

# せん断降伏型履歴減衰を利用した鋼構造耐震要素の開発

——薄鋼板の  $\tau - \gamma$  関係のモデル化——

品 部 祐 児      高 橋 泰 彦

## Development of Steel Structural Seismic Element using Shear Yielding Hysteresis Characteristic

——Modeling  $\tau - \gamma$  Relationship of Thin Steel Plate——

Yuji Shinabe      Yasuhiko Takahashi

### Abstract

Steel shear wall and link of Y-shape braces are often used as shear yielding seismic elements. This study aims at establishing recommendations for designing such elements.

Shear loading tests were conducted on twelve specimens until large deformation occurred. The specimens were made up within the variation parameters of the steel material, with various width-to-thickness ratios. Each specimen was composed of thin steel plate surrounded by vertical and horizontal stiffeners.

Skeleton curves of  $\tau - \gamma$  relationship under monotonic loading were produced, and the hysteresis characteristics under cyclic loading were investigated to complete the restoring force characteristic.

In addition, a design method was proposed that would ensure stable behavior of these seismic elements.

### 概 要

本研究の目的は鋼板耐震壁や Y 形ブレースのリンクのような薄鋼板で構成されるせん断降伏型制震・耐震要素の独自設計法を確立することである。

耐震要素から水平・垂直スチフナに囲まれた薄鋼板のユニットを取り出し、鋼材種と幅厚比をパラメータとしたせん断加力実験を行った。大変形領域までの単調加力実験のデータからスケルトンカーブを、繰返し加力実験で履歴挙動を調査し、復元力特性のモデル化を設定した。また、挙動の優れた要素となる鋼板の条件や設計上の指針を提案した。

### 1. はじめに

阪神・淡路大震災で単純なラーメン構造の建物が大きな被害を受けたことを教訓として、建物の揺れや地震入力を制御し、耐震性能を高める制震・耐震要素を組み込む設計が主流になりつつある。

鋼構造の制震・耐震技術は数多くあるが、薄鋼板のせん断抵抗型を利用した。

① 鋼板耐震壁 (図-1)<sup>2)</sup>

② リンクをせん断降伏させる Y 形ブレース (図-2)<sup>3)</sup>

は、適切なプロポーションを選択すれば大きな変形能力と安定した復元力特性を保有していることが明らかにな

っており、エネルギー吸収能力や履歴減衰効果に期待して、架構に組込むには最適な部材である。

しかし、せん断力を受ける鋼板は座屈を伴った複雑な挙動を示すにもかかわらず、鋼板の材質や形状をパラメータとした研究<sup>2),4),5)</sup>は非常に少ない。特に、大変形領域までの弾塑性挙動に関する研究<sup>6)~8)</sup>は近年始められたばかりであり、しかも、特殊な低降伏点鋼のみを対象としている。したがって、薄鋼板の設計法はもちろん実務的な設計資料が整備されていないのが現状である。

本研究では薄鋼板で構成されるせん断抵抗型の制震・耐震要素の模型実験を行い、得られた  $\tau - \gamma$  関係のモデル化を含めた実用的な設計法を確立することを目的とする。

## 2. 実験計画

通常の高層建築がレベルIIクラスの大地震に遭遇した場合、層間変形角で1/100 rad.程度の変形が生じるように設計されている。この建物の変形により、図-1の鋼板耐震壁では建物の層間変形にほぼ匹敵する部材角が、また、図-2のY形ブレースのリンクには3/100~5/100の部材変形角が生じる。そこで、変形の余裕を考慮して、前者では2/100、後者では5/100を設計変形領域と考慮して実験計画を立案し、データを評価することにする。

また、図-1、2の耐震要素は全体座屈防止用のスチフナで囲まれた正方形の薄鋼板のユニットを組合せて構成されている。境界条件によりそれぞれのユニットの挙動が多少異なるが大局的に見て、一つのユニットの性状が全体の性状にほぼ等しいと考えられる。

試験体は、耐震要素を構成する座屈防止用の垂直・水平スチフナに囲まれた薄鋼板のユニットを取り出したものである。詳細は図-3に示ように、DとHが等しい正方形の薄鋼板の周囲に垂直・水平スチフナを想定した枠フレームをつけたH形断面の試験体である。

実験のパラメータは、ウェブ部分の鋼材の種類と幅厚比(D/t<sub>w</sub>)とした。鋼材種は極低降伏点鋼材(新日鉄BT-LYP100)、低降伏点鋼材(BT-LYP235)、SM490、SS400の4種類を採用した。幅厚比(D/t<sub>w</sub>)は2種類の板厚(t<sub>w</sub>=4.5, 6.0 mm)と、3種類の辺長(D=200, 300, 400 mm)を組合せた33, 50, 67, 89の4種類とした。いずれも塑性座屈が起こる領域にある。

試験体は両方のパラメータを組合せて12種類を製作した。しかし、次式による一般化幅厚比( $\overline{D/t_w}$ )を導入して降伏応力度の影響を削除することにした。

$$\overline{D/t_w} = (D/t_w) \sqrt{\sigma_y/E} \quad \dots\dots\dots(1)$$

記号  $\sigma_y$ : 降伏応力度  
E: 弾性係数

図-3に加力のイメージを示す。試験体の上下が回転しないように固定した状態で、アクチュエータにより水平力(Q)を加力した。ただし、試験体の上下方向の伸縮は自由とし、軸力は作用させなかった。

加力パターンは一方向単調加力と左右両振り漸増繰返し加力の2種類とした。単調加力は試験体の破壊あるいは実験装置限界まで加力した。漸増繰返し加力は、試験体のせん断変形角で制御しながら図-4に示すパターンで、試験体が破壊するまで行った。なお、せん断応力度( $\tau$ )、せん断変形角( $\gamma$ )、せん断降伏応力度( $c\tau_y$ )とせん断降伏変形角( $c\gamma_y$ )は次の方法で算出した。

$$\tau = Q/(D \cdot t_w) \quad \gamma = \delta/H \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$c\tau_y = \sigma_y/\sqrt{3} \quad c\gamma_y = c\tau_y/G \quad \dots\dots\dots(3)$$

