

軸降伏型履歴ダンパーの疲労特性に関する研究

FATIGUE PROPERTIES OF AXIAL-YIELD TYPE
HYSTERESIS DAMPERS

前田 泰史*, 中田 安洋**, 岩田 衛***, 和田 章****

Yasushi MAEDA, Yasuhiro NAKATA, Mamoru IWATA
and Akira WADA

Vibration controlled structures using energy absorption dampers have become popular recently. The low and high cycle fatigue properties of hysteresis dampers in these structures are important. We carried out fatigue tests on axial-yield type hysteresis dampers made of steel at certain strain levels.

The key findings regarding design are as follows,

- 1) The fatigue design of the dampers in the elastic range can be based on an ordinary connection design formula.
- 2) If the strain range, $\Delta \epsilon$, occurring at a large earthquake is less than 1.5 %, the performance of the dampers is good.
- 3) By using plastic range positively in case of a strong wind load, the design criteria of the dampers for earthquake and strong wind have more flexibility.

Keywords : Fatigue properties, Hysteresis dampers, Vibration controlled structure, Low yield strength steel

疲労特性, 履歴ダンパー, 制振構造, 極低降伏点鋼

1. 序論

近年, 特に高層建築物において地震, 風等の動的外乱に対するエネルギー吸収部位を明確にしたいわゆる制振構造^{1)~3)}が主流になり, 速度依存型の粘性ダンパー, 変形依存型の履歴ダンパー等が頻繁に使用されるようになってきた。これらのダンパーの内, 鋼製の履歴ダンパーに着目すると, 座屈拘束ブレース^{4)~7)}やせん断パネル⁸⁾などがあり, 小さな入力から塑性化を許容し, そのエネルギー吸収によって応答を低減させる設計を行う場合が数多く出現してきている。このように, 鋼材を履歴ダンパーとして積極的に塑性域まで活用する場合, これまでは問題視されていなかった兵庫県南部地震クラスの地震に対する低サイクル疲労, 中規模地震や室戸台風クラスの強風に対する疲労が問題となる可能性がでてくる。このため, 塑性歪み振幅下における力学的特性を明らかにしておく必要がある。

鋼構造物の疲労特性について得られている知見を以下に示す。

弾性域においては, 引張強さが330N/mm²以上1000N/mm²以下の鋼材が弾性範囲の一定振幅を受ける場合について, 応力繰返し数(N)は応力範囲($\Delta\sigma$)と溶接等による継手(A等級~H等級)の形状によって決定する定数($\Delta\sigma_{ce}$, $\Delta\sigma_f$)により下式で表わすことができる⁹⁾。

$$N = 2 \times 10^6 \cdot \Delta\sigma_f^3 \cdot \Delta\sigma^{-3} \quad (\Delta\sigma > \Delta\sigma_{ce}) \quad \dots\dots\dots (1.1)$$

$$= \infty \quad (\Delta\sigma \leq \Delta\sigma_{ce})$$

塑性歪み下における種々の鋼材について, 素材レベルでの低サイクル疲労特性, 破壊に至るまでの履歴曲線の特性は, 歪み速度, 歪みレベルの観点より明らかにされている¹⁰⁾¹¹⁾。これによると, 疲労寿命は歪み範囲の関数でありManson-Coffin式で表現でき, また歪み速度, 鋼種による影響は少ない。また, 堀江らは溶接構造用鋼材(SM490)の溶接等の影響を考慮した継手について, 塑性域の疲労寿命を(1.1)式を延長した式によって推定している¹²⁾。

塑性域の疲労特性に関する研究は, その他にも多数行われている。例えば, 圧力容器に関しては疲労設計式(JIS B 8281)がある。しかし, 本論文の対象としている履歴ダンパーについては, (1.1)式のように指標となる疲労設計式は存在していない。また, ダンパー用鋼板として開発された極低降伏点鋼(BT-LYP100)については, (1.1)式の適用範囲外であり, 弾性域の疲労特性についても十分に把握できていない。

本論文では, 履歴ダンパーとして用いられる鋼材について, 大地震時, 強風時, 日常風時に軸降伏型履歴ダンパーに想定される歪み範囲での一定振幅疲労試験を実施し, この結果を(1.1)式及び既往の素材レベルの実験結果¹⁰⁾¹¹⁾と比較, 検討する。また, 得られた試験結果により, 軸降伏型履歴ダンパーの設計方法を示す。

本論文の一部は1997年度日本建築学会大会²⁾で発表している。

* 新日本製鐵建築事業部 工修
** 新日本製鐵建築事業部 部長代理
*** 新日本製鐵建築事業部 部長・工博
**** 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Building Construction Division, Nippon Steel, M. Eng.
Building Construction Division, Nippon Steel
Building Construction Division, Nippon Steel, Dr. Eng.
Prof. Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology,
Dr. Eng.

2. 試験計画

1. に示した試験の目的により軸降伏型履歴ダンパーの疲労試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

