

# ダンパー付き鋼構造骨組における梁端フランジ溶接部の力学的特性

## MECHANICAL PROPERTIES OF FLANGE PLATE AT WELDED BEAM-END IN THE STEEL STRUCTURE FRAME WITH DAMPERS

前田 泰史\*, 鈴木 庸介\*\*, 岸野 泰章\*\*\*, 黄 一 華\*\*\*\*, 大島 豊\*\*\*\*\*  
岩田 衛\*\*\*\*\*, 和田 章\*\*\*\*\*  
*Yasushi MAEDA, Yousuke SUZUKI, Yasunori KISHINO, Yi Hua HUANG,  
Yutaka OSHIMA, Mamoru IWATA and Akira WADA*

Of the beam-column frames which are used in vibration-controlled structures, we conducted repeated static and dynamic tests on the model of flange plates at welded beam-end, using steel type and ambient temperature as parameters.

As a result, the following conclusions were obtained.

- 1) While the transverse stress distribution is convex in the elastic zone, it is reversed into concave in the plastic zone.
- 2) The higher the strength of steel, the smaller the cumulative plastic deformation magnification. However, all test specimens are fully capable of accommodating the damage which they sustain during the period of using a building.
- 3) The rise of yield strength due to ambient temperature and test speed is more pronounced in low-strength steels.
- 4) From the viewpoint of the right steel for the right place, SM490A and SN400A are the most suitable for vibration-controlled structural frames with dampers as they fully meet requisite performances.

*Keywords*: Damper, Beam - End, Vibration-Controlled Structures, Cyclic Loading Behaviors  
ダンパー, 梁端部, 制振構造, 繰返し載荷

### 1. 序論

現行耐震設計の基本的考え方は, 中小地震に対しては構造物の挙動を弾性領域に留め, 大地震に対しては人命の確保を前提に構造物の損傷を許容している。しかし, 都市機能が複雑化している現代社会では地震後の都市機能復旧能力の確保が重要になってきている。このような背景の中で, 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いわゆる制振構造<sup>1)~3)</sup>が多く採用されるようになり, 変形依存型の履歴ダンパー, 速度依存型の粘性ダンパー等が頻繁に使用されており, 小さな振幅の変形からエネルギー吸収を行うこと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。筆者らは, これらのダンパーの内, 軸降伏型履歴ダンパーの復元力特性の確認, FEM数値解析モデルの構築, 疲労特性及び衝撃特性を明らかにしている<sup>4)~8)</sup>。またダンパーを有する制振構造骨組の場合は, 梁端部の塑性ヒンジにエネルギー吸収を期待するのではなく, ダンパーに大部分のエネルギー吸収を期待するため, 主体構造は弾性領域に留める設計を行うことも可能である。筆者らは, この設計法を「被害レベル制御設計法」, 「損傷制御設計法」として提案しており<sup>9), 10)</sup>, 実際の構造物に

も多くの採用事例がある<sup>11)</sup>。

この設計コンセプトをやや拡大して, 地震入力エネルギーを吸収する能力のあるダンパーを配置することを条件に, 骨組が過大な変形を受けたときに主体構造の梁端部に若干の塑性化を許容することができるならば, 設計の自由度は広がり, 適用できる建物の範囲も広げることができる。しかし, 先のノースリッジ地震, 兵庫県南部地震において, 鋼構造骨組の溶接部が脆性破断した例が数多く報告されたように<sup>12)</sup>, 柱梁接合部における梁端フランジ溶接部は大地震時にひずみが集中する個所であり, 懸念される低温脆性の問題も含めて繰返し塑性ひずみを受けた場合の力学的特性を検証する必要がある。また, 近年, 従来より用いられていた鋼材 (SS材, SM材) より靱性特性に優れた鋼材 (SN材, SA材など) が供給されており, 特に高層建築物の柱梁に多く用いられている。しかし, ダンパー付き骨組の柱梁のようなエネルギー吸収を期待しない部分にまでこのような鋼材を用いる必要があるか否か, という議論はされていない。

これらを背景に, 筆者らはダンパー付き鋼構造骨組を対象に梁端フランジ溶接部のモデル実験を行い, 塑性変形を受ける梁端フランジ溶接

本論文の一部は1998年度日本建築学会大会<sup>21)</sup>で発表している。

\* 新日本製鐵建築事業部 マネージャー・工修  
\*\* 東京工業大学 大学院生 (現竹中工務店)・工修  
\*\*\* 原子力発電技術機構耐震技術センター 主任・工修  
\*\*\*\* 東京工業大学建築物理研究センター 助手・工博

\*\*\*\*\* 東京電力電力技術研究所 主任研究員  
\*\*\*\*\* 神奈川大学工学部建築学科 教授・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.  
Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.  
Seismic Engineering Center, Nuclear Power Engineering Corp., M. Eng.  
Research Assoc., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.  
Power Engineering R&D Center, Tokyo Electric Power Company  
Prof., Department of Architecture and Building Engineering, Kanagawa University, Dr. Eng.  
Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

部の力学的特性を明らかにしている<sup>13)</sup>。本研究では、更に試験体の寸法効果、柱スチフナの面外変形拘束効果、ひずみ速度効果及び環境温度効果を考慮して、梁柱にSS材、SM材、SN材、高張力鋼を用いたH形鋼柱貫通型の梁端フランジ溶接部モデル化実験を実施し、その力学的特性を明らかにする。

## 2. 試験計画

1. に示した試験の目的により、梁端フランジ溶接部の交番繰り返し載荷試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

### 2.1 試験体

#### (1) 形状

骨組に地震力などの繰り返し水平力が作用した場合、梁フランジの材軸方向の応力状態は、曲げモーメント分布図と同一の形状で応力勾配の影響を受ける(図1参照)。試験体は、フランジ1枚だけを取り出し、この応力勾配の影響を考慮して変断面形状にモデル化したものとする。骨組の想定スパン長さを6000mm、試験体のスケールを1/2(梁長さ3000mm)とし、モデル化部分は梁端から350mmとする。反曲点を梁材中央と仮定すると、梁端から350mmの位置における曲げモーメントは材端の約3/4である。よって、試験体は図2に示すように、材端の板幅(=150mm)を、材端から350mm部分の板幅(=200mm)の3/4とすることによって、この応力勾配を再現した形状とする。

