

繰返しせん断を受けるハイブリッド型箱形断面柱の 強度および変形性能

中村 雅樹* 上野谷 実*

Strength and Ductility of Hybrid Box Columns under Cyclic Shear

Masaki NAKAMURA* and Minoru UENOYA*

ABSTRACT

This paper presents an experimental investigation on the hysteretic behavior of stiffened box columns having two or five longitudinal ribs under constant compressive thrust combined with cyclic shear loads at the column top. The low-yield web panels behave like dissipative zones of shear link to resist earthquake actions. Seven specimens are of four square web panels of 450 mm side. Thicknesses of web panels are 3.5mm and 7mm, and thickness of flange is 7mm. The webs are made of mild steel (SM400) or low-yield steel (LY 100 and FLS), and the flanges are made of mild steel.

Hysteretic curves in shear are obtained experimentally and compared them for different steel and thickness of web panels. The cyclic shear strength and panel ductility are discussed and compared them from the energy dissipative point.

キーワード: 補剛箱形柱, 低降伏点鋼, 繰返しせん断強度, エネルギー吸収, ダクティリティー

Keywords: Stiffened box column, Low-Yield Steel, Cyclic Shear Strength, Energy Dissipation, Ductility

1. はじめに

兵庫県南部地震(1995年1月17日)で被害を受けたラーメン鋼製橋脚において, その中間梁部のウェブ面でX形の座屈波形を残し, 比較的軽微な損傷に留めたものがあった。これは中間横梁のウェブのせん断座屈が先行したことにより, ウェブが大きな地震エネルギーを吸収した痕跡と考えることができる。このことから, 鋼の特性である変形性能(ダクティリティー)を構造物の中で有効に活用すれば過大な地震エネルギーを吸収し, 構造物の致命的な損傷や倒壊を回避できるものと考えられる。また, 従来の研究によると, 過大な地震エネルギーは曲げ塑性ヒンジのみではなく, ブレース構造の配置方法やせん断パネルの構造によって吸収するせん断型塑性ヒンジが効果的であることが明らかにされている^[1-4]。このことから, せん断パネルの配置や構造によって過大な地震エネルギーを吸収し, 大きな変形性能を確保できる

ような構造システムが考えられる。ここではこれを「せん断塑性リンク」と呼ぶ。せん断塑性リンクの性能を発揮させるには, フランジを健全に保ち, ウェブが大きくせん断変形することが必要である。この構造システムが機能すれば, 過大な地震エネルギーを効率よく吸収することができる。

著者らは, 水平力を受ける門形ラーメン橋脚の柱において, 曲げモーメントがゼロになり, せん断力が卓越する部分にせん断塑性リンクの導入を想定したせん断載荷実験をすでに行っている。ここでは, せん断を受ける柱のウェブに鋼種の異なる普通鋼(SM)と低降伏点鋼(LY)の2種類を用いて, それぞれに板厚の異なる7mmと3.5mmの2種類の合計4種類の供試体から, ハイブリッド型せん断塑性リンクの特性を明らかにしている^[5]。

本研究は, 前報告^[5]のせん断を受ける柱の実験に福山大学 構造・材料開発研究センターで開発した耐震用新鋼材(FLS)をウェブに用いた実験を行い, 前報告^[5]の鋼種が普通鋼(SM)と低降伏点鋼

*建築・建設学科

(LY)の実験結果に今回の耐震用新鋼材 (FLS) の実験結果を追加して、座屈挙動、塑性変形性能およびエネルギー吸収性能についてハイブリッド型せん断塑性リンクの特性を考察する。

2. 供試体

2.1 供試体寸法

図 1 に示すように、実験に用いた供試体は、1 パネルの幅、高さが 450mm で計 4 パネル(P1～P4)からなる正方形箱形断面柱で全長は 1800mm である。箱形断面を形成するために基部から 450mm 間隔に板厚 7mm のダイアフラムを配置している。

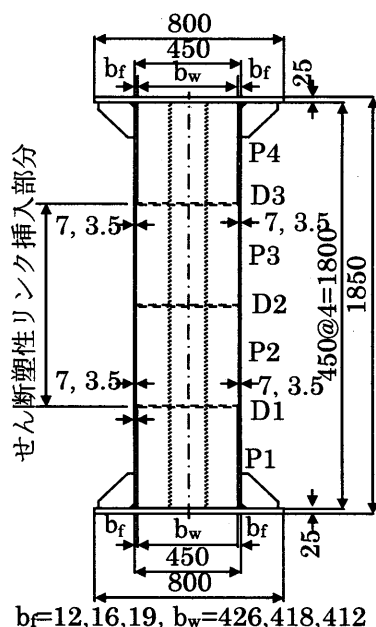


図 1 供試体

4 パネルのうち柱の中間 2 パネル(P2, P3)はせん断塑性リンク部分(以下せん断パネルと呼ぶ)、上下 2 パネル(P1, P4)は補強パネル部分である。フランジおよびウェブの補剛は長手方向に板厚 7mm、幅 67mm のリブにより供試体の幅を 3 分割するように 150mm 間隔で補剛している。