記号  $\delta$ : 試験体上下の相対変形  
G: せん断弾性係数

試験体にはパラメータと加力パターンを組合せて名称をつけた。名称は鋼材の種類、幅厚比、加力パターンの

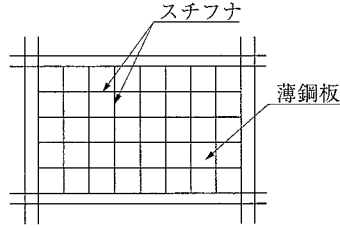


図-1 鋼板耐震壁

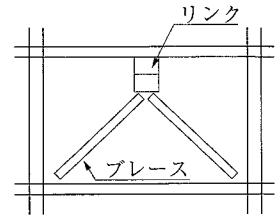


図-2 Y形ブレース

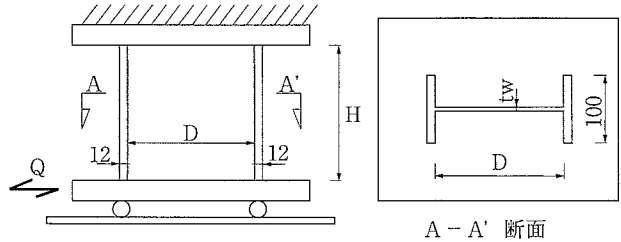


図-3 試験体詳細および加力イメージ

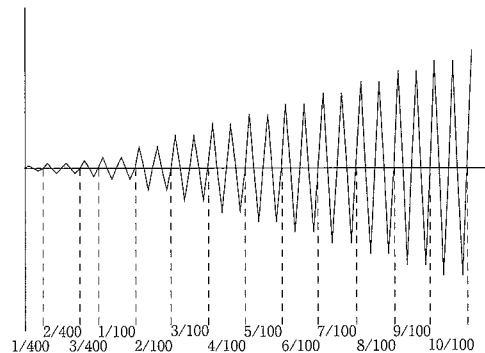


図-4 加力パターン

LY100・30-C			
↓			
加力パターン			
M: 単調加力(Monotonic)			
C: 繰返し加力(Cyclic)			
↓			
幅厚比			
30: 実状	33	50: 実状	50
70: 実状	67	90: 実状	89
↓			
鋼材の種類			
LY100: BT-LYP100	SS400: SS400		
LY235: BT-LYP235	SM490: SM490		

図-5 試験体名称の意味

表-1 鋼材の機械的特性

鋼材名	降伏点 $\sigma_y$ (tf/cm <sup>2</sup> )	引張強さ $\sigma_u$ (tf/cm <sup>2</sup> )	降伏比 Y.R.= $\sigma_y/\sigma_u$	伸び率 (%)	備考
BT-LYP100	0.99	2.64	0.37	56.9	0.2% off set
BT-LYP235	2.19	3.45	0.63	43.1	
SS400	2.85	4.63	0.61	33.7	0.2% off set (単調加力)
SS400	3.27	4.73	0.69	32.2	(繰返し加力)
SM490	3.93	5.51	0.71	31.2	

表-2 試験体リスト

寸法	D×H(mm)	200×300	300×300	400×400	400×400
	t <sub>w</sub> (mm)	6.0	6.0	6.0	4.5
鋼材	D/t <sub>w</sub>	30(33)	50(50)	70(67)	90(89)
	BT-LYP100	LY100・30-M	LY100・50-M	LY100・70-M	
LY100・30-C		LY100・50-C	LY100・70-C		
BT-LYP235	LY235・30-M	LY235・50-M	LY235・70-M	LY235・90-M	
	LY235・30-C	LY235・50-C	LY235・70-C	LY235・90-C	
SS400		SS400・50-M			SS400・90-M
		SS400・50-C			SS400・90-C
SM490	SM490・30-M	SM490・50-M	SM490・70-M		
	SM490・30-C	SM490・50-C	SM490・70-C		

表-3 実験結果 (単調加力実験)

試験体名	一般化幅厚比	実験値							計算値
		$\tau_y$	$\tau_{cr}$	$\tau_{max}$	$\tau_{cr}/c\tau_y$	$\tau_{max}/c\tau_y$	$\tau_{max}/\tau_{cr}$	$\gamma_{max}$	
LY100・30-M	0.72	0.57	1.61	1.63	2.82	2.86	1.01	0.55	0.57
LY100・50-M	1.08	0.42	1.06	1.17	1.86	2.05	1.10	0.40	
LY100・70-M	1.45	0.44	0.86	0.98	1.51	1.72	1.13	0.33	
LY235・30-M	1.07	1.34	2.35	2.47	1.85	1.94	1.05	0.55	1.27
LY235・50-M	1.61	1.30	1.69	1.74	1.33	1.37	1.03	0.43	
LY235・70-M	2.15	1.17	1.42	1.44	1.12	1.13	1.01	0.33	
LY235・90-M	2.87	1.19	1.21	1.25	0.95	0.98	1.03	0.31	1.65
SS400・50-M	1.84	1.11	2.27	2.27	1.37	1.38	1.00	0.44	
SS400・90-M	3.27	1.18	1.66	1.67	1.01	1.01	1.01	0.32	
SM490・30-M	1.44	1.98	3.35	3.51	1.48	1.55	1.05	0.45	2.26
SM490・50-M	2.16	2.17	2.44	2.66	1.08	1.18	1.09	0.40	
SM490・70-M	2.88	1.69	2.18	2.18	0.96	0.96	1.00	0.30	

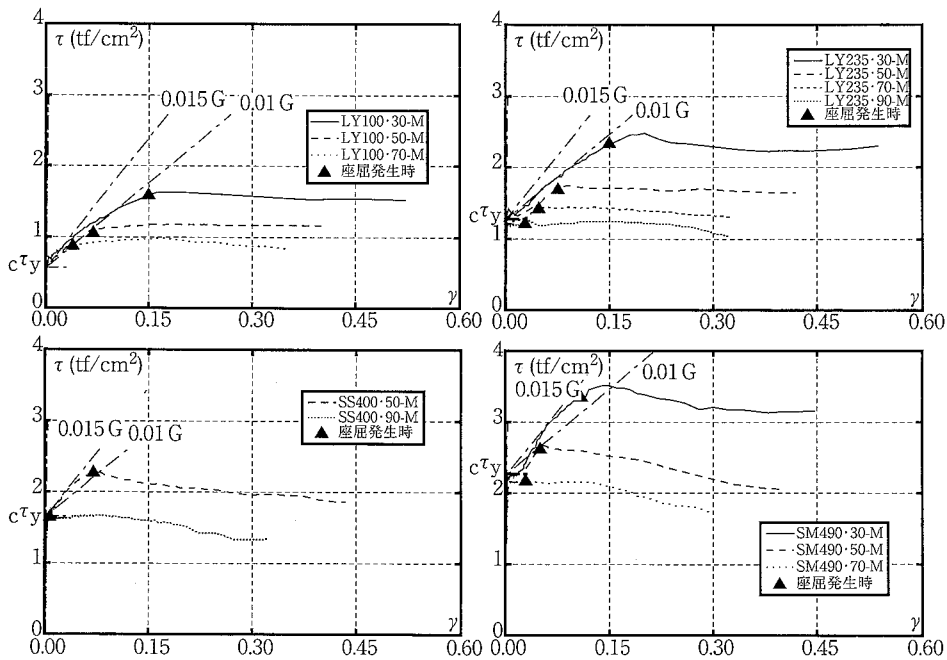


図-6  $\tau$ - $\gamma$  関係 (単調加力実験)

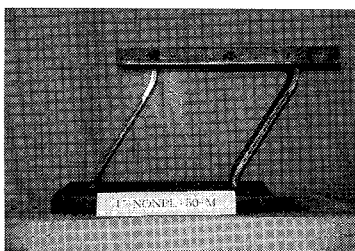


写真-1 最終変形 (枠フレーム)