2.1 プレースに発生する軸方向歪み

軸降伏型履歴ダンパーであるアンボンドブレース⁹⁾が装着されたフレームの一例を図2.1に示す。このようなフレームが完全せん断変形すると仮定し、図2.2に示すように水平方向に δ だけ変形したとき、層間変形角 γ は下式で表わすことができる。

$$\gamma = \delta / H \quad \dots\dots(2.1)$$

ブレース材長を L_b とすると、このときのブレースの変形量(δ_b)、ブレースの軸方向歪み(ϵ_b)は下式で表わすことができる。

$$\delta_b = \delta \cdot L / L_b \quad \dots\dots(2.2)$$

$$\epsilon_b = \delta \cdot L / L_b^2 \quad \dots\dots(2.3)$$

(2.1),(2.3)式より、ブレースの軸方向歪みと層間変形角の関係は下式で表わすことができる。

$$\epsilon_b = \gamma \cdot (H L / L_b^2) \quad \dots\dots(2.4)$$

例えば、地震時の最大層間変形角(γ)が1/100、 $H=L$ (ブレース角度が45度)の場合、(2.4)式によりブレースの軸方向歪み(ϵ_b)は0.5%となる。しかし、図2.1に示すようにフレームに装着されたブレースには塑性化しない部分(ガセットプレートなど)が存在するため、ブレースに発生する最大軸方向歪みは ϵ_b より大きな値となる。そこで本試験においては、最大軸方向歪みを0.75%に設定する。また、試験で与える最小軸方向歪みは、台風、日常風などを想定し、(1.1)式を参考に破断繰返し数が 2.0×10^6 程度となるように設定する。

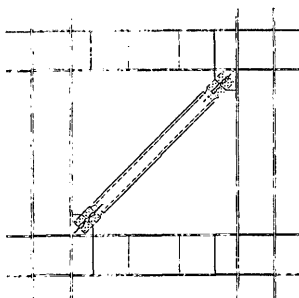


図2.1 軸降伏型履歴ダンパーが装着されたフレーム

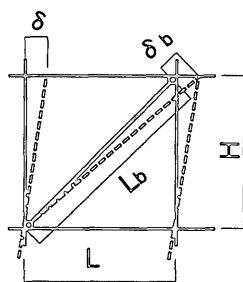


図2.2 フレームの変形

2.2 試験体

(1) 試験体形状

試験体はブレース芯材部分の溶接部、部材断面などをほぼ原寸でモデル化する。また、疲労亀裂の進展を観察するために座屈拘束部材は省略し、塑性区間長は座屈を防止するために75mmとする。部材形状を図2.3に示す。32mmの厚板を機械加工して部材中央部断面は16×100(mm)とし、これに座屈防止用リブプレート¹⁰⁾を隅肉溶接する。なお、溶接は半自動溶接とし、実際の部材を想定して止端処理は行わないこととする。溶接部形状を写真2.1に示す。

(2) 鋼材材質

履歴ダンパーの使用鋼種として、建築構造用の代表鋼種である建築構造用鋼材SN400B、降伏歪み度が小さく小振幅から履歴減衰の期待できる極低降伏点鋼BT-LYP100(以下、LYP100と称す)の2種類を選択する。なお、リブプレートの鋼種はSN490Bとする。

2.3 試験方法

(1) 記号等の定義

応力範囲、歪み範囲等の記号の定義を図2.4に示す。なお、応力は軸力を載荷前の母材中央部断面積で除した値とする。破断繰返し数(N_f)と、歪み(ϵ)の定義は以下に示す。

N_f : 変位制御試験においては最大荷重の75%に荷重が低下した回数、荷重制御試験においては荷重が保持できなくなった回数とする。

ϵ : 変位制御試験においてはリブプレートに装着したパイ型変位計(写真2.2参照)の平均値をリブプレート先端間距離で除したものである。即ち、リブプレート領域の弾性区間変形は全体の変形に対して微小であったため、これを無視する。荷重制御試験においては部材中央部の歪みゲージの平均値とする。

(2) 試験制御

疲労試験は600kN油圧式試験機により行った(写真2.3参照)。試験機の仕様を以下に示す。

- ・容量 正荷重±800kN, 繰返し荷重±600kN
- ・駆動方式 電気油圧サーボ

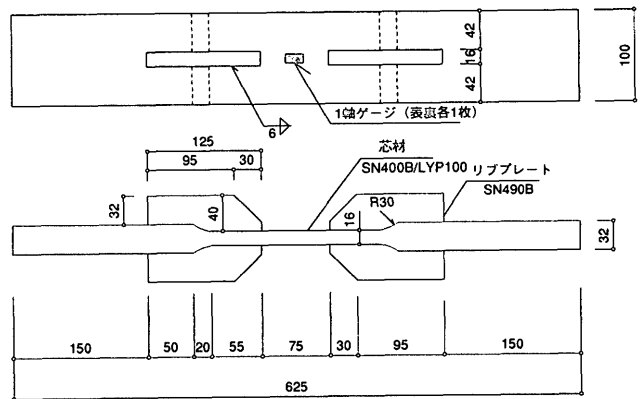


図2.3 試験体の形状

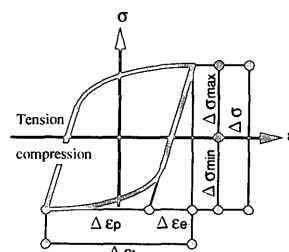


図2.4 記号の定義



写真2.1 溶接部の形状



写真2.2 パイ型変位計

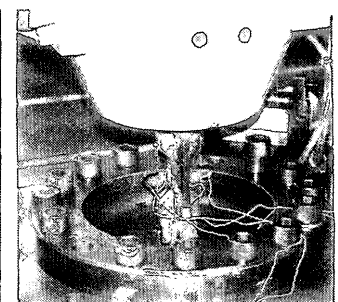


写真2.3 試験状況

- ・変位振幅 ± 50mm
- ・周波数範囲 0.01 ~ 15Hz

歪比 $R(\epsilon_{max}/\epsilon_{min})$ は-1で一定の完全両振り試験とした。ここで、歪み $\epsilon_{max}, \epsilon_{min}$ は、それぞれ応力が $\sigma_{max}, \sigma_{min}$ のときの歪みである。弾性範囲の試験は試験機の油圧による軸力振幅一定制御（正弦波）で、塑性範囲の試験はパイ型変位計による変位振幅一定制御（三角波）で行った。なお、軸力制御試験は10Hz、変位制御試験は0.1%/secの速度で試験を実施し、歪み制御試験はパイ型変位計により、荷重制御試験はロードセルにより制御を行った。加力サイクルを図2.5(a),(b)に、試験制御一覧表を表2.1に示す。

