結果より得られる各ランダム振幅載荷実験での骨格部比率 α_s 、平均塑性片歪振幅 ε_{ph} 、及び累積塑性歪 $\Sigma\varepsilon_p$ を示す。なお、平均塑性片歪振幅 ε_{ph} は、レインフロー法により、各実験の全歪振幅を分解し、降伏歪 ε_y の 2 倍を超える歪範囲の平均値の半分とする。ここで、降伏歪 ε_y は JIS-1A 号引張試験結果より得られた 0.195% とする。式(26)を用いて梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪 χ を計算し、実験により得られた破断までの累積塑性歪 $\Sigma\varepsilon_p$ と比較して図 19 に示す。同図より式(26)はランダムな載荷を受ける梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪を良い精度で予測することが可能であることが分かる。

一方、式(9)に MC 疲労曲線(修正前)より得られる係数($C_2 = 17.0$, $m_2 = -0.439$)(以下修正前 MC 係数と呼ぶ)を適用して得られる式を用いて予測した梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪 χ と実験により得られた破断までの累積塑性歪 $\Sigma\varepsilon_p$ とを比較して図 20 に示す。同図では、破断までの累積歪が小さく骨格部比率の大きい傾

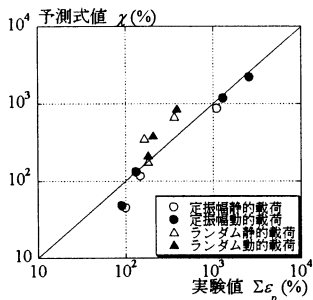


図 24. 実験値と予測値の比較
(修正 MC 係数適用)

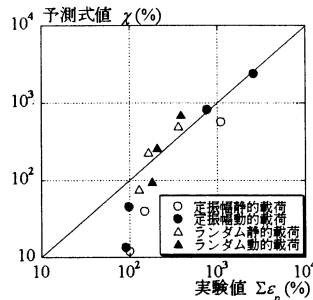


図 25. 実験値と予測値の比較
(修正前 MC 係数適用)

表 7. 破断地震回数一覧

地震波	方向	モデル	最大歪 $\varepsilon_{max}(\%)$	累積塑性歪 $\Sigma\varepsilon_p(\%)$	破断地震回数 $N_{f,破}$
JMA-KOBE	NS	7層	2.411	13.4	177
		15層	1.104	2.7	1470
HACHINOHE	NS	7層	0.768	8.8	451
		15層	1.035	10.7	252
TAFT	EW	7層	1.658	18.6	173
		15層	1.296	22	106
El Centro	NS	7層	1.712	26.5	92
		15層	0.871	13.3	190

域において精度が劣っており、 $N_f \leq 20$ の領域を除外して導いた MC 係数を用いた図 19 の方が、予測精度が改善されていることが分かる。

5.3. 骨格部損傷倍率一定仮定による累積変形性能予測式

文献 11) では、骨格部のパウシンガー部に対する損傷度倍率 a が一定値 (a_{ave}) であると仮定した式 (27) による、BRB の破断までの累積塑性歪の予測式も提案している。式 (9) と同様に同式を变形すると式 (28) を得る。

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

$$N_f = \left(\frac{\varepsilon_{ph}}{C} \right)^{-1/m_2} - \frac{3(a_{ave} - 1)}{4} \quad (28)$$

式 (28) は、式 (20) と同様に、 $N_f \rightarrow \infty$ で Manson-Coffin 則の塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の式と一致し、平均塑性全歪振幅が小さい領域においては破断繰り返し数 N_f が第 2 項分だけ低減される式となっている。図 21 に式 (28) が表す疲労曲線の模式図を示す。また、図 22 には式 (25) と同様に修正 MC 係数 ($C_2 = 43.9$, $m_2 = -0.570$) を式 (28) に適用し、 a_{ave} の値を文献 11) が採用している値 16 を規準に 7, 3 と低減して比較したものを示す。同図より $a_{ave} = 16$ の時、式 (28) は定振幅載荷実験の塑性全歪振幅 $\Delta\varepsilon_p$ の結果と最も良く対応していることが分かる。式 (28) に $a_{ave} = 16$ 及び修正 MC 係数を適用したものを定振幅載荷実験結果と合わせて図 23 に示す。同図より MC 係数の同定に使用しない $N_f \leq 20$ の領域は、(28) 式により補足されていることが分かる。