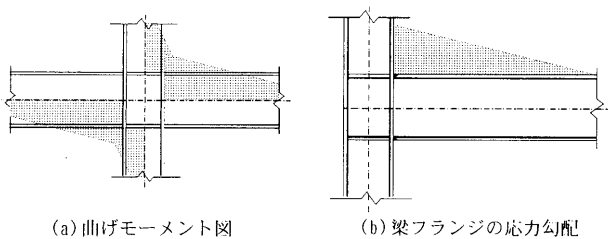


図1 梁の応力勾配

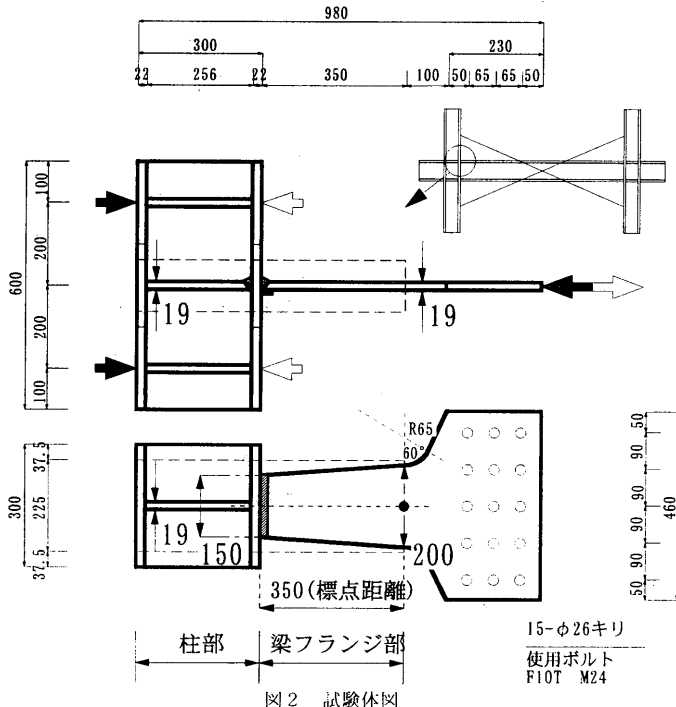


図2 試験体図

#### (2) 鋼材、溶接条件

鋼材の種類は、低層建物から高層建物を対象に強度が400N/mm<sup>2</sup>～600N/mm<sup>2</sup>までの鋼材を選択する。エネルギー吸収をあまり期待しない鋼材としてSN400A, SM490A, WT590の3種類、比較としてエネルギー吸収を期待することのできる鋼材であるSN490B, SA440Bの2種類の計5種類とする。なお、本論文では便宜上鋼材を強度で分類し、SN400A, SM490A及びSN490Bを普通鋼、WT590及びSA440Bを高張力鋼と称する。柱材は梁降伏型骨組を想定して梁材と同種以上の鋼材とする。試験体一覧表を表1に、試験体名の凡例を以下に示す。

SA-40-49B	荷荷方法	(S=静的荷荷 Static loading D=動的荷荷 Dynamic loading)
	試験温度	(A=室温, B=0℃-低温, C=-20℃-極低温)
	梁材の鋼種	(40=SN400A, 49A=SM490A, 49B=SN490B 59=WT590, 44=SA440B)
	柱材の鋼種	(40, 49A, 49B, 59, 44 = 同上 S=梁と同種鋼材 Same steels)

梁フランジ接合部はレ型開先とした完全溶け込み溶接、溶接方法はCO<sub>2</sub>ガスシールドアーク溶接とし、継目は実施工に合わせて余盛、裏当て金を残す。溶接条件を表2に示す。なお、溶接棒はソリッドワイヤを使用し、溶接条件は文献14を参照して定めたものである。

#### 2.2 梁端に生じる平均ひずみ

試験に先立ち、梁端に生じる平均ひずみと骨組の層間変形角の関係を求める。既往の研究<sup>13)</sup>によると、梁端回転角( $\theta$ )は、骨組層間変形角に対して、弾性を保持していれば40～60%、塑性化していれば60～80%になる。ここで、レベル2に相当する大地震時の許容層間変形角を1/100とすると、梁端部には、6/1000rad. ～8/1000rad. の $\theta$ が生じることになる。

表1 試験体リスト

鋼材の組み合わせ		試験体名			
		静的荷荷		動的荷荷	
梁材	柱材	室温	室温	0℃	-20℃
SN400A	SN400A	SA-40-S	DA-40-S	DB-40-S	DC-40-S
SN400A	SN490B	SA-40-49B	DA-40-49B	-	-
SM490A	SN490B	SA-49A-49B	DA-49A-49B	-	-
SN490B	SN490B	SA-49B-S	DA-49B-S	DB-49B-S	DC-49B-S
WT590	WT590	SA-59-S	DA-59-S	DB-59-S	DC-59-S
SA440B	SA440B	SA-44-S	DA-44-S	DB-44-S	DC-44-S

表2 溶接条件

梁鋼種	SN400A	WT590
	SM490A	SA440B
溶接棒	JIS Z 3312 YGW11	JIS Z 3312 YGW21
ワイヤ径(mm)	12	12
電流(A)	300	300
電圧(V)	33	33
速度(cm/min)	32～40	32～40
入熱量(kJ/cm)	16～20	16～20
ハ <sup>2</sup> 昇温温度(℃)	<200	<200
CO <sub>2</sub> 流量(l/min)	25	25

本試験で想定するスパン3m(1/2スケール)のH形鋼単純梁の両端に $\theta$ を与えた時の平均ひずみ( $\epsilon_a$ )と梁端回転角( $\theta$ )の関係を図3に示す。ここで、平均ひずみとは梁端から梁成程度である350mmの範囲(試験体の梁モデル化長さ)における平均的なひずみである。また、材料の復元力特性は材料試験で得られた弾性勾配及び降伏応力を持つ完全弾塑性とする。これによると、梁端回転角( $\theta$ )が8/1000rad.の時、高張力鋼(WT590, SA440B)で0.3%, その他の鋼材で0.4%の平均ひずみ( $\epsilon_a$ )が生じることになる。

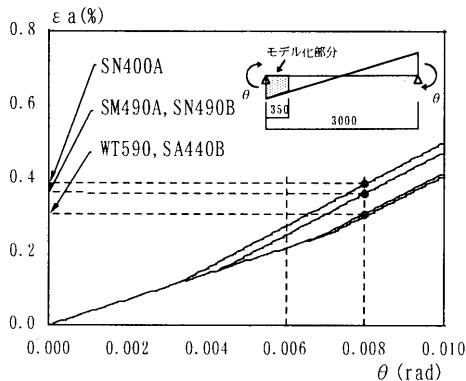


図3 平均ひずみ( $\epsilon_a$ )と梁端回転角( $\theta$ )の関係

2.3 試験方法

加力は図4に示す挺子の原理を利用した装置を用いる。制御は変位計で測定した軸方向変位を標点間距離(=350mm)で除した梁端部の平均ひずみ( $\epsilon_a$ )を用いる。荷重は、静的荷重及び動的荷重の2種類とし、最大ひずみ振幅は2.2で示した層間変形角1/100の時に発生するひずみの約2倍である $\epsilon_a = \pm 0.8\%$ とする。静的荷重は図5(a)に示すように漸増振幅繰り返して $\pm 0.8\%$ のひずみ振幅まで、動的荷重は図5(b)に示すように $\pm 0.8\%$ の一定ひずみ振幅で繰り返して破断に至らせる。なお、動的荷重は骨組の1次固有周期が1.5秒程度の建物を想定して周波数0.65Hzとする。また、環境温度が力学的特性に与える影響をみるために、試験開始時の環境温度を室温(約20℃), 0℃及び-20℃の3種類にて試験を実施する。冷却には液体窒素を用いる。