(3) 測定項目

変位制御試験、軸力制御試験について、測定項目をそれぞれ示す。歪みゲージの貼り付け位置は図2.3中に示す。なお、軸力制御試験においては歪みの測定は行っていない。

- ・変位制御試験：荷重，中央部歪，変位，繰返し回数，破断繰返し数，各サイクルの荷重と歪みの関係，各サイクルのエネルギー吸収量
- ・軸力制御試験：荷重，中央部歪，繰返し回数，破断繰返し数

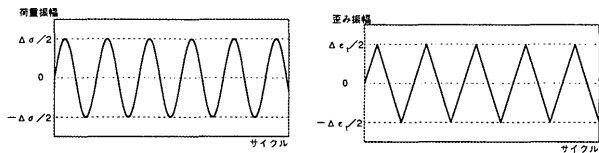


図2.5 加力サイクル

表2.1 試験制御一覧表

試験体	鋼種	制御方法	$\Delta \epsilon_t$ (%)	$\Delta \sigma$ (MPa)
400-D1	SN400B	変位制御	1.44	—
400-D2			0.97	—
400-D3			0.75	—
400-D4			0.57	—
400-D5			0.43	—
400-L1	SN400B	軸力制御	—	294
400-L2			—	147
400-L3			—	111
400-L4			—	62
100-D1	LYP100	変位制御	1.49	—
100-D2			1.01	—
100-D3			0.57	—
100-D4			0.35	—
100-D5			0.24	—
100-D6			0.16	—
100-L1	LYP100	軸力制御	—	123
100-L2			—	98

3. 材料試験

試験に先立ち、使用した鋼材の材料試験を行った。鋼材の化学的性質を表3.1に、機械的性質を表3.2に示す。また、応力-歪み関係を図3.1(a),(b)に示す。なお、疲労試験区間の板厚は16mmである（図2.3参照）ため、引張試験片は32mmの鋼板を16mmに減厚加工したJIS Z 2201-5号試験片を使用した。

4. 試験結果と考察

それぞれの鋼材について、変位制御試験の結果一覧表 ($N_f/2$ サイクルにおける歪み範囲，応力範囲，破断繰返し数，破断位置)を表4.1(a),(b)に、荷重制御試験のそれを表4.2(a),(b)にそれぞれ示す。

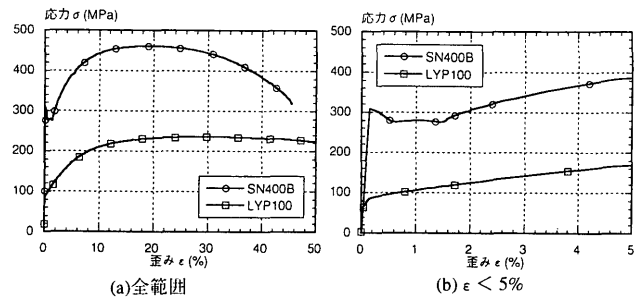


図3.1 鋼材の応力-歪み関係

表3.1 鋼材の化学的性質

材質	C	Si	Mn	P	S
SN400B	0.14	0.23	1.07	0.02	0.008
LYP100	0.002	0.02	0.14	0.01	0.001

表3.2 鋼材の機械的性質

材質	上降伏点 (MPa)	下降伏点 (MPa)	0.2%オフセット耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	破断伸び (%)
SN400B	302	276	—	462	48
LYP100	—	—	87	235	76

表4.1(a) 変位制御試験結果(SN400B)

試験体	$N_f/2$ におけるひずみ範囲			$N_f/2$ における応力範囲			N_f (cycles)	破断位置
	$\Delta \epsilon_t$ (%)	$\Delta \epsilon_c$ (%)	$\Delta \epsilon_p$ (%)	$\Delta \sigma$ (MPa)	$\Delta \sigma_{max}$ (MPa)	$\Delta \sigma_{min}$ (MPa)		
400-D1	1.44	0.63	0.81	626	315	-312	534	止端部
400-D2	0.97	0.55	0.43	563	282	-280	1481	止端部
400-D3	0.75	0.49	0.25	515	259	-256	3100	止端部
400-D4	0.57	0.44	0.13	473	238	-235	8650	止端部
400-D5	0.43	0.39	0.04	418	201	-218	24250	止端部

表4.1(b) 変位制御試験結果(LYP100)

試験体	$N_f/2$ におけるひずみ範囲			$N_f/2$ における応力範囲			N_f (cycles)	破断位置
	$\Delta \epsilon_t$ (%)	$\Delta \epsilon_c$ (%)	$\Delta \epsilon_p$ (%)	$\Delta \sigma$ (MPa)	$\Delta \sigma_{max}$ (MPa)	$\Delta \sigma_{min}$ (MPa)		
100-D1	1.49	0.39	1.11	352	177	-174	584	止端部
100-D2	1.01	0.33	0.68	314	158	-156	1200	止端部
100-D3	0.57	0.25	0.32	261	132	-128	2925	止端部
100-D4	0.35	0.22	0.13	24	111	-109	11300	止端部
100-D5	0.24	0.18	0.06	191	97	-94	40700	止端部
100-D6	0.16	0.15	0.01	153	77	-75	413750	止端部

表4.2(a) 荷重制御試験結果(SN400B)