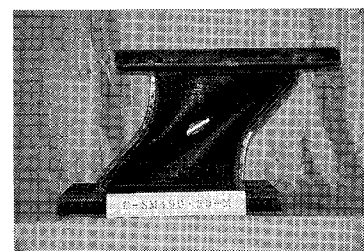


写真-2 最終変形 (SM490・50-M)

順に示し、それぞれの記号は図-5の内容を意味する。幅厚比は四捨五入した数値で代表した。

表-2は全試験体のリストであり、鋼材、寸法、パラメータの組合せを示している。

使用した鋼材の機械的特性を表-1に示す。それぞれ降伏応力度、引張強さ、降伏比、伸び率が異なっている。

また、3種類の大きさの異なる外周フレームのみの加力実験も行った。

### 3. 単調加力実験

#### 3.1 実験結果

実験で得られた  $\tau-\gamma$  関係を図-6に示す。図中にはせん断弾性係数 ( $G$ ) と  $c\tau_y$  を一点鎖線で併記している。

写真-1, 2は枠フレームのみの試験体と SM490・50-M の最終変形状態を示す。

また、実験中に確認されたせん断降伏応力度 ( $\tau_y$ )、座屈応力度 ( $\tau_{cr}$ )、最大応力度 ( $\tau_{max}$ )、最終変形角 ( $\gamma_{max}$ ) を表-3に示す。ここで、 $\tau_y$  はウェブのひずみが降伏ひずみに達した時の、 $\tau_{cr}$  は目視によりせん断座屈が確認された時の応力である。図-6にせん断座屈発生時期を▲印で示している。

なお、図-6の  $\tau-\gamma$  関係には枠フレームの影響は含まれていない。枠フレームの影響の削除は、各試験体の荷重-変形関係と枠フレームのみの荷重-変形関係を対比させ、同一変位時の枠フレームの荷重を差し引く方法で行った。写真-1, 2からわかるように枠フレームの変形状態と SM490・50-M の崩壊形式は多少異なっている。また、枠フレームと鋼板との相互作用なども無視しているが、 $\tau-\gamma$  関係への影響は少ないと考えられる。

実験は装置の変形限界まで行い、 $\gamma > 0.3$  以上の大変形を与えたが全試験体で破壊は起こらなかった。各試験体の最終変形能力は比較できなかったが、すべての試験体が大きな変形能力を持つことが確認された。

#### 3.2 考察

3.2.1  $\tau-\gamma$  関係 初期剛性は鋼材の種類、幅厚比にかかわらずせん断弾性係数 ( $G$ ) に一致している。しかし、LY235・90-M, SS400・90-M, SM490・70-M では  $c\tau_y$  より若干低い応力でせん断座屈が発生し、以後、耐力の上昇が見られない。すなわち、Bi-Linear 型の  $\tau-\gamma$  関係を示す。

上記以外の9体の試験体では  $c\tau_y$  付近で急激に剛性が低下し、せん断降伏の発生が明確である。降伏以後も耐力は徐々に上昇するが、幅厚比が大きい試験体から順にせん断座屈が発生し、耐力上昇が止まる。全体的に Tri-Linear 型の  $\tau-\gamma$  関係を示すが、降伏後の塑性剛性や座屈後の耐力保持の状態は鋼材種によって変化する。

図-6の  $\tau-\gamma$  関係からも分かるようにせん断座屈の発生は幅厚比の影響を受けている。ただし、図-10のように幅厚比が同じでも鋼材によって挙動が変化するので、一般化幅厚比で評価する。図-7は  $D/t_w$  が等しい試験体の  $\tau/c\tau_y-\gamma/c\gamma_y$  曲線を比較したものである。 $\tau_{cr}/c\tau_y$  はほ

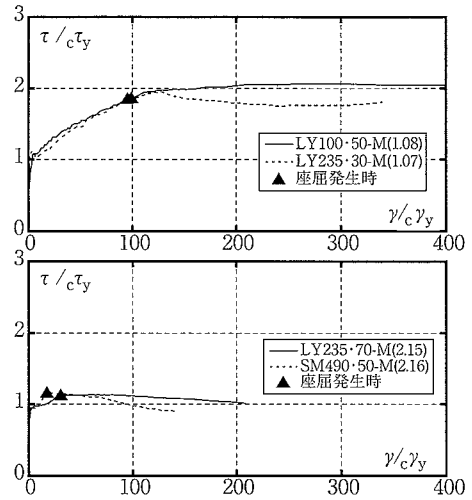


図-7  $\tau-\gamma$  曲線

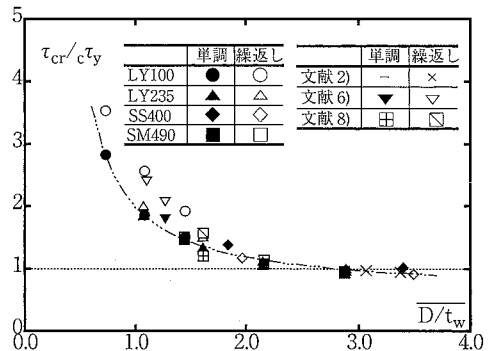


図-8  $\tau_{cr}/c\tau_y - D/t_w$  関係

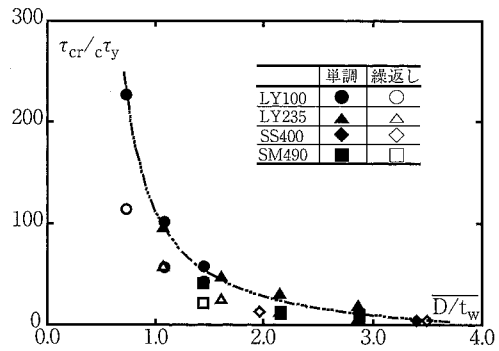


図-9  $\gamma_{cr}/c\gamma_y - D/t_w$  関係

ぼ等しいが、座屈前後の挙動は鋼材により異なっている。そこで、表-3から  $\tau_{cr}/c\tau_y - D/t_w$  関係を図-8に●, ▲, ◆, ■で示す。データの分布状況を見るとほぼ反比例の関係にあるので最小二乗法により双曲線で近似すると下式となる。

$$\tau_{cr}/c\tau_y = 1.02 / (D/t_w - 0.26) + 0.60 \quad \dots\dots\dots(4)$$

(4)式は単調加力の実験値と良く一致しているので、鋼材種に関係なく、降伏応力度と幅厚比から座屈応力度が推定できる。なお、図-8には文献2), 6), 8)の結果も併記したが良い対応を示している。

また、図-9に  $\gamma_{cr}/c\gamma_y - \overline{D}/t_w$  関係を●, ▲, ◆, ■で示す。 $\gamma_{cr}$ は実験で得られた座屈時のせん断変形角で、 $c\gamma_y$ は(3)式で求めた降伏変形角である。両者もほぼ反比例関係にあり、その近似式は下式となる。

$$\gamma_{cr}/c\gamma_y = 75.9/(\overline{D}/t_w - 0.42) - 19.6 \quad \dots\dots(5)$$