2.4 測定方法

変位測定は、梁フランジ端部から350mmの位置と柱フランジ上面の間に変位計を取り付けることによって行う。曲げ成分を除去するために、梁フランジ表裏の2箇所に変位計を設置し、その平均値をもって材軸方向変位とする。ひずみゲージの貼付位置を図6に示す。梁の局所ひずみの測定は、梁端フランジの幅方向に3点(EL, EC, ER点)、梁の材軸方向の中央に4点(EC点を除く:C2, C3, C4, C5点)の計7点に軸方向ひずみゲージを貼付することによって行う。また、材軸方向の5点に関しては、曲げ成分を除去するために表裏の2枚貼付し、その平均値をひずみ値とする。

3. 材料試験

荷重試験に先立ち、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に、機械的性質を表4に示す。SN400A以外の梁材については0℃におけるシャルピー吸収エネルギーも併せて示している。また、梁に用いた材料の応力-ひずみ関係を図7に示す。引張試験片はJIS Z 2201-1A号試験片を使用した。

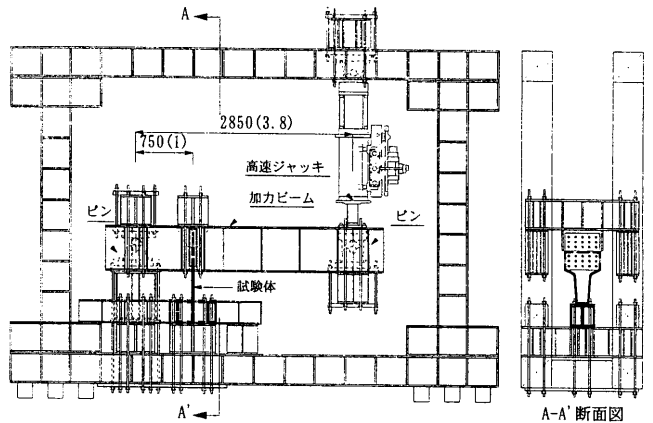


図4 加力装置

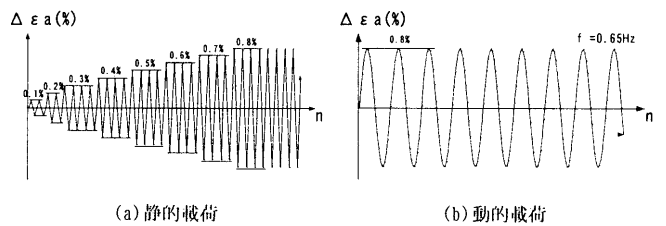


図5 荷重計画

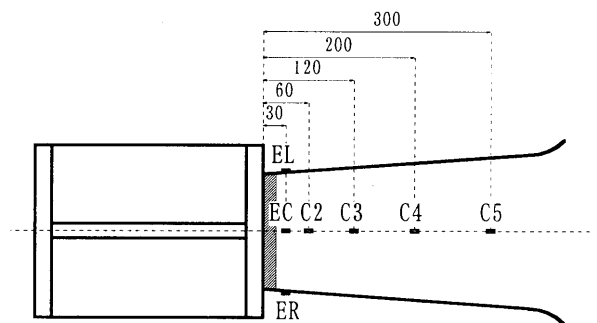


図6 ひずみゲージ貼付位置

表3 鋼材の化学的性質 (単位: %)

	鋼種	C	Si	Mn	P	S
梁材	SN400A	0.19	0.07	0.50	0.024	0.011
	SM490A	0.17	0.39	1.38	0.018	0.016
	SN490B	0.17	0.42	1.43	0.023	0.004
	WT590	0.14	0.25	1.35	0.010	0.003
	SA440B	0.14	0.24	1.54	0.010	0.002
柱材	SN400A	0.19	0.08	0.44	0.015	0.011
	SN490B	0.15	0.43	1.39	0.014	0.002
	WT590	0.14	0.25	1.38	0.012	0.002
	SA440B	0.14	0.24	1.54	0.010	0.002

表4 鋼材の機械的性質

	鋼種	降伏応力 (N/mm <sup>2</sup> )	最大応力 (N/mm <sup>2</sup> )	YR比 (%)	破断伸び (%)	シャルピー・吸収エネルギー (J)
梁材	SN400A	258	428	60	32	—
	SM490A	362	542	67	29	118
	SN490B	344	528	65	28	202
	WT590	564	641	88	18	278
	SA440B	537	675	80	23	258
柱材	SN400A	250	417	60	34	—
	SN490B	338	513	66	30	—
	WT590	624	697	90	18	—
	SA440B	521	666	78	25	—

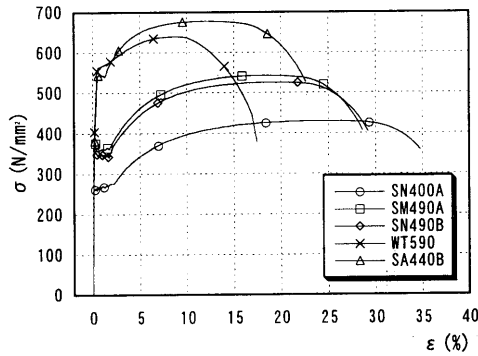


図7 材料の応力-ひずみ関係

表4より、梁材に用いるSN490BとSM490Aの相違をみると、0℃におけるシャルピー吸収エネルギーはSN490Bの方が約2倍の値となっている。但し、SM490Aの値(118J)はSN490Bの規格値(27J以上)を大きく上回っており、特に靱性に劣る材料ではない。ちなみに、表3によりSM490A材は窒素(S)の含有量がSN490Bの規格値(0.015%以下)を上回っている。同様に梁材に用いるSA440BとWT590の相違をみると、一般的に靱性特性の指標となるYR比、破断伸びはSA440Bの方が良い値を示しているが、0℃におけるシャルピー吸収エネルギーはほぼ同等である。

4. 試験結果と考察(静的載荷試験)

本章では、静的漸増載荷試験の試験結果に対する考察を行う。各試験体について0.2%オフセット耐力( $P_y$ )、降伏平均ひずみ( $\epsilon_{ay}$ )、最大軸力( $P_u$ )、 $\epsilon_a = \pm 0.8\%$ 振幅での繰返し数( $N_s$ )及び累積塑性変形倍率( $\eta$ )を表5に示す。ここで、 $\epsilon_{ay}$ は0.2%オフセット耐力を弾性係数で除した値、 $N_s$ は軸力が最大軸力の90%に低下するまでの $\epsilon_a = \pm 0.8\%$ 振幅の繰返し回数、 $\eta$ は $N_s$ に至るまでの引張側の累積塑性変形を降伏変形で除した値としている。なお、降伏変形とは降伏平均ひずみ( $\epsilon_{ay}$ )に標点間距離(=350mm)を乗じた値である。