試験体	ΔP (kN)	$\Delta \sigma$ (MPa)	$\Delta \epsilon_t$ (%)	N_f (cycles)	破断位置
400-L1	470	294	0.17	6.39E+04	止端部
400-L2	235	147	0.085	3.76E+05	止端部
400-L3	176	111	0.060	1.14E+06	止端部
400-L4	98	62	0.034	5.35E+06	止端部

注) $\Delta \epsilon_t$ はひずみレベルが安定したときの値とした。

表4.2(b) 荷重制御試験結果(LYP100)

試験体	ΔP (kN)	$\Delta \sigma$ (MPa)	$\Delta \epsilon_t$ (%)	N_f (cycles)	破断位置
100-L1	196	123	0.12	1.63E+06	止端部
100-L2	157	98	0.065	2.00E+06	未破断

注) $\Delta \epsilon_t$ は歪みレベルが安定したときの値とした。
100-L2は 2×10^6 回で試験を終了した。

4.1 破断面の状況

SN400Bの試験体のうち、400-D2 ($\Delta \epsilon_p = 0.97\%$) 及び400-L4 ($\Delta \epsilon_p = 0.034\%$) について試験後の破断面状況を写真4.1(a),(b)にそれぞれ示す。

写真4.1(a)より、大きな塑性歪み振幅を受けた破断面は粒子が非常に粗く、疲労亀裂が急激に進展した痕跡がみられ、典型的な低サイクル疲労破断面となっている。一方、写真4.1(b)より弾性歪み振幅を受けた破断面は粒子が非常に細く、なめらかであり、疲労亀裂の進展が緩やかであったことを示している。なお、LYP100の試験体についても同様の傾向がみられた。

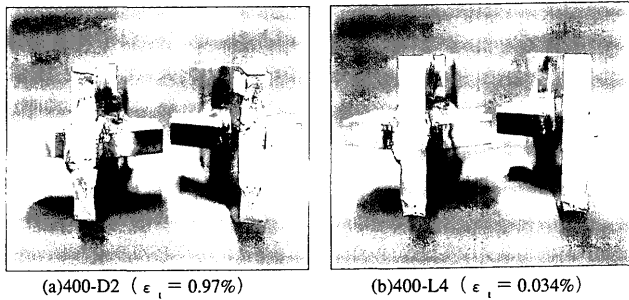


写真4.1 破断面の状況 (SN400B)

4.2 ヒステリシスの推移

変位制御試験を行った試験体について、歪み範囲 ($\Delta \epsilon_p$) 毎に応力範囲 ($\Delta \sigma$) と繰返し数 (N) の関係を図4.1(a),(b)に示す。また、制御歪み範囲の最も大きい試験体 (400-D1,100-D1) について、1サイクル目、最大応力時、 N_f を超えたサイクル時における応力 (σ) と歪み

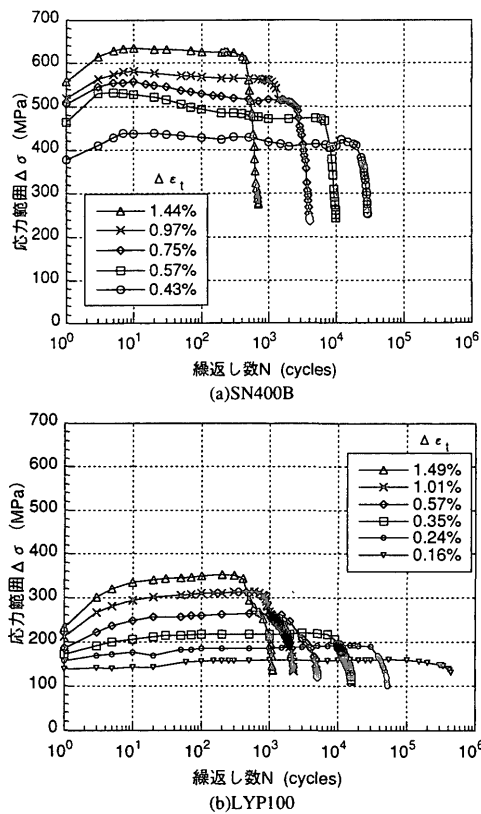


図4.1 応力範囲($\Delta \sigma$)と繰返し数(N)の関係

(ϵ) の履歴曲線を図4.2(a),(b)にそれぞれ示す。なお、これらの試験体における破断繰返し数 (N_f) は534及び584サイクルである。

1サイクル目の応力範囲に対する最大応力範囲の比、即ち歪み硬化による応力上昇率をみると、SN400Bは全ての歪み範囲において10%~15%の上昇率ではほぼ一定であるのに対し、LYP100は $\Delta \epsilon_p = 0.16\%$ で約15%の上昇率であるが、 $\Delta \epsilon_p = 1.49\%$ においては約50%も上昇しており、歪み範囲によって上昇率が大きく異なっている。普通鋼より極低降伏点鋼の方が歪み硬化する割合が高いこと、またその傾向は歪み範囲が大きいほど顕著であることがわかる。

また、図4.2(a),(b)より履歴曲線の推移をみると、最大応力時は圧縮引張共に同面積の曲線を描いているのに対し、 N_f を超えたサイクルでは履歴面積が減少し、引張、圧縮非対称の曲線を描いている。これは、溶接止端部の亀裂進展に伴う軸剛性の低下によるものであり、また、圧縮側最大歪み付近ではその亀裂がふさがることによる軸剛性、応力の上昇がみられる。