(5)式は実験値に対して若干バラツキがみられる。

次に、降伏後の  $\tau - \gamma$  関係の傾向を詳細に検討する。

図-10には  $D/t_w = 50$ の試験体の、図-6には鋼材別に第二剛性を0.01Gと0.015Gの2本併記している。

すべての試験体で降伏後の挙動は0.01Gと0.015Gの間に位置していることがわかるが、全体的にはLY100とLY235シリーズが多少小さく、SS400とSM490が大きい。すなわち、前者は0.01Gに、後者は0.015Gと考えてよからう。

また、座屈後の剛性については、LY100とLY235ではほぼ水平を保ち、SS400とSM490は多少負勾配の傾向を示す。

鋼材の種類によって第二、第三剛性が異なっているのは鋼材の降伏比や伸び率等の違いが影響しているものと考えられる。

3.2.2 スケルトンカーブのモデル化 これまでの考察より  $\gamma < 0.3$ の  $\tau - \gamma$  関係のスケルトンカーブのモデル化を行う。適用領域は試験体のデータが存在する  $0.7 < \overline{D}/t_w < 3.2$ である。

ただし、(4)式より  $\overline{D}/t_w \approx 2.8$ で  $c\tau_y$ と  $\tau_{cr}$ の大小が逆転するので、次の2ケースにわけてモデル化する。

(1)  $0.7 < \overline{D}/t_w < 2.8$ の場合

図-11の Tri-Linear 型となり、

第一剛性:  $G_1 = G$

第二剛性:  $G_2 = 0.01G$  (LY100, LY235シリーズ)  
 $G_2 = 0.015G$  (SS400, SM490シリーズ)

第三剛性:  $G_3 = 0$

第一折点:  $\tau_1 = c\tau_y$  (2)式

第二折点:  $\tau_2 = \tau_{cr}$  (4)式

(2)  $2.8 \leq \overline{D}/t_w < 3.2$ の場合

Bi-Linear 型となり、

第一剛性:  $G_1 = G$

第二剛性:  $G_2 = 0$

第一折点:  $\tau_1 = \tau_{cr}$  (4)式

(1)の場合、最大耐力後負勾配を示す試験体は、 $\tau_2$ を低めに評価しエネルギー的に等価になるようになっている。

図-12に全試験体の無次元化した  $\tau/c\tau_y - \gamma/c\gamma_y$  関係を示し、提案したモデル化の結果も併記した。比較的良好対応をしている。

## 4. 繰返し加力実験

### 4.1 実験結果

実験で得られた  $\tau - \gamma$  関係を図-13に示す。なお、図-13には単調加力実験結果も併記し、図中の▲はせん断座屈発生時期を示している。

また、表-4に実験中に確認されたせん断降伏応力度

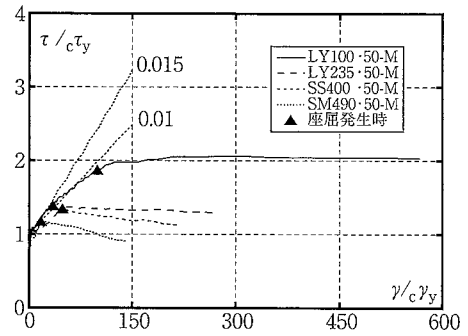


図-10  $\tau - \gamma$  関係 ( $D/t_w$ が等しい場合)

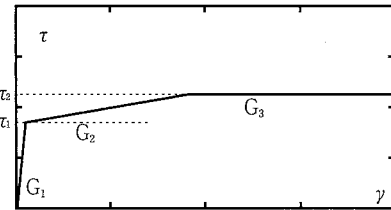


図-11  $\tau - \gamma$  モデル(単調加力実験)