4.1 破断繰返し数

表5より鋼種による破断繰返し数( $N_s$ )の違いをみると、梁がSN400Aの試験体は約100回、SM490A、SN490Bの試験体は約80回、WT590、SA440Bの試験体は36回であり、概して強度の高い鋼材ほど $N_s$ は少ない。これは、高強度の鋼材ほど、破断伸びが小さいこと、降伏比が大きくなること、溶着金属についても高強度用(YGW21)は普通鋼用(YGW11)より伸びが小さく、靱性に富まないことが原因であると考えられる。しかし、高層建築物の設計に一般的に用いられるレベル2地震1回当たりの累積変形量が最大変形量の20倍程度の応答になる<sup>15)</sup>ことを考えると、試験体SA-59-S、SA-44-S(梁柱が高張力鋼)の破断繰返し数でも、レベル2地震を15回受ける程度の損傷に相当するため、建物耐用期間中に破断するようなことはないと考えてよい。なお、降伏比

表5 静的試験結果一覧

試験体名	$P_y$ (ton)	$\epsilon_{ay}$ (%)	$P_{max}$ (ton)	$N_s$ (cycles)	$\eta$
SA-40-S	89	0.16	103	97	630
SA-40-49B	87	0.15	104	118	850
SA-49A-49B	113	0.19	136	81	341
SA-49B-S	118	0.21	137	82	355
SA-59-S	170	0.31	171	36	62
SA-44-S	176	0.32	178	36	58

を低く抑えて塑性域の靱性を改良した鋼材(SA440B)を梁に用いた試験体(SA-44-S)が、通常の高張力鋼(WT590)を梁に用いた試験体(SA-59-S)と破断繰返し数の差異がないのは、本試験がダンパー付き骨組の梁端部をモデル化したものであるため、塑性率が比較的小さく、靱性の差が出るひずみまで至っていないことに起因すると思われる。

4.2 破断状況

梁柱の鋼種がSN490BであるSA-49B-Sについて試験後の破断面状況を写真1に示す。溶接止端部近傍から亀裂が進展し、溶接ビードに沿って延性破断している。殆どの試験体が同様の破断形状であったが、梁がSN400A、柱がSN490BであるSA-40-49Bについては亀裂が途中から母材へと進展して破断した。これは、梁と柱の材料強度が異なるために、溶着金属内において強度分布が均一になっていないためであると思われる。なお、全ての試験体が引張方向に対して45度方向のせん断破面を呈している。

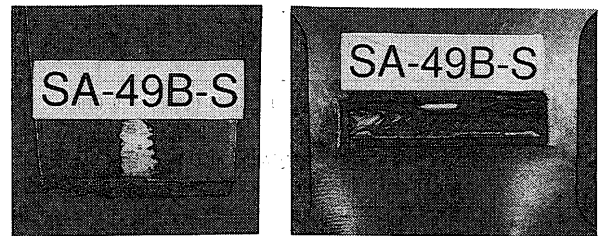


写真1 破断状況(静的試験: SA-49B-S)

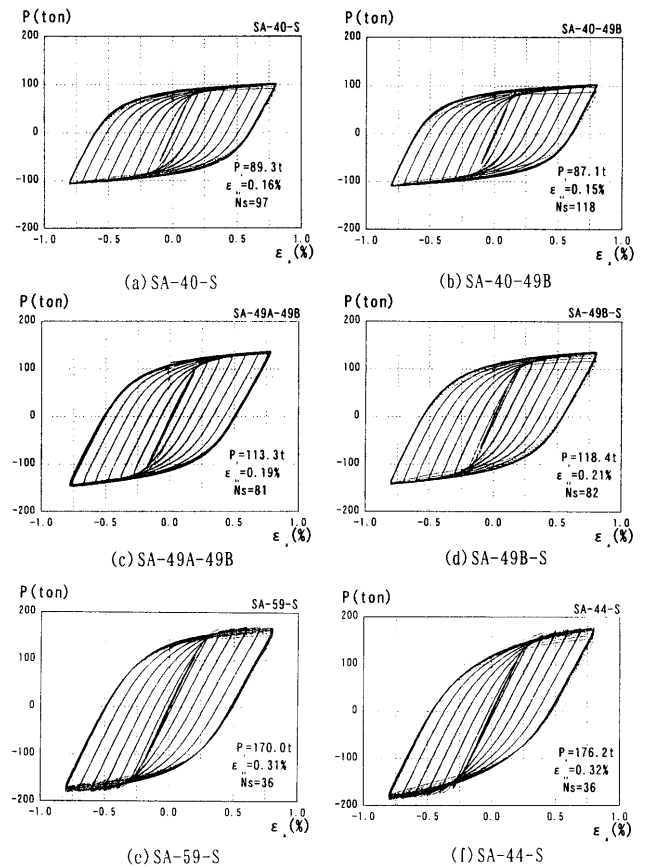


図8 荷重(P)と平均ひずみ( $\epsilon_a$ )の関係(静的試験)

### 4.3 復元力特性

試験体に作用する荷重(P)と平均ひずみ( $\epsilon_p$ )の関係を、 $\epsilon_p = \pm 0.8\%$  振幅での繰り返し数( $N_p$ )と併せて図8(a)~(f)に示す。なお、(a)~(d)は梁材に普通鋼(SN400A, SM490A, SN490B)を、(e), (f)は梁材に高張力鋼(WT590, SA440B)を用いた試験体についての結果である。

図8(a)~(d)から、梁材に普通鋼を用いた試験体については振幅を増加させる毎に耐力が上昇して、前振幅時の履歴を包含する安定した履歴を示しており、柱と梁が異種鋼材のSA-40-49Bについても同様の傾向である。一方、図8(e), (f)より梁に高張力鋼を用いた試験体を見ると、WT590を使用したSA-59-Sは、 $\epsilon_p = \pm 0.6\%$ 以降で前振幅時の耐力を下回り徐々に耐力低下を起こすが、SA440Bを使用したSA-44-Sは、 $\epsilon_p = \pm 0.8\%$ まで耐力は上昇している。これは、WT590の降伏比は88%であ