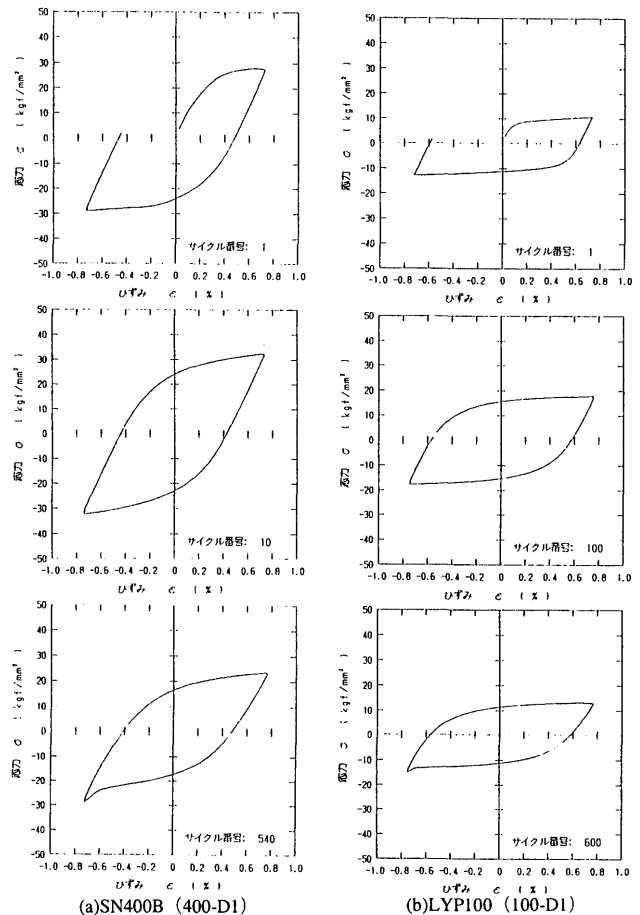


図4.2 履歴曲線の推移

4.3 Manson-Coffin 式による評価

変位制御試験を行った試験体について、歪み範囲 ($\Delta \epsilon_p$, $\Delta \epsilon_e$, $\Delta \epsilon_p$) と破断繰返し数 (N_f) の関係を図4.3(a),(b)に示す。

全歪み範囲 (ϵ_f)、塑性歪み範囲 (ϵ_p) 及び弾性歪み範囲 (ϵ_e) について、Manson-Coffin 式は次式で表わされる。

$$\epsilon_p = C_1 \cdot N_f^{m1} \quad \dots\dots\dots(4.1)$$

$$\epsilon_e = C_2 \cdot N_f^{m2} \quad \dots\dots\dots(4.2)$$

$$\epsilon_f = C_1 \cdot N_f^{m1} + C_2 \cdot N_f^{m2} \quad \dots\dots\dots(4.3)$$

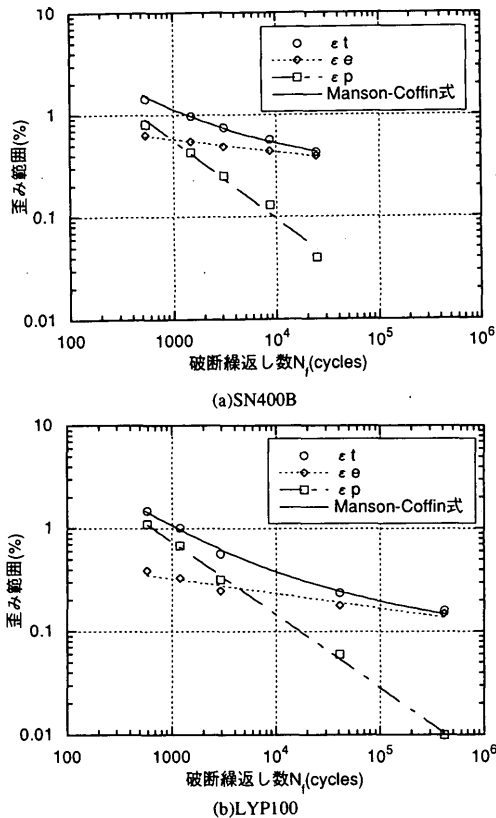


図4.3 歪み範囲(Δε_t, Δε_θ, Δε_p)と破断繰返し数(N_f)の関係

上式を用いて本試験結果を回帰すると、次のような実験式を得ることができる。

$$\text{SN400B} : \epsilon_t = 115 \cdot N_f^{-0.77} + 1.37 \cdot N_f^{-0.13} \quad \dots\dots\dots(4.4)$$

$$\text{LYP100} : \epsilon_t = 101 \cdot N_f^{-0.71} + 0.88 \cdot N_f^{-0.14} \quad \dots\dots\dots(4.5)$$

Manson-Coffin式による回帰曲線を図4.3中に併せて示す。本試験結果は素材試験結果¹⁰⁾と同様に、Manson-Coffin式によって表現することができる。

4.4 鋼種による疲労寿命の差異

SN400B, LYP100のすべての試験体について歪み範囲(Δε_t)と破断繰返し数(N_f)の関係を弾性限界歪みと併せて図4.4に示す。変位制御試験結果は○,●印で、荷重制御試験結果は□,■印で示している。なお、荷重制御試験におけるΔε_tは歪みレベルが安定したときの値、弾性限界歪みは降伏応力(降伏応力又は0.2%オフセット耐力)を弾性係数(=206GPa)で除した値としている。

これによると、Δε_tが0.2%以下の範囲ではLYP100の方が、0.2%以上の範囲では逆にSN400Bの方が疲労寿命が長くなっており、この境界はSN400Bの弾性限界とほぼ一致する。これは、Δε_tが0.2%以下の範囲においては、SN400Bは全断面に渡りほぼ弾性範囲で、リブプレート先端部の応力集中度が高くなるため疲労寿命が短くなっているのに対し、LYP100は塑性化により応力集中度が緩和されるため、SN400Bと比較すると疲労寿命が長くなるためであると考えられる。