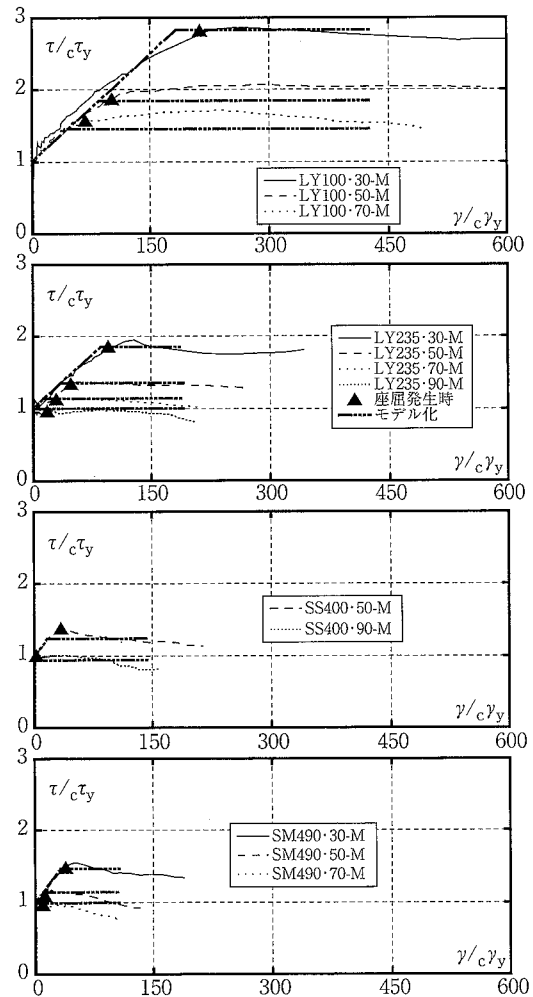


図-12 スケルトンカーブの比較

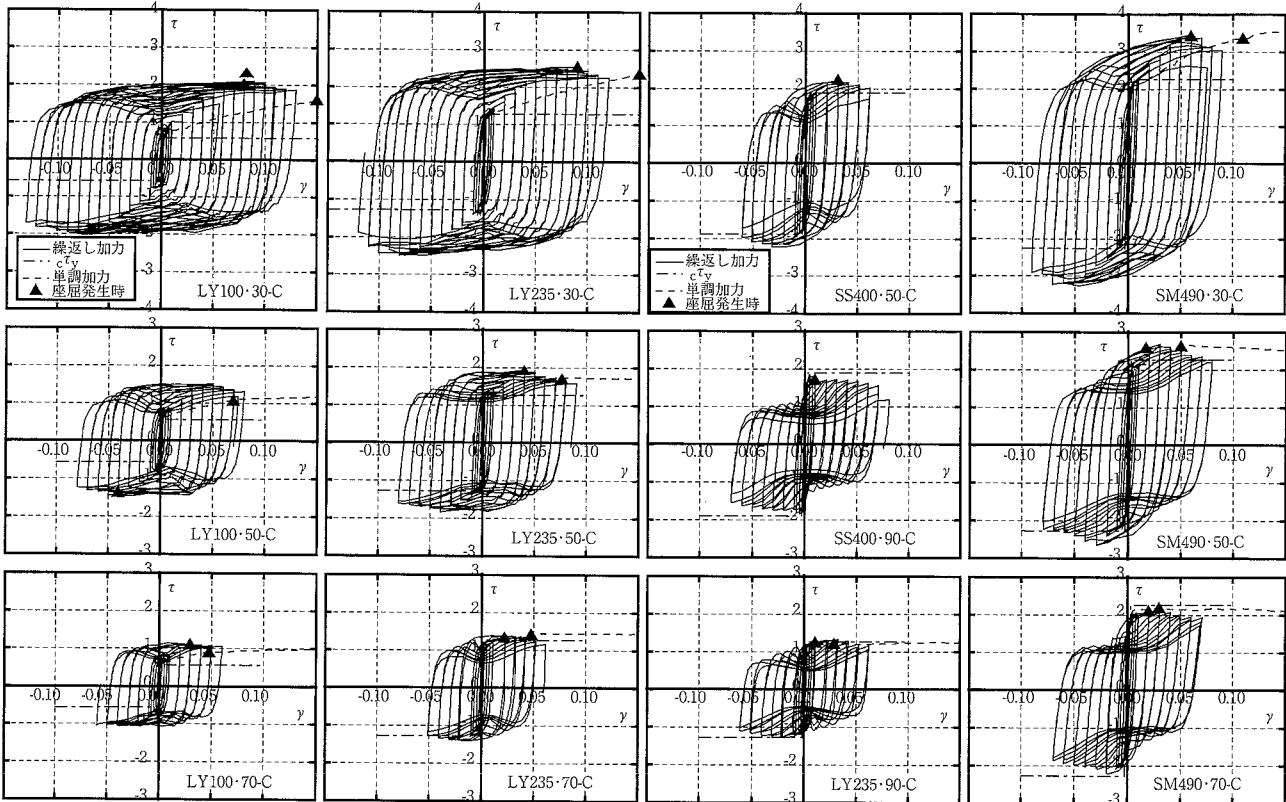


図-13 τ-γ関係(繰返し加力実験)

表-4 実験結果(繰返し加力実験)

試験体名	一般化幅厚比	実験値							計算値 $c\tau_y$	破断状況
		$\tau_y$	$\tau_{cr}$	$\tau_{max}$	$\tau_{slip}$	$\tau_{cr}/c\tau_y$	$\tau_{max}/c\tau_y$	$\tau_{slip}/c\tau_y$		
LY100・30-C	0.72	0.57	2.02	2.09	1.50	3.57	3.67	2.63	0.57	中央部破断
LY100・50-C	1.08	0.50	-1.46	1.53	1.04	2.56	2.68	1.82		中央部破断
LY100・70-C	1.45	0.47	1.10	1.13	0.80	1.93	1.98	1.40		中央部破断
LY235・30-C	1.07	-1.07	2.54	2.54	1.95	2.00	2.00	1.54	1.27	周辺枠 HAZ 破断
LY235・50-C	1.61	1.33	1.91	1.92	1.34	1.50	1.51	1.06		周辺枠 HAZ 破断
LY235・70-C	2.15	-0.95	1.34	1.38	1.00	1.05	1.09	0.79		中央部破断
LY235・90-C	2.87	-1.01	1.26	1.32	0.80	0.99	1.04	0.63	1.89	中央部破断
SS400・50-C	1.97	1.76	2.21	2.21	1.40	1.16	1.16	0.74		中央部破断
SS400・90-C	3.50	1.67	1.72	1.86	0.90	0.91	0.98	0.47		中央部破断
SM490・30-C	1.44	2.24	3.42	3.42	2.36	1.51	1.51	1.04	2.26	中央部破断
SM490・50-C	2.16	2.13	2.59	2.69	1.65	1.15	1.19	0.73		中央部破断
SM490・70-C	2.88	2.04	2.10	2.14	1.22	0.93	0.95	0.54		中央部破断

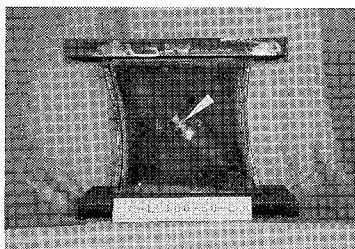


写真-3 鋼板中央部破断

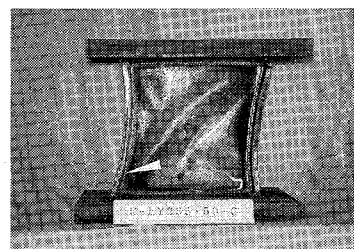


写真-4 外周隅肉溶接部破断

( $\tau_y$ ), 座屈応力度( $\tau_{cr}$ ), 最大応力度( $\tau_{max}$ ), 最終変形角( $\gamma_{max}$ ), 最終破壊状況を示す。それぞれの計測データは3.1と同様の方法で求めた。

なお, 実験結果には枠フレームの影響は含まれていない。Tri-Linear型にモデル化した枠フレームのみの荷重-変形関係と各試験体の荷重-変形関係と対比して枠フレームの影響を削除したものである。

破壊モードには鋼板中央部の引張破断(写真-3中,  $\nabla$ )と, 鋼板周辺の溶接熱影響部の破断(写真-4中,  $\nabla$ )の2種類あった。前者は座屈波形の方向転換による疲労き裂と考えられ, ほとんどの試験体がこの形式であった。後者は鋼板が枠フレームの変形に追従できなくなり生じたものと考えられ, 2体の試験体がこの形式であった。しかし,  $\tau-\gamma$ 関係の変形能力には差は見られなかった。

4.2 考察

4.2.1  $\tau-\gamma$ 関係 図-13の $\tau-\gamma$ 関係より考察する。全体的にみるとせん断降伏による剛性低下, 繰返しによる耐力上昇と履歴ループの拡大, せん断座屈発生, 最大耐力到達, 耐力保持および耐力低下, スリップ形状への移行, 破断の順をたどっている。すなわち, 単調加力実験同様, せん断座屈の発生が耐力上昇を止め最大耐力を決定するとともに, 履歴ループが紡錘型からスリップ形状へ移行する節目ともなっている。しかし, 座屈後の挙動は幅厚比, 鋼材種により大きく異なっている。

まず, 同じ鋼材の試験体で幅厚比の影響を調べる。

幅厚比が小さい場合( $D/t_w=30$ ), 繰返し加力による耐力上昇が顕著で, 振幅が大きくなってもその傾向は続く。座屈後に最大耐力を示し, しばらくその耐力を維持するが, その後は徐々に耐力が低下し, 加力方向の変化に伴う座屈波の90度の方向変換の影響が顕著になりスリップ型の履歴に移行していく。しかし, スリップ形状は著しいものではなく,  $\gamma > 10/100$ の変形能力を示した。

幅厚比が大きい $D/t_w=70\sim 90$ の場合は, 耐力上昇は小さく, 紡錘型の履歴ループを示した範囲も $\gamma=1/100\sim 3/100$ と非常に小さい。また, せん断座屈発生後すぐにスリップ形状へと移行した。しかし, 耐力は極端に低下せず, スリップの傾向だけが顕著になる。変形能力は $\gamma < 7/100$ で, せん断座屈発生後,  $2/100\sim 5/100$ 程度変位振幅が増加して破断に至った。