5.4. 実験結果と予測式の比較

式 (27) に $a_{ave} = 16$ 、及び修正 MC 係数を適用すると式 (29) を得る。図 24 に式 (29) による梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪 χ と各種実験結果との対応を示す。

$$\chi(\%) = \frac{1}{(1 + 15\alpha_s) \left(\varepsilon_{ph}^{0.754} / 903 \right)} \quad (29)$$

図 26 より、式 (29) は良い精度でダンパーの破断までの累積塑

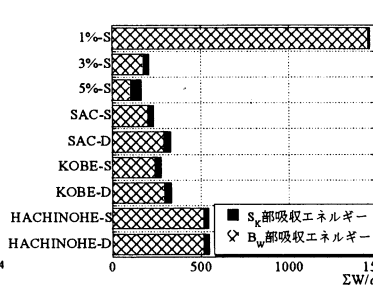


図 26. 吸収エネルギー一覧

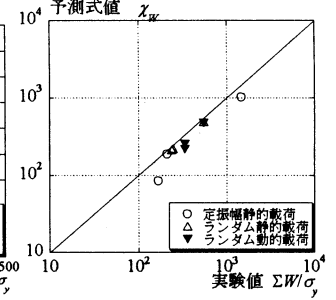


図 27. 実験値と予測値の比較
(累積無次元化歪エネルギー)

性歪を予測できると言えるが、その精度は式 (26) よりも若干劣っている。また、参考として図 25 に修正前 MC 係数を式 (26) に適用して求められる梁端ダンパーの破断までの累積塑性歪の予測値 χ と実験結果との対応を示す。この場合、骨格部比率が大きな領域において、予測値 χ は実験値 $\Sigma\varepsilon_p$ に対して小さくなり、誤差が拡大することが分かる。

5.5. ダンパーを付加した実在建物モデルの累積変形性能

文献 3) で用いた 7 階、15 階建ての実在建物モデルに設置されたダンパーの損傷度評価を、レベル 2 ($V_{max} = 50 \text{ cm/sec}$) に基準化した地震波を用いて行う。各モデルの応答が最大となる梁端部のダンパーが、同じ地震波を繰り返し受けたときの破断地震回数 $N_{f,破}$ を式 (26) を用いて算出し表 7 に示す。同表より、梁端ダンパーはこれらの地震に対して数十回分以上の余裕率を持つことが分かる。

6. 累積吸収エネルギーによる評価

エネルギーの収支により、構造の健全性を検証する設計法も一般化しつつあることから、履歴ダンパーの吸収エネルギー性能を評価する必要性も高まっている。文献 11) は、BRB が破断までに吸収する単位体積あたりのエネルギー ΣW を、鋼素材の降伏応力で除して無次元化した、累積無次元化歪エネルギー χ_w を歪硬化率 β を用いて予測する方法を提案している。この予測法を梁端ダンパーに適用すると式 (30) を得る。

$$\chi_w = \frac{\beta}{\alpha_s / 35 + (1 - \alpha_s) \left(\varepsilon_{ph}^{0.754} / 903 \right)} \quad (30)$$

同式において α_s は梁端ダンパーが吸収するエネルギーに対する骨格部が吸収するエネルギーの比である。梁端ダンパーにおいて β の値は 1.10 前後となっている。