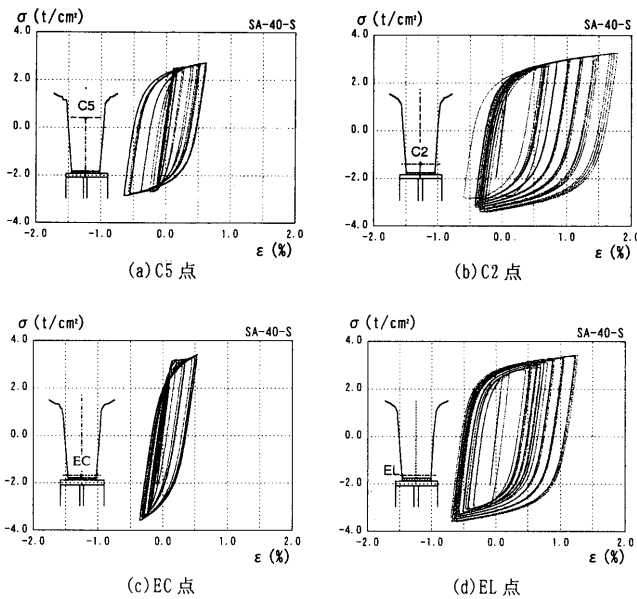


図9 公称応力(σ)と軸方向ひずみ(ε)の関係(静的試験: SA-40-S)

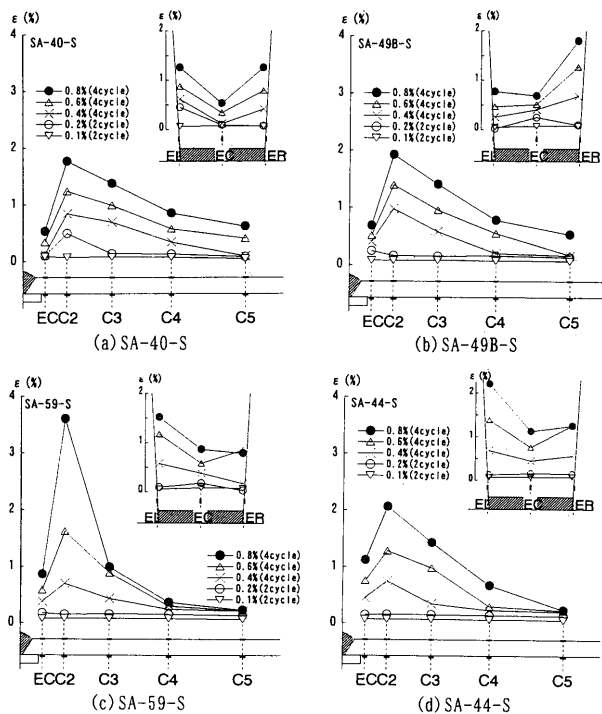


図10 ひずみ分布図(静的試験)

り、他の鋼材と比較すると極めて高く、ひずみ硬化の度合いが少ないためである。

### 4.4 ひずみ分布

梁柱にSN400Aを用いた試験体(SA-40-S)のひずみゲージを貼付した各断面において、荷重を載荷前の各断面面積で除した公称応力(σ)とひずみゲージから得られた軸方向ひずみ(ε)の関係を図9(a)~(d)に示す。なお、軸方向ひずみの値は各断面のひずみゲージ平均値とし、またひずみゲージの信頼性から表示は平均ひずみ振幅( $\Delta \epsilon_p$ )が $\pm 0.8\%$ で4回の繰り返しまでとする。他の試験体については、塑性域の広がり方が若干異なるものの同様の傾向を呈しているためここでは割愛する。

さらに、鋼種によるひずみ分布の変化を考察するために、それぞれ鋼種の異なるSA-40-S, SA-49B-S, SA-59-S及びSA-44-Sについて、各振幅( $\Delta \epsilon_p = \pm 0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8\%$ )の引張側代表サイクル折り返し点における軸方向ひずみ(ε)の材軸方向分布を、梁端部における幅方向分布と併せて図10(a)~(d)に示す。

これらの図より軸方向のひずみ分布を見ると、梁端部のEC点を除けば、応力勾配をモデル化した試験体の特徴が出ており、梁端部に近づく程ひずみの値が大きくなっていることがわかる。EC点のひずみがC2点より小さいのは溶接余盛および裏当て金により剛性が増加している影響である。また、梁材がSS400, SM490B及びSA440B材の試験体では塑性域が材軸方向へ比較的広がるのに対し、WT590材の試験体ではC2点のひずみ集中が大きく、ひずみ分布の勾配が急である。これは、WT590材は他材に対して降伏比が大きく、塑性化した部位にひずみ集中を起こしやすい材料であるためである。一方、梁端部幅方向のひずみ分布については、柱材にスチフナのない接合部をモデル化した既往の実験<sup>6)</sup>では梁端フランジ全断面塑性化後に柱フランジに面外塑性変形が発生しなければ、弾性域では中央のひずみがやや大きい凸型に分布するが、塑性域に入ると左右(EL, ER点)にひずみが集中する凹型に分布が逆転することが明らかにされている。本試験においては、柱材の水平スチフナが柱フランジの面外変形を拘束する効果を持つため、同様の傾向を示している。

### 5. 試験結果と考察(動的載荷試験)

本章では、動的定振幅載荷試験についての試験結果を示し、4.で述べた静的試験との比較を踏まえて考察を行う。各試験体について0.2%オフセット耐力( $P_y$ )、降伏平均ひずみ( $\epsilon_{ay}$ )、最大軸力( $P_{max}$ )、破断繰り返し数( $N_p$ )及び累積塑性変形倍率( $\eta$ )を表6に示す。ここで、 $N_p$ は軸力

表6 動的試験結果一覧

試験体名	$P_y$ (ton)	$\epsilon_{ay}$ (%)	$P_{max}$ (ton)	$N_D$ (cycles)	$\eta$
DA-40-S	118	0.21	120	88	515
DB-40-S	127	0.21	128	105	625
DC-40-S	135	0.23	139	95	531
DA-40-49B	117	0.20	118	88	547
DA-49A-49B	141	0.21	141	109	415
DA-49B-S	131	0.23	143	76	359
DB-49B-S	136	0.22	148	97	493
DC-49B-S	144	0.23	152	73	343
DA-59-S	178	0.31	183	13	41
DB-59-S	183	0.32	186	23	67
DC-59-S	192	0.35	193	23	57
DA-44-S	180	0.31	188	16	46
DB-44-S	186	0.30	193	15	42
DC-44-S	195	0.33	198	25	63

が最大軸力の90%まで低下した時の回数とし、 $\epsilon_{av}$ 及び $\eta$ の定義は4.で示した静的試験の場合と同様である。

5.1 破断繰返し数, 累積塑性変形倍率

表5の静的試験結果と併せて, 環境温度, 試験速度が破断繰返し数に与える影響をみる。

表6より, 環境温度が破断繰返し数( $N_p$ )に与える影響をみる。各温度(室温, 0℃, -20℃)の内, 最も $N_p$ が多い温度は梁鋼種がSN400A, SN490Bでは0℃(DB-40-S, DB-49B-S), SA440Bでは-20℃(DC-44-S), WT590では0, -20℃(DB-59-S, DC-59-S:同回数)であり, 比較的低温の方が $N_p$ が多いことがわかる。各温度での $N_p$ のばらつきは, 普通鋼で約20%以内であるのに, 高張力鋼では50~80%にもなる。また, 室温で行った試験について, 試験速度が塑性変形能力の指標である累積塑性変形倍率( $\eta$ )に与える影響をみる。静的試験の方が動的試験より $\eta$ は大きくなる傾向があり, その差はSN400Aで230(約20%), WT590で42(約50%), SA440Bでは24(約30%)である。なお, SN490Bではほぼ同等である。