また,  $D/t_w=50$ の試験体は, 上記の中間的な挙動を示している。

降伏後の繰返し加力に伴う耐力上昇率は鋼材の種類によって異なる。各試験体の $\tau_{cr}/c\tau_y$ を図-8に $\circ, \triangle, \diamond, \square$ の記号で示し, 単調加力実験の結果と併記した。 $D/t_w$ が小さい試験体の座屈応力度は単調加力実験の結果が下限値で, 繰返し加力により上昇している。 $D/t_w > 2.8$ で両者のデータは混在し, 繰返し加力の影響は見られない。塑性化が進行する前に座屈が生じたからである。

表-4の最大応力の上昇率( $\tau_{max}/c\tau_y$ )を見るとLY100は3.7~2.0, LY235は2.0~1.04, SS400は1.2~1.0,

表-5 実験結果

試験体名	一般化幅厚比	$\gamma_{cr}$	$\gamma_{slip}$	$\gamma_{max}$
LY100・30-C	0.724	0.08	0.11	0.13
LY100・50-C	1.08	0.04	0.06	0.08
LY100・70-C	1.45	0.03	0.04	0.06
LY235・30-C	1.07	0.09	0.10	0.12
LY235・50-C	1.61	0.04	0.06	0.09
LY235・70-C	2.15	0.02	0.02	0.06
LY235・90-C	2.87	0.01	0.02	0.06
SS400・50-C	1.97	0.03	0.04	0.06
SS400・90-C	3.50	0.01	0.02	0.08
SM490・30-C	1.44	0.06	0.08	0.09
SM490・50-C	2.16	0.03	0.04	0.08
SM490・70-C	2.88	0.02	0.03	0.07

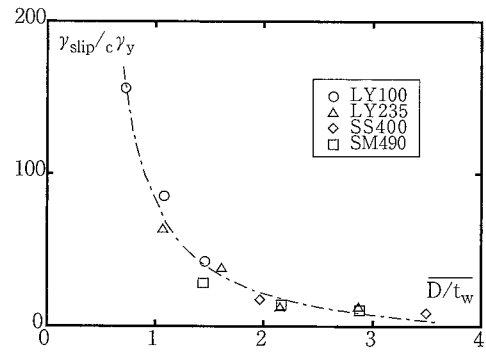


図-14  $\gamma_{slip}/c\gamma_y - D/t_w$ 関係

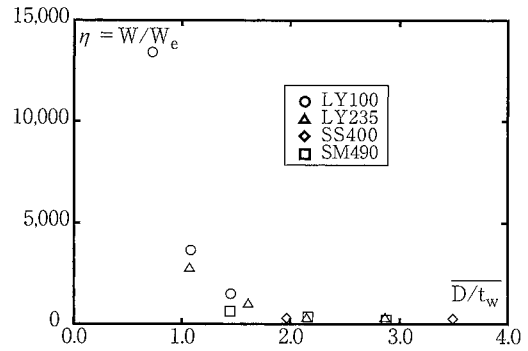


図-15  $\eta - D/t_w$ 関係

SM490は1.5~0.95である。 $D/t_w=30$ では各鋼材の降伏比の逆数( $\sigma_u/\sigma_y$ )を大幅に上回っている。したがって $\sigma_u/\sqrt{3}$ より大きいことも当然である。また, LY100はSM490の2倍以上の上昇率を示し鋼材の降伏比が小さい鋼材ほど上昇が大きく, Y.Rに反比例の傾向が明らかである。

4.2.2 変形挙動について 表-5に各試験体の座屈発生時の変位( $\gamma_{cr}$ ), 紡錘型ループからスリップ性状に移行する時の変位( $\gamma_{slip}$ ), 終局変位( $\gamma_{max}$ )を示す。なお,  $\gamma_{slip}$ は座屈波の方向転換に伴う変形の急増時に, 明確な応力低下が起こらない変形振幅とした。