梁端ダンパーの各種実験結果より求まる累積無次元化歪エネルギーは図 26 のようになる。図 27 に式 (30) による累積無次元化歪エネルギーの予測値と実験結果との対応を示す。同図より、式 (30) は梁端ダンパーが破断までに吸収する累積無次元化歪エネルギーを良い精度で予測できていることが分かる。

7. 結

小規模な座屈拘束部材である梁端ダンパーについて、大歪領域を含む定振幅疲労実験およびランダム振幅載荷実験を行い、芯材が破断に至るまでの累積変形性能および吸収エネルギー量を分析し、座屈拘束ブレースに関する既往の研究との比較を行った。以下に得られた結果を要約する。

1) 梁端ダンパーは動的かつランダムな載荷の下でも安定した累積

変形性能を持ち、破断までの累積歪、破断繰り返し数に対する歪速度による影響は微小である。

2)大歪領域を含む疲労試験結果より Manson-Coffin 式を用いて得られた疲労曲線の勾配は、鋼素材試験および通常の座屈拘束ブレースの疲労曲線より緩やかな勾配を有するが、破断繰返し回数 20 回以下の大歪領域を除いて同定を行えば、両者の間に分布する。

3)予測式の構成は、破断繰返し回数 20 回以下の大歪振幅領域で疲労曲線勾配が緩やかになる特性を有しており、これは鋼素材に関する既往の研究と一致する。また定振幅の疲労曲線を同定する際に大歪領域を除外する必然性はこの特性や、塑性化領域内での歪集中により説明が可能である。

4)ランダム振幅応答下における梁端ダンパーの破断までの累積変形性能 χ は、座屈拘束ブレースと同様の予測式で精度よく評価できる。ダンパー固有のパラメータである χ_{so} , a_{ave} の値は座屈拘束ブレースと同等の値となった。

5)得られた累積変形性能予測式を既往の研究で試算された 7 階、15 階の建物モデルの応答履歴に適用したところ、いずれも観測波によるレベル 2 地震入力数 10 回分以上のエネルギー吸収能力を有していることが確認された。

なお、ランダム振幅を受けるダンパーの累積変形性能は、大振幅と小振幅を受ける順番にも影響を受けることが考えられるが、今回の方法ではこれを区別無く取り扱っており、順番を比較した実験も行っていない。これらの影響については今後の課題とした。

参考文献

- 1)吉敷祥一, 山田哲, 竹内徹, 鈴木一弁, 岡田健, 和田章: 損傷を梁端下フランジの接合要素に限定する新しい鋼構造骨組(その 1. ウェブ塑性化スプリットティを用いた柱梁接合部の実験), 日本建築学会構造系論文集, 第 575 号, pp.113-120, 2004.01
- 2)吉敷祥一, 山田哲, 竹内徹, 鈴木一弁, 佐伯英一郎, 和田章: 損傷を梁端下フランジの接合要素に限定する新しい鋼構造骨組(その 2. 床スラブ付き架構の実験), 日本建築学会構造系論文集, 第 585 号, pp.177-184, 2004.11
- 3)竹内徹, 津曲敏, 鈴木一弁, 山田哲, 和田章: 梁端部に弾塑性ダンパーを有する制振構造の設計及び性能, 日本建築学会技術報告集, 第 20 号, pp.125-130, 2004.12
- 4)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, NO.372, pp.49-55, 1999
- 5)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
- 6)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, 第 530 号, pp.155-161, 2004.04
- 7)M.A.Miner: Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mech, vol.2, pp.A159-A164, 1945.09
- 8)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
- 9)日本建築学会荷重運営委員会繰返し荷重効果小委員会: シンポジウム 風と地震による繰返し荷重効果と疲労損傷, 2004.07
- 10)中込忠男, 李建: 繰返し力を受ける SM490 鋼の疲労性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 469 号, pp.127-136, 1995.3
- 11)竹内徹, 井田茉莉, 山田哲, 鈴木一弁: 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, 日本建築学会構造系論文集, 第 586 号, pp.203-210, 2004.12
- 12)吹田啓一郎, 井上一郎, 竹内一郎, 宇野暢芳: 座屈拘束された方杖ダンパーによる柱梁高力ボルト接合構造の力学挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第 571 号, pp.153-160, 2003.09
- 13)竹内一郎, 金尾伊織, 吹田啓一郎, 中島正愛: 方杖ダンパーにより接合された鋼梁の横座屈挙動と必要横補剛, 日本建築学会構造系論文集, 第 585 号, pp.185-192, 2004.11
- 14)百野泰樹, 聲高裕治, 井上一郎: 方杖ダンパーを用いた柱梁高力ボルト