4.5 設計式、素材試験との比較

鋼種別に歪み範囲(Δε_t)と破断繰返し数(N_f)の関係を図4.5(a),(b)に示す。参考のため、この試験体形状に当たるG等級継手の疲労設計式⁹⁾及び弾性限界歪み、さらに丸棒素材試験結果¹⁰⁾も併せて示

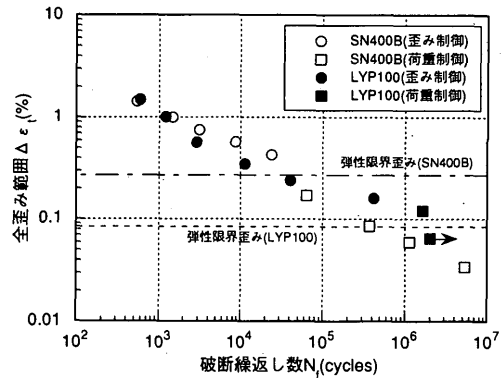


図4.4 歪み範囲(Δε_t)と破断繰返し数(N_f)の関係

す。なお、素材試験結果は鋼材材質がそれぞれSS400,LYP100についての結果である。

塑性域において、同程度の歪み範囲で素材試験結果と比較してみると、SN400B, LYP100共に約1/5に疲労寿命が低下していることがわかる。これは、リブプレート先端部の形状による応力集中及び隅肉溶接部の溶接ノッチによる応力集中によるものと考えられる。一方、弾性域においてはG等級継手の設計式を大きく上回っており、この曲線で疲労寿命を評価しておけば十分に安全側であると考えられる。また、弾性域から塑性域までを通してみると、LYP100の試験結果はほぼ直線となっているが、SN400Bの試験結果は変位制御と荷重制御試験結果で不連続点が生じていることがわかる。これについては、4.6に示す弾塑性数値解析により考察を行う。

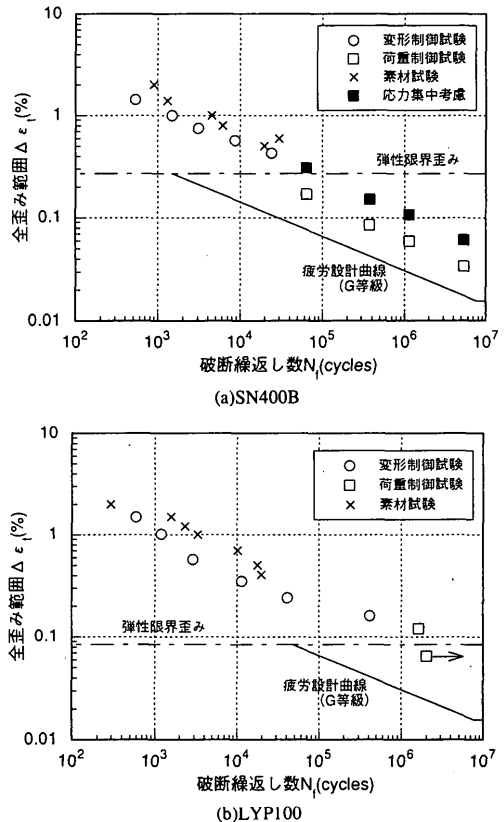


図4.5 歪み範囲(Δε_t)と破断繰返し数(N_f)の関係

4.6 数値解析

溶接部を無視したリブプレート先端部の形状による応力集中が疲労寿命に及ぼす影響を分析するために、弾塑性数値解析を行った。解析には、汎用非線形解析プログラム (MARC) を使い、要素はシェル要素 (図 4.6 参照) とする。なお、歪み範囲は通常履歴ダンパーとして使用される 5% までを想定し、材料の応力-歪み関係は図 4.7 に示すバイリニア型、2 次勾配は弾性係数の 1/50 とする。

SN400B の試験体について、塑性歪み区間 (リブプレート間) の応力パスプロットを図 4.8 に示す。これをみると、弾性域においてはリブプレート先端部の応力は材中央部の約 1.8 倍にもなっているが、塑性域に入ると応力分布は均一化されていくことがわかる。そこで、この解析モデルを用いて実験と同様の軸方向力 ($\Delta P/2$) を与えたときの、リブプレート先端部の最大軸方向応力を弾性係数で除した値を軸方向歪みとしてデータを補正したものを図 4.5 中に□印でプロットする。なお、変位制御試験の補正データは実験値とはほぼ一致しているため省略している。これをみると、補正したデータは弾塑性域に渡ってほぼ連続的な曲線となっている。

弾性域においては、亀裂が発生するリブプレート先端部の応力集中度は塑性域よりも相対的に高いため、平均歪みで整理すると見掛け上弾性域の方がより大きな歪み振幅で試験を実施していることになる。これが、SN400B の試験結果が不連続になる主な原因である。一方、LYP100 については弾性限界歪み範囲が約 0.05% (応力範囲で約 100MPa) と非常に小さいため、今回の試験範囲ではこのような現象はみられない。