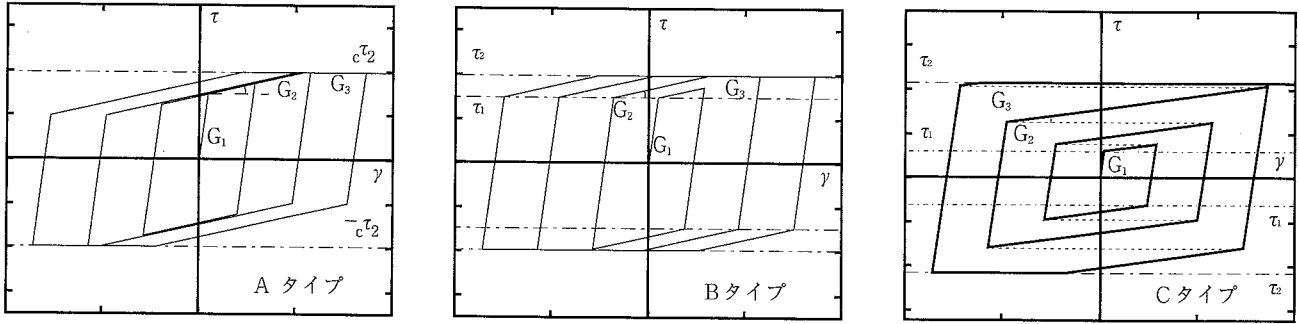


図-16 τ-γ履歴モデル

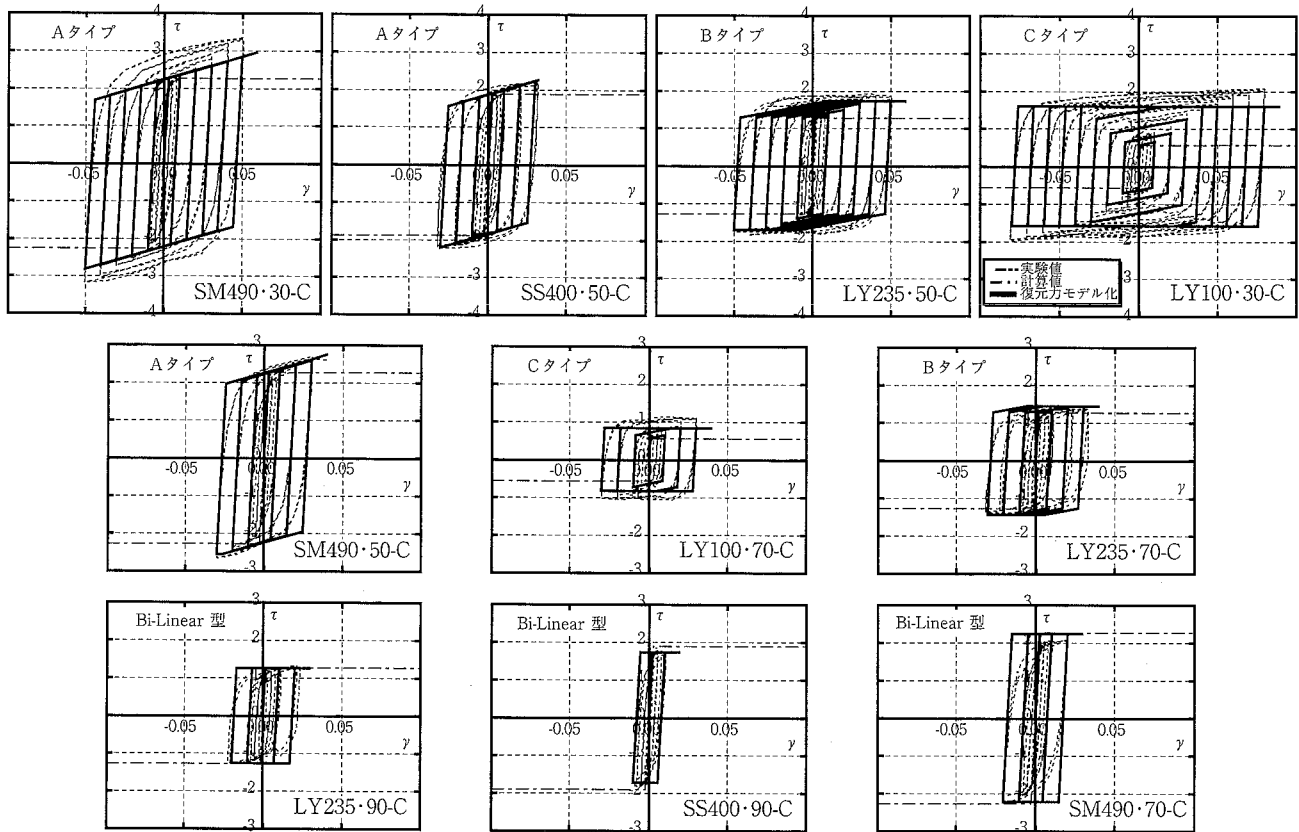


図-17 履歴ループの比較

まず、 $\gamma_{cr}/c\gamma_y$ を○、△、◇、□で単調加力実験結果と併せて図-9に示す。 $\gamma_{cr}$ は $\tau_{cr}$ 同様に $D/t_w$ と反比例の関係にあると推測されるが、単調加力実験の約1/2に低下し、繰返し加力による変形能力の低下が著しいことがわかる。

$\gamma_{slip}$ は各試験体で安定した履歴ループが確保できる変形限界であり、 $\gamma_{cr}$ より1/100~3/100だけ変位振幅が増加した後に到達する。 $\gamma_{slip}/c\gamma_y - D/t_w$ 関係を図-14に示す。多少バラツキがあるが反比例の関係があり、最小二乗法による関係式は、

$$\gamma_{slip}/c\gamma_y = 59.6/(\overline{D/t_w} - 0.38) - 15.3 \quad \dots\dots(6)$$

となる。(6)式より $\gamma = 5/100$ で安定した履歴ループを確保

するには $\overline{D/t_w} < 1.6$ が、 $\gamma = 2/100$ で安定した履歴ループを確保するには $\overline{D/t_w} < 3.2$ が目安になる。

最終変形は $6/100 < \gamma_{max} < 12/100$ の範囲にあるがLY100・30-CとLY235・30-C以外はほとんど $6/100 < \gamma_{max} < 8/100$ の範囲にある。すなわち、 $D/t_w = 50 \sim 90$ では $\gamma_{max}$ は大差がなく、鋼材種による相違もほとんど見られない。また、単調加力実験と比較するとすべての試験体で変形能力は大幅に低下している。

変形能力を(7)式による累積塑性変形倍率( $\eta$ )で評価する。

$$\eta = W/W_0 \quad \dots\dots(7)$$

W：累積塑性変形ひずみエネルギー



$W_e = c_{\tau_y} \cdot c_{\gamma_y}$  : 弾性限界ひずみエネルギー

図-15のごとく、 $\overline{D/t_w} = 3.0, 2.0, 1.5, 1.0$  に対して  $\eta = 200, 300, 1000, 3000$  となり、 $\overline{D/t_w}$  が小さくなるにつれて双曲線状に急増する傾向がみられる。 $\overline{D/t_w} < 1.5$  ではエネルギー吸収性能が非常に大きいことが判明した。

4.2.3 履歴ループの形状 安定した履歴性状をもつ  $\gamma_{slip}$  以下の変形領域のループの形状は、鋼材の種類によって3種類に分けられる。

SS400, SM490 は、バウシンガー効果の影響が明確にあらわれ、一般的に使われている Normal Tri-Linear 型の履歴ループである (図-16, Aタイプ)。

LY100 は応力上昇が顕著にあらわれ各繰返しサイクルの見かけの降伏が上昇していくタイプであり、各サイクルの降伏応力は前サイクルで到達した最大応力に匹敵している。この傾向は、変位振幅が増加しない繰返し加力のループにも見られる。また、降伏後の剛性は SM490 よりかなり小さいこと、応力上昇が頭打ちとなった大変形領域の履歴ループは横長の平行四辺形の状態となり Bi-Linear 型に近付いてゆくことなどの特徴が観察される。このタイプの履歴ループは、第一折点は上昇、第二折点は一定の Tri-Linear 型の履歴ループにモデル化できる (図-16, Cタイプ)。Y. R が非常に小さい鋼材に特有の復元力特性と思われる。

LY235 では、繰返し加力により耐力上昇するが各サイクルの見かけの降伏応力は繰返し加力を受けてもあまり増加せずほぼ一定である。ループ形状は繰返し加力を受けて、第2、第4象限の角部を多少切り取った平行四辺形が左右に拡大していく形である。このタイプの履歴は、第一・第二折点を一定にした Tri-Linear 型にモデル化できる (図-16, Bタイプ)。

ただし、 $\overline{D/t_w} > 2.8$  の LY235・90-C, SS400・90-C, SM490・70-C では  $\tau_{cr}$  が  $c_{\tau_y}$  まで到達せず、繰返し加力でも耐力上昇は示さないまま変形が進行している。このタイプは  $\tau_{cr}$  を折点とする Bi-Linear 型にモデル化できる。

4.2.4 復元力特性のモデル化 単調加力実験で設定したスケルトンカーブ (図-11) と繰返し加力実験で得られた履歴ループの形状 (図-16) を組合せて鋼材別に復元力特性のモデル化を提案する。なお、モデルは紡錘型の履歴ループを示す  $\gamma_{slip}$  より小さい変形領域に適用する。

(1)  $0.7 < \overline{D/t_w} < 2.8$  の範囲

① SS400 と SM490 のモデル

図-16のAタイプの Normal Tri-Linear 型の復元力特性とする。剛性、折点は3.2.2の通りとする。

② LY235 のモデル

図-16のBタイプの第一折点、第二折点一定の Tri-Linear 型の復元力特性である。第一、第二折点は(3)、(4)式より求め、剛性は3.2.2の通りとする。

③ LY100 のモデル

図-16の第一折点が上昇するCタイプの Tri-Linear 型の復元力特性である。処女曲線の第一折点は  $c_{\tau_y}$  であ

表-6 履歴ループの安定性 ( $\gamma \leq 5/100$ )

鋼材 \ 幅厚比	30	50	70	90
LY100	◎ (0.72)	◎ (1.08)	◎ (1.45)	—
LY235	◎ (1.07)	◎ (1.61)	○ (2.15)	× (2.87)
SS400	—	○ (1.97)	—	× (3.50)
SM490	◎ (1.44)	○ (2.16)	× (2.88)	—