以上より, 破断繰返し数, 累積塑性変形倍率については, 高張力鋼は環境温度及び試験速度の影響を受けやすく, 試験結果のばらつきも大きいものに対して, 普通鋼は試験結果のばらつきが比較的小さい。これは, 溶接止端部に発生した亀裂が進展する過程での破断形式(延性, 脆性)の違いによるものと思われる。詳細は5.2で述べることにする。

5.2 破断状況

梁柱材がSA440Bで, -20℃の条件下で試験したDC-44-Sについて試験後の破断面状況を写真2に示す。4.1に示した静的試験における破断面とは異なり, 引張方向に対して垂直に破断する脆性破面もみられる。この傾向は梁材に高張力鋼を用いたDA-44-S, DB-44-S及びDC-59-Sで共通してみられる。脆性破面は, 溶接止端部で発生した延性亀裂が断面中央部に進展する過程で脆性に転じたものであり, これが5.2で述べた塑性変形能力のばらつきの原因となっていると考えられる。即ち, 脆性亀裂に転じる時点以降, 耐力が急激に低下して破断するため, 試験結果がばらつきと考えられる。なお, 普通鋼の試験体については, 静的試験と同様の延性破面を呈しているため, 試験結果のばらつきも小さい。

5.3 復元力特性

梁柱材がSN400Aの試験体について, 試験体に作用する荷重(P)と平均ひずみ( $\epsilon_a$ )の関係を破断繰返し数( $N_p$ )と併せて図11(a), (c), (e)に示す。また, 梁柱材がWT590の試験体についてのそれを図11(b), (d), (f)に示す。

室温の試験結果(図11(a), (b))を4.2に述べた静的試験と比較す

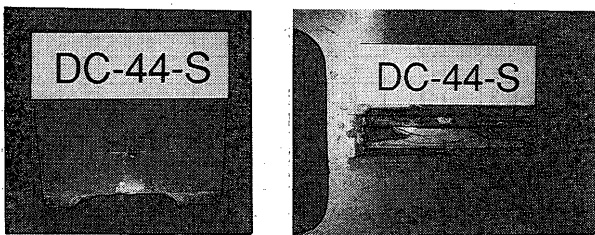


写真2 破断状況(動的試験: DC-44-S)

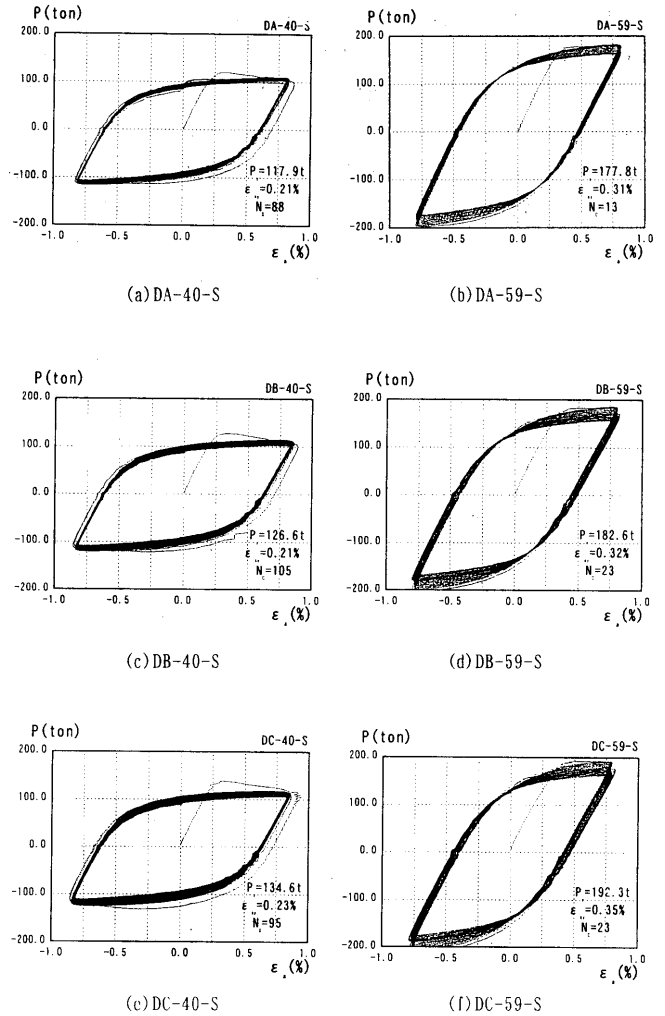


図11 荷重(P)と平均ひずみ( $\epsilon_a$ )の関係(動的試験)

ると, 第1サイクルの降伏荷重が上昇することを除けば復元力特性に大差はない。低温で実施した試験体(図11(c)~(f))については, 室温の場合よりも最大耐力が上昇する傾向がある。これは, 鋼材の一般的な特徴であり, 他の鋼種についても同様の傾向がみられた。-20℃時の最大軸力の室温時のそれに対する比をみると, SN400Aで約1.15倍, その他の鋼種では約1.05倍である。また, 表6中で室温で行ったもの(DA-\*\*)を, 静的試験結果(表5)と比較して試験速度による最大軸力の違いをみると, 動的載荷試験結果の方が最大軸力は大きく, その上昇率はSN400Aで約1.15倍, その他の鋼種で約1.05倍である。以上より, 今回の試験条件においては, 環境温度の低下, 試験速度の上昇による最大軸力の上昇は, 強度の低い鋼材の方が大きいことがわかる。

5.4 ひずみ分布

梁柱材にSN400Aを用いた試験体DA-40-Sのひずみゲージを貼付した各位置において, 荷重を載荷前の各断面面積で除した公称応力( $\sigma$ )とひずみゲージから得られた軸方向ひずみ( $\epsilon$ )の関係を図12(a)~(d)に示す。なお, 表示は平均ひずみ振幅( $\Delta \epsilon_a$ )は履歴が安定する3サイクルまでとする。