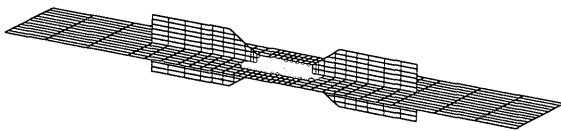


図 4.6 有限要素法解析モデル

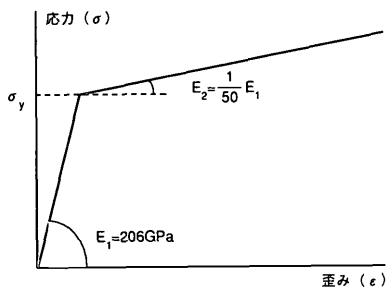


図 4.7 材料特性のモデル化

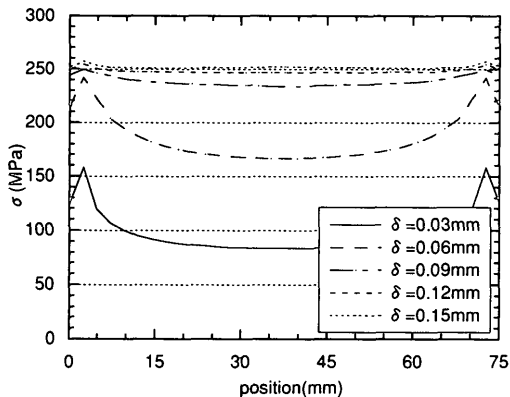


図 4.8 リブプレート間の応力パスプロット

4.7 エネルギー吸収能力

変位制御試験を行った試験体について、各サイクルのエネルギー吸収量の推移を、破断繰返し数と併せて図 4.9(a),(b) に示す。また、破断繰返し数 (N_f) に至るまでの総エネルギー吸収量と歪み範囲の関係は、弾性限界歪みと併せて図 4.10 に示す。

図 4.9 より N_f サイクル時のエネルギー吸収量は、最大のものの約 75% であり、応力範囲 (図 4.1 参照) に先立って低下するようなことはなく、また第 1 サイクルのエネルギー吸収量を下回っていないことから、 N_f サイクル時まで履歴ダンパーとしてのエネルギー吸収能力が劣化していないことがわかる。さらに図 4.10 より鋼種、歪み範囲による総エネルギー吸収量の違いをみると、SN400B では $\Delta \epsilon_t \approx 0.57\%$ 、LYP100 では $\Delta \epsilon_t \approx 0.16\%$ において総エネルギー吸収量は最大値をとり、この歪み範囲より大きくなるとほぼ一定となっていることがわかる。総エネルギー吸収量が最大値をとる歪み範囲が鋼種によって異なるのは弾性限界歪みの違いによるためであり、この傾向は素材試験結果¹¹⁾と一致する。

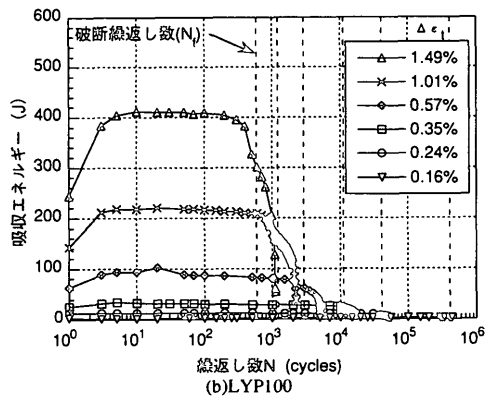
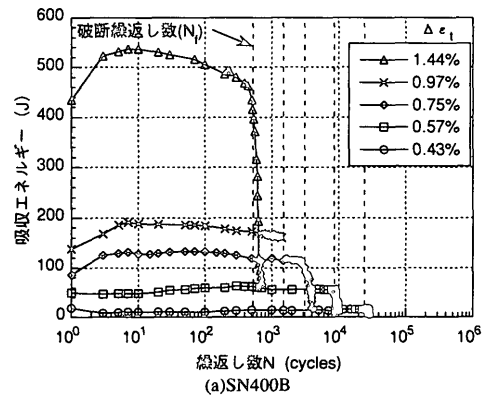


図 4.9 エネルギー吸収量と繰返し数(N)の関係

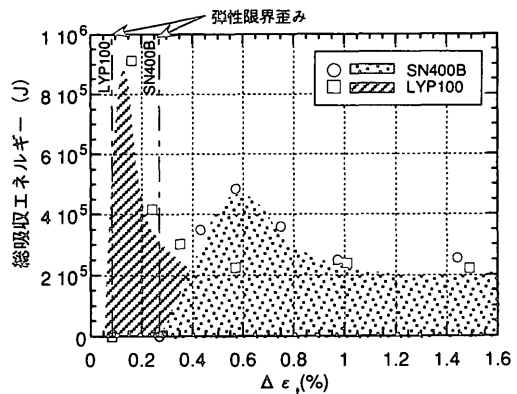


図 4.10 総エネルギー吸収量と歪み範囲($\Delta \epsilon_t$)の関係

5. 設計方法

4. に示した考察により、軸降伏型履歴ダンパーの疲労設計の考え方を以下に示す。

(1) 弾性域の設計

弾性域においては、文献⁹⁾中のG等級(リブプレートを隅肉溶接した形状)曲線を疲労設計式として使用すると十分に安全側である。

(2) 大地震に対して

$\Delta \epsilon_p \doteq 1.5\%$ (片振幅0.75%)において $N_f = 500$ 回以上の結果が得られていることから、大地震時に発生する最大歪みをこの程度に抑えれば、履歴ダンパーの疲労は問題とならない。

(3) 風荷重に対して

例えば、固有周期が3秒程度の建物に対する設計を考える。強風が2時間吹き続け、履歴ダンパーに正負両方向の同一振幅が固有周期で作用すると仮定すると、繰返し数は約2400(=2×3600/3)回である。本試験結果によると、この程度の回数に対して履歴ダンパーの性能を発揮できる歪み範囲($\Delta \epsilon_p$)は、SN400Bの場合で0.75%、LYP100の場合で0.6%、降伏歪みに対してそれぞれ約3倍、約7倍の値であり、風荷重に対する塑性化を許容した設計が十分に可能であることがわかる。