り、その後は前加力サイクルで到達した最大応力を第一折点とする。第二折点は(4)式で求める一定の  $\tau_{cr}$  とする。剛性は3.2.2の通りとする。

設定したモデルと実験の  $\tau-\gamma$  関係を図-17で比較する。繰返し加力による第二折点の上昇を考慮していないので、LY100 シリーズおよび  $\overline{D/t_w}$  が小さい試験体では実験値より低めとなっているが、全体的には安全側で比較的良好な対応を示している。

(2)  $2.8 \leq \overline{D/t_w} < 3.2$  の範囲

鋼材に関係なく一般的な Bi-Linear 型の復元力特性とする。図-17で  $\gamma \leq 2/100$  で実験値と比較している。

## 5. 設計法の提案

$\gamma \leq 5/100$  の  $\tau-\gamma$  関係で履歴ループ形状の安定性を目視で判定をした結果を表-6に示す。◎は完全紡錘型、○はわずかにスリップを含むもの、×は早期にスリップに移行したものを示す。表中の( )内の数値は  $\overline{D/t_w}$  を示す。良好な挙動が得られる幅厚比としては  $\overline{D/t_w} \leq 1.6$  程度と思われる。さらに、前述した  $\gamma_{slip}$  と  $\eta$  の結果もほぼ同様な傾向にあり、図-2のY形プレースのリンクの構造条件は  $\overline{D/t_w} \leq 1.6$  が適当であろう。

また、鋼板耐震壁のように  $\gamma \leq 2/100$  で安定した履歴を必要とする部材に対する条件は4.2.2で述べたように  $\overline{D/t_w} \leq 3.2$  である。

さらに、制震・耐震要素を架構に組込む場合に有効とする外力レベルや要素の構造性能だけでなく、

- ① 復元力特性の安定性
- ② 実際の挙動と提案モデルとの整合性
- ③ 鋼材の性質のバラツキ
- ④ 周辺架構や接合部への影響

などを考慮すべきである。

①に関してはSM490, SS400, LY235, LY100の順であり、②については  $\overline{D/t_w}$  が小さいものでは適合性が劣る。③についてはLY235, LY100が優れている。

また、耐震要素の耐力上昇は周辺架構へ及ぼす影響が大きいので、設計時には十分注意する必要がある。

以上のことから実験結果を総合的に評価すると、リンクの最適条件は下限の  $\overline{D/t_w} = 1.5$  程度であり、具体的な例をあげるとLY235・50であろう。また、鋼板耐震壁にはLY235・70, LY235・90, SM490・70等が適している。

しかし、実験データを巨視的な別の見地から検討すると異なった提案ができる。例えば、小変形域での耐力上昇を無視するとともに、ループの拡大が止まった安定した挙動に着目した単純な Bi-Linear モデルなどを構築すれば大地震対応のリンクとして LY100・30, LY100・50 なども有効となる。

## 6. まとめ

### 6.1 単調加力実験

単調加力実験で得られた結果を以下に示す。

① 初期剛性はせん断弾性係数に一致し、第二剛性は 0.01~0.015 G の範囲にある。バラツキはあるが BT-LYP100 と BT-LYP235 では 0.01 G, SS400 と SM490 では 0.015 G 程度と考えられる。

② セン断座屈応力度は  $\bar{D}/t_w$  と反比例関係にあり、(4) 式で算定できる。

③ 最大応力はほぼせん断座屈で決まる。

④ 最大応力以後、BT-LYP100 と BT-LYP235 では耐力を維持したまま、SS400・SM490 は多少負勾配で変形が進む。

⑤ 最終変形は確認できなかったが、全試験体で大きな変形能力を示した。

⑥  $\tau-\gamma$  関係のスケルトンカーブは Tri-Linear 型にモデル化できる。第一折点はせん断降伏応力、第二折点は(4)式から求まる座屈応力とする。

### 6.2 繰返し加力実験

繰返し加力実験で得られた結果を以下に示す。ただし、繰返し加力のパターンにより挙動が多少変化することが考えられる。

① セン断座屈応力度の上昇と履歴ループの拡大は幅厚比および降伏比が小さい試験体ほど著しい。

② 最大応力はせん断座屈で決まり、以後、耐力低下とスリップ型の履歴ループに移行する。

③ 変形能力は繰返し加力により低下するが、累積塑性倍率で評価すると大きなエネルギー吸収能力を持っていることが判明した。

④  $0.7 < \bar{D}/t_w < 2.8$  の試験体の  $\tau-\gamma$  関係で安定した紡錘型を示す領域の履歴曲線は、鋼材により 3 種類に分類できた。それぞれのモデルは図-16 に示すが実験値と良く対応した。

⑤  $2.8 \leq \bar{D}/t_w < 3.2$  の場合、低応力で座屈が生じるので Bi-Linear 型の復元力特性とする。 $\gamma \leq 2/100$  で良い対応を示した。

### 6.3 設計法

① 制震・耐震要素としての使用条件は、一般化幅厚比で表現すると、鋼板耐震壁で  $\bar{D}/t_w \leq 3.2$ , リンクで  $\bar{D}/t_w \leq 1.6$  が適当であろう。

② 耐震要素が変形する範囲内で生じる耐力上昇を考慮して周辺架構や接合部を設計する必要がある。

③ 鋼材は幅厚比と組合せて最適条件を選ぶ必要がある。ループの安定性と提案したモデルとの整合性、鋼材のバラツキを考えると、Y形プレースのリンクには一般化幅厚比で 1.5 前後、例えば LY235・50 程度が、鋼板耐震壁には LY235・70, LY235・90, SM490・70 が適当であろう。

### 参考文献

- 1) 高橋泰彦, 品部祐児: セン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, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C III, p. 469~472, (1995)
- 2) 高橋泰彦, 竹本 靖, 他: 鋼板耐震壁に関する実験的研究 その1, 日本建築学会大会学術講演梗概集, p.917~918, (1970)
- 3) 武田寿一, 高橋泰彦, 他: 鉄骨プレース付きラーメンの実験的研究 その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, p. 1989~1990, (1972)
- 4) 山田 稔, 辻 文三, 他: 鋼板の  $\tau-\gamma$  関係に関する研究(種々の定軸力圧の作用下における  $\tau-\gamma$  関係) その5, 日本建築学会大会学術講演梗概集, p. 1127~1128, (1980)
- 5) 井上哲郎, 秋山 宏: セン断降伏型 H 形断面部材の荷重-変形関係, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 348, p. 52~60, (1985)
- 6) 泉 満, 可児長英, 他: 極低降伏点鋼を用いたセン断降伏型制振部材の低サイクル疲労実験 その1, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C, p. 1333~1334, (1992)
- 7) 三山剛志, 平澤光春, 他: 極低降伏点鋼を用いた制振構造に関する研究 その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, p. 1043~1044, (1994)
- 8) 佐分利和宏, 中島正愛, 他: 低降伏点鋼を用いた鋼板パネルの履歴性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C, p. 1341~1342, (1994)