接合骨組の地震応答解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 586 号, pp.219-226, 2004.12

- 15)例えば, 加藤強, 秋山宏, 山内康之: 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)山田哲, 吉敷祥一: パウシンガー効果を考慮したダンパー用鋼材の簡潔な履歴モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第 581 号, pp.109-116, 2004.07
- 17)山田哲, 山口路夫, 竹内百合, 竹内徹, 和田章: 動的繰返し載荷実験結果に基づくダンパー用鋼材の履歴特性の評価 速度依存性を考慮したダンパー用鋼材の履歴特性に関する研究 その 1, 日本建築学会構造系論文集, 第 553 号, pp.121-128, 2002.03
- 18)S.S.Manson: Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, McGraw-Hill, 1966 Engineering, ASME, pp.565-571, 1961.12
- 19)L.F.Coffin Jr.: Experimental Support for Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue, Journal of Basic Engineering, Trans. ASME, Series D, pp.533-537, 1962.12
- 20)佐伯英一郎, 杉沢充, 山口種実, 望月晴雄, 和田章: 低降伏点鋼の低サイクル疲労特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 472 号, pp.139-147, 1995.06
- 21)桑村仁: 繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労-延性破壊遷移, 日本建築学会構造系論文集, 第 461 号, pp.123-131, 1994.07
- 22)American Institute of Steel Construction: Seismic Provisions for Structural Steel Building, 2002

付録 1

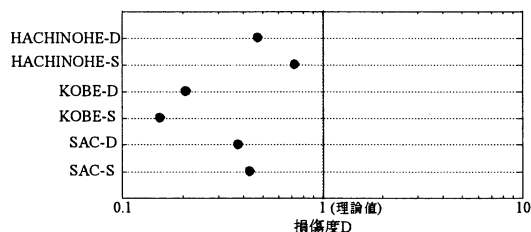
ランダム振幅下における、鋼材の疲労性能の評価には Miner 則⁷⁾⁻¹⁰⁾を用いる方法も一般的に行われている。本報告中の実験結果に対し、Miner 則を塑性領域の $\epsilon - N_f$ 関係(式(23))に適用し、次式により評価を行った例を以下に示す。

$$D = \sum_{i=1}^n n_i / N_i = 1 \quad (A)$$

n_i : 歪振幅 ϵ_i の繰返し数

N_i : 歪振幅 ϵ_i の破断繰返し数

式(A)を、各ランダム振幅載荷実験結果に適用し、付図 1 に示す。梁端ダンパーにおいて、D 値は 0.16 から 0.73 の間に分布しており、梁端ダンパーの様に歪レベルの高い部材の累積変形性能を Miner 則により評価することは危険側となる場合が多い。この結果は、中込^{9),10)}の報告と同様の精度となっている。疲労曲線の係数 m_2 が -1.0 に近いとき、Miner 則による損傷度評価と平均歪振幅を用いた評価は近い値となる。大歪領域での Miner 則の精度が悪化する要因は、主に大歪領域における疲労曲線の低下を考慮していない点にあると考えられる。



付図 1. Miner 則による累積変形性能評価

(2005年7月6日原稿受理, 2005年10月31日採用決定)