(4) 塑性域の活用

従来は弾性域に留めることが主流であった風荷重に対する設計についても、(3)に示したように、疲労寿命の面からは若干の塑性化は許容できる。一方、適切な復元力特性を設定すれば、応答の面からもダンパーの塑性化は問題とならない¹³⁾。よって、地震、風に対する設計クライテリアを設定する際の自由度を拡大することができ、ダンパーをより効果的に活用することができる。

6. 結論

軸降伏型履歴ダンパーに想定される歪み範囲での一定振幅疲労試験及び弾塑性数値解析を実施した結果、以下に示す結論を得た。

(1) 塑性域の疲労特性について、 ϵ_p-N_f 関係はManson-Coffin式で表わすことができる。

(2) 部材形状による応力集中を考慮に入れると、疲労特性は弾性域から塑性域に至るまで1本の連続的な曲線で評価することができる。

(3) 弾性限界歪みの違いのために、総エネルギー吸収量が最大値をとる歪み範囲は鋼種によって異なる。

(4) 軸降伏型履歴ダンパーの設計の考え方を以下に示す。

・弾性域の設計は、文献⁹⁾のG等級継手設計式を使用すれば十分に安全側である。

・大地震時に発生する歪み振幅が $\Delta \epsilon_p = 1.5\%$ 程度までは、ダンパーの疲労は問題とならない。

・強風時におけるダンパーの若干の塑性域は許容できるため、地震、風に対する設計クライテリアを設定する際の自由度を拡大することができる。

謝辞

本研究にあたり、東京工業大学三木千尋教授、新日本製鐵(株)建築事業部佐伯英一郎部長及び新日本製鐵(株)鉄鋼研究所瀬戸厚司主任研究員には貴重な御意見を頂きました。

付記して感謝の意を表わします。

<参考文献>

- 1)「耐震設計の一つの新しい方向」シンポジウム実行委員会：「耐震設計の一つの新しい方向」シンポジウム資料，1995年10月
- 2)日本建築学会：「動的外乱に対する設計の展望」シンポジウム資料，1996年11月
- 3)秋山：建築物の耐震極限設計，東京大学出版会，1987年
- 4)佐伯，前田，中村，緑川，和田：実大アホン'ト'ブレスに関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集第476号，1995年10月
- 5)佐伯，岩松，和田：有限要素法によるアホン'ト'ブレスの弾塑性挙動解析と実験結果との比較，日本建築学会学術講演梗概集第484号，1996年6月
- 6)佐伯，前田，岩松，和田：フレームに組み込まれたアホン'ト'ブレスの弾塑性挙動解析，日本建築学会学術講演梗概集第489号，1996年11月
- 7)真瀬，矢部，寺田，堀江，岡澤，堀，中村：低降伏点鋼を用いたアホン'ト'ブレスダンパーに関する研究(その2)，日本建築学会学術講演梗概集，1995年8月
- 8)人見，和田，許斐，斉藤，中田，岩田：高靱性せん断パネルの開発研究，日本建築学会技術報告集第3号，1996年
- 9)日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，1993年4月
- 10)佐伯，杉沢，山口，望月，和田：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，1995年6月
- 11)佐伯，杉沢，山口，望月，和田：低降伏点鋼のヒステリシス及びヒステリシスエネルギー特性に関する研究，日本建築学会構造系論文集第472号，1995年7月
- 12)堀江，松本，矢部，中村，薬師寺，渡辺：溶接継手の疲労特性に関する研究(その1，2)，日本建築学会学術講演梗概集，1994年9月，1995年8月
- 13)辻田，早部，大熊，和田：弾塑性構造物の風応答性ならびにその予測に関する研究(その1，2)，日本建築学会構造系論文集第481号，485号，1996年3月，1996年7月
- 14)S.S.Manson：Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, McGrawHill (1966)
- 15)D.E.Martin：An Energy Criterion for Low Cycle Fatigue, Trans. ASME, Ser. D, April (1921)
- 16)S.S.Manson：Interfaces between Fatigue, Creep and Fracture, NASA TM X-52189 (1966)
- 17)L.F.Coffin, Jr.：Experimental Support for Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue, Journal of Basic Engineering, Trans, ASME (Series D) December, (1962)
- 18)成原，泉，浅見：風荷重に対する高層鋼構造骨組の疲労設計，日本建築学会構造系論文集第465号，1994年11月
- 19)小川，大熊，中込，上遠野，河合：柱梁溶接接合部の降伏応力度近傍荷重での疲労実験，鋼構造年次論文報告集第2巻，1994年11月
- 20)中込，李：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，1995年3月
- 21)吉田，小林，福元，羽入田，松崎：制振用鋼板ダンパーの風応答による疲労損傷率の評価，鋼構造論文集第1巻第2号，1994年6月
- 22)品部，高橋：せん断抵抗型耐震要素の復元力特性のモデル化に関する実験的研究(その1～3)，日本建築学会学術講演梗概集，1995年8月，1996年9月
- 23)小野，中平，辻岡，井上：アルミ溶射摩擦ダンパーの静的および動的履歴特性に関する実験的研究，構造工学論文集 Vol.41B，1995年3月
- 24)寺本，北村，他：摩擦ダンパーの超高層建物への適用(その1～3)，日本建築学会学術講演梗概集，1987年10月
- 25)田中，他：ハニカム開口を有する鋼板ダンパーの低サイクル疲労特性に関する実験的研究，構造工学論文集 Vol.37B，1991年3月
- 26)N. Niwa et al.：Passive seismic response control system with high performance oil damper, 10th European Conference on Earthquake Engineering, Vienna, Austria, 1994
- 27)前田，中田，岩田，和田：履歴ダンパーの疲労特性に関する研究(その1，2)，日本建築学会学術講演梗概集，1997年9月

(1997年5月10日原稿受理，1997年9月10日採用決定)