図12より, 静的試験と同様に, 弾性域では幅方向に凸型のひずみ分

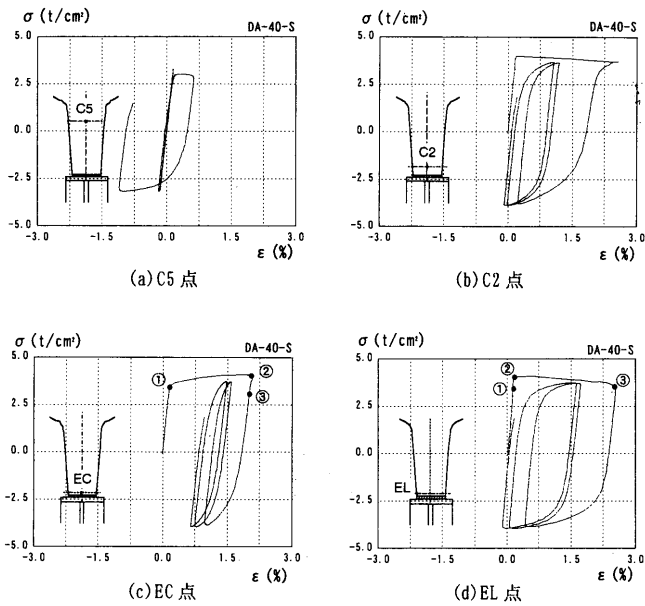


図12 公称応力(σ)と局所ひずみ(ε)の関係(動的試験:DA-40-S)

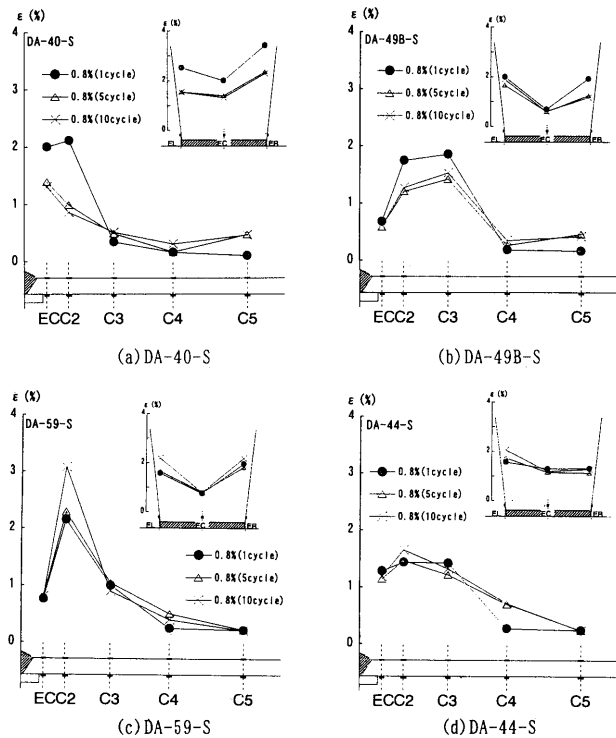


図13 ひずみ分布図(動的試験)

布を呈しており、最も早く降伏するのは梁端中央部(EC点)である。それ以降、EL点、ER点が塑性化し、材軸方向に塑性化領域が広がっていく。塑性域に入ると幅方向の分布が凹型に変化するのも静的試験と同様の傾向である。また、C2点について引張折り返し点付近でひずみが逆戻りしているが、これは降伏棚付近の特徴であるひずみの不安定現象であり、ひずみが更に進んでひずみ硬化域に入ると履歴は安定している。ひずみの集中度合などの差はあるものの、これらの傾向は他の試験体に

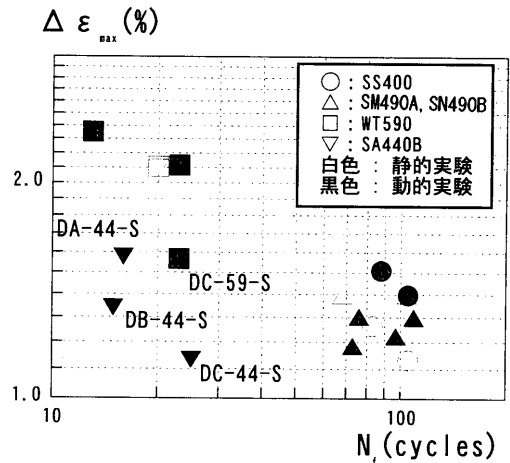


図14 最大局所ひずみ振幅(Δε<sub>max</sub>)と破断繰返し数(N<sub>f</sub>)の関係

についても同様であった。

鋼種による軸ひずみ分布の相違を更に詳しく考察するために、DA-40-S、DA-49B-S、DA-59-S及びDA-44-Sについて、第1、5、10サイクル目の引張側除荷点における軸方向ひずみ(ε)の材軸方向分布を、梁端部の幅方向分布と併せて図13(a)~(d)に示す。図13(a)、(b)より、幅方向の分布を静的試験のΔε<sub>a</sub> = ±0.8%の値(図10)と比較すると、動的試験の方が左右(EL、ER点)への集中度が大きく、ひずみの絶対値も1.5倍前後に増大している。一方、軸方向分布をみると、EC点のひずみが比較的大きく、静的試験でみられたC2点への集中は緩和されている。また図12(c)より、降伏比の大きいWT590の試験体(DA-59-S)についてはこの傾向はみられない。以上より、動的載荷することによって、亀裂の起点であるEL、ER点へのひずみ集中が顕著になることが、5.1で述べた累積塑性変形倍率が低下する原因となっていると思われる。

## 6. 鋼種による力学的特性の相違

### 6.1 局所ひずみ振幅と破断繰返し数

梁鋼種によって破断繰返し数が大きく異なるのは、降伏比、破断伸びなどの機械的性質の相違により、局部ひずみの最大値が異なることが主な原因であると考えられる。そこで全ての試験体について、試験中に発生した最大局所ひずみ振幅(Δε<sub>max</sub>)と破断繰返し数(N<sub>f</sub>)の関係を図14に示す。ここでΔε<sub>max</sub>はひずみゲージから得られた引張圧縮ひずみの和の最大値とする。また、N<sub>f</sub>は動的試験においてはN<sub>fD</sub>、静的試験においては、ηを式1に示す換算式で修正した値とする。

$$N_f = \frac{1}{2} \left[ \frac{\eta \epsilon_{ay}}{\epsilon_a - \epsilon_{ay}} \right] + 1 \quad (1)$$

Δε<sub>max</sub>とN<sub>f</sub>には、強い相関関係がみられるが、梁がWT590とSA440Bの試験体の中で極端にN<sub>f</sub>が小さいものもある。これらの試験体は、脆性破面の割合が高いものであるのが原因であると考えられる。

### 6.2 強度による相違

以上、述べてきたように鋼種の違い、特に強度の違いによって繰返し荷重を受ける梁端フランジ溶接部の力学的特性は大きく異なる。以下に要点を示す。

1) 静的試験結果によると、梁が高張力鋼の試験体の破断繰返し数は、

梁がSN400Aの約1/3, SM490A及びSN490Bの約1/2であった。

- 2) 試験速度の増大により, 累積塑性変形倍率は低下する。この低下率は高張力鋼で30～50%, その他の鋼材では0～20%である。
- 3) 環境温度による累積塑性変形倍率のばらつきは普通鋼で20%以内であるのに対して, 高張力鋼では50～80%と大きい。
- 4) 梁に高張力鋼を用いた試験体の動的試験において, 静的試験ではみられなかった脆性破面による破断形式がみられ, 累積塑性変形倍率の低下につながった。
- 5) 同強度であるSM490AとSN490Bでは試験結果に顕著な差はみられない。WT590とSA440Bでは破断繰返し数, 累積塑性変形倍率などには差はみられないものの, WT590の方が降伏比が高いために, ひずみ分布の集中が比較的にみられた。

### 6.3 設計方法に関する一考察

制振構造骨組においてダンパーが地震エネルギーの大部分を吸収する能力を有していること, 主体構造は大地震後も継続使用することが可能であることを前提にして, これまでの考察からダンパー付き鋼構造骨組の設計方法に関する一考察を以下に示す。

#### (1) 柱梁に高張力鋼を用いる場合

梁端部に生じる平均ひずみを $\pm 0.8\%$ 程度に抑えようと, 動的载荷した場合でも13～25回まで耐力は低下しなかったことから, 1回の大地震に対しては十分に継続使用することが可能である。しかしながら, 降伏比の高いWT590については塑性域での軸方向のひずみ分布勾配が大きく, 分布が安定しないなどの問題がある。

#### (2) 柱梁に普通鋼を用いる場合

静的及び動的载荷試験結果より, 全ての鋼材について本試験で与えた平均ひずみ範囲( $\pm 0.8\%$ )以内であれば継続使用するのに全く問題ない。これらの中で, 一般的に靱性に優れないとされているSN400AおよびSM490Aについても, 今回の試験範囲ではSN490Bと遜色ない結果を示している。

#### (3) 鋼材の選択

超高層建物などの梁柱材として, SN490B, SA440Bなどの靱性に富み, 溶接性も良い鋼材が多く用いられている。しかし, 今回モデル化した梁フランジに作用する軸方向ひずみという点からみると, 上述のようにSM490A, SN400Aでも与えられた要求性能を十分に満たしている。

#### (4) 今後の課題

実際の梁端部は, 曲げ応力に加わり, ウェブ材の拘束効果による応力集中, スカラップ形状による応力集中度の相違など, 本実験でモデル化していないパラメータが存在する。これらの影響により, 破断繰返し数の低下, 鋼種による差異の出る可能性もあるため, 上述のような考察を実際の設計に適用するためには, 柱梁およびダンパーをすべてモデル化した実験を実施し, その性能を十分に把握する必要がある。

## 7. 結論

制振構造に用いる主体構造の内, 梁端フランジ溶接部をモデル化した静的及び動的繰返し試験を, 鋼種, 環境温度をパラメータにして実施した結果, 以下の結論を得た。

- 1) 幅方向ひずみ分布は, 弾性域では凸型であるのに対し, 塑性域に入ると凹型(左右に集中)となる。
- 2) 累積塑性変形倍率は, 試験速度が速いほど, また高強度の鋼材ほど小さくなるが, 全ての試験体は建物耐用期間中に受ける損傷は充分許容

できる能力を持っている。

- 3) 環境温度及び試験速度による降伏耐力の上昇は, 低強度の鋼材の方が顕著である。
- 4) 今回モデル化した範囲においては, SM490A, SN400Aでも, ダンパー付きの制振構造骨組に用いる鋼材として, 与えられた要求性能を十分に満たしている。

### (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) 秋山宏: 建築物の耐震極限設計, 東京大学出版会, 1987年
- 4) 佐伯英一郎, 前田泰史, 中村秀司, 緑川光正, 和田章: 実大アソッド・ブレー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) 佐伯英一郎, 岩松浩一, 和田章: 有限要素法によるアソッド・ブレースの弾塑性挙動解析と実験結果との比較, 日本建築学会構造系論文集第484号, 1996年6月
- 6) 佐伯英一郎, 前田泰史, 岩松浩一, 和田章: フレムに組み込まれたアソッド・ブレースの弾塑性挙動解析, 日本建築学会構造系論文集第489号, 1996年11月
- 7) 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論文集第503号, 1998年1月
- 8) 前田泰史, 中田安洋, 鈴木孝彦, 岩田衛: 軸降伏型履歴ダンパーの機械的性質に及ぼす歪速度の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1998年9月
- 9) 岩田衛, 黄一華, 川合廣樹, 和田章: 被害レベル制御構造「Damage Tolerant Structure」に関する研究, 日本建築学会技術報告集第1号, 1995年12月
- 10) 和田章, 岩田衛, 清水敬三, 安部重孝, 川合廣樹: 建築物の損傷制御設計, 丸善, 1998
- 11) Akira Wada, Yi-Hua Huang and Mamoru Iwata: Seismic design trend of tall buildings after the Kobe earthquake, Post-SMIRT Conference Seminar on Seismic Isolation, Taormina, Aug. 1997
- 12) 例えば, 日本建築学会: 1995年兵庫県南部地震災害調査速報, 1995年3月
- 13) 大西雄一郎, 林賢一, 黄一華, 岩田衛, 和田章: 被害レベル制御構造における梁端フランジ溶接部の力学的特性, 日本建築学会構造系論文集第501号, 1997年11月
- 14) 日本建築学会: 鉄骨工事技術指針—工場製作編, 1996
- 15) 原田幸博, 秋山宏: エネルギー集中型混合骨組の耐震設計, 日本建築学会構造系論文集第472号, 1995年6月
- 16) 藤本盛久, 佐藤直宏, 松塚展門: 鋼構造柱梁接合部の歪集中に関する実験的研究(その1～4), 日本建築学会構造系論文集第245, 264, 275, 276号, 1976年7月, 1978年2月, 1979年1月, 1979年2月
- 17) 植代仁朗, 松井義昌, 松尾彰: 欠陥を有する柱・梁溶接継目の塑性変形能力と疲労特性に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol. 33B, 1987年3月
- 18) 植代仁朗, 松井義昌, 松尾彰: 欠陥を有する柱・梁溶接継目の塑性変形能力と疲労特性に関する研究(引張平均ひずみが与える影響について), 構造工学論文集, Vol. 34B, 1988年3月
- 19) 田淵基嗣, 坂本真一, 金谷弘, 藤原勝義, 上場剛康: 角型鋼管柱に接合されるI形鋼はり端部の曲げ耐力の評価, 日本建築学会構造系論文集第389号, 1998年7月
- 20) 桑村仁, 岡村義弘, 村岡寛英: 低YR70キ口高張力鋼の溶接継手強度について, 構造工学論文集, Vol. 34B, 1988年3月
- 21) 鈴木庸介, 前田泰史, 岸野泰章, 黄一華, 大島豊, 岩田衛, 和田章他: 限定されたひずみ振幅を受ける鋼構造の梁端フランジ溶接部の力学的特性(その1～3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1998年9月

(1999年5月10日原稿受理, 1999年10月1日採用決定)