前回に報告⁵⁾した供試体は、せん断パネルのウェブに普通鋼(SM)および低降伏点鋼(LY)を配置したものである。追加実験の供試体は、せん断パネルのウェブに耐震用新鋼材 (FLS) を用いている。今回報告する供試体は、それらを合わせた材料特性の異なる 3 種類である。せん断パネルのウェブ以外は全て普通鋼(SM)を使用している。繰返し載荷実験はフランジ厚、ウェブ厚を共に 7mm(リブ間の幅厚比 21)にした等断面供試体と、ウェブ厚をフランジ厚の 1/2 の 3.5mm(リブ間の幅厚比 43)にした供試体について行った。これら 6 体の供試体をそれぞれ SM7, LY7, FLS7, SM3.5, LY3.5, FLS3.5 とし、記号の SM, LY, FLS はウェブに用いた鋼種を表し、数字はせん断パネルのウェブ厚を表している。また、ウェブに耐震用新鋼材 (FLS) を用いたウェブ厚 3.5mm の供試体に対して、せん断座屈によるウェブの面外たわみを低減させる目的でリブ本数を 2 本から 5 本に増した供試体 FLS3.5-WR5(リブ間の幅厚比 21)も加えて、合計 7 体の供試体について考察する。

2.2 材料特性

本実験のせん断パネルウェブに使用する鋼材は普通鋼(SM)、低降伏点鋼(LY)および耐震用新鋼材 (FLS)の 3 種類(以下, SM, LY, FLS と表記する)である。これら 3 種類の応力-ひずみ曲線を図 2 に示す。SM は降伏点が高く引張強さは 400MPa 以上であるが伸びの少ない鋼材である。LY は降伏点が高く、伸びは 50%以上といった性能を持ち、地震時のエネルギー吸収性能に優れ建築用のダンパーやブレース材として用いられている鋼材である。FLS は LY と同様に降伏点は低い、降伏後のひずみ硬化によって引張強度は SM 材より高くなり、伸びも LY より大きい特性を持つ鋼材である。

福山大学 構造・材料開発研究センターで行った鋼材の繰返しせん断実験におけるせん断特性を図 3 に示す^{[1],[6]}。各供試体の降伏せん断変位はせん断パネルが全て SM で構成されている供試体 SM7, SM3.5 の降伏せん断変位を基準にする。従って、せん断特性も SM の降伏せん断変位を基準にする。そのため、サイクル毎に与えるせん断変位量を増分させた繰返しせん断実験をもとに、SM とほぼ同じ降伏せん断変位で LY および FLS のせん断実験を行った結果の包絡線を示す。その結果からウェブパネルに使用した鋼材のせん断特性を表 1 に示す。

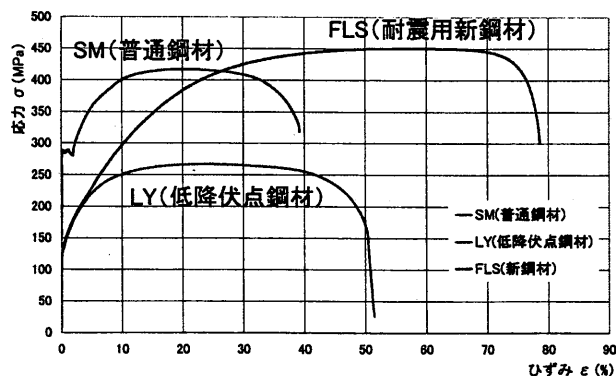


図 2 引張試験結果

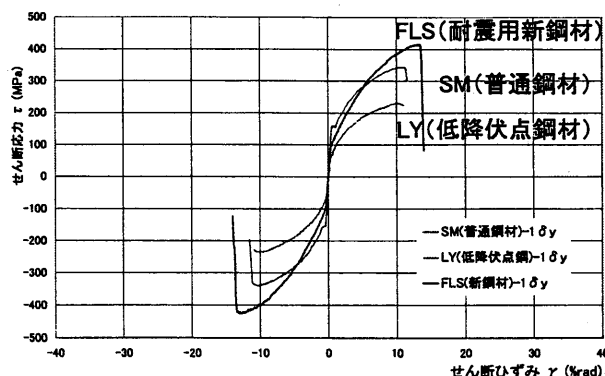


図 3 繰返しせん断実験の包絡線

表 1 鋼材のせん断特性

鋼種	δ_y (mm)	τ_y (MPa)	τ_u (MPa)	γ_u (%rad)	$\frac{\tau_u}{\tau_{uSM}}$	$\frac{\gamma_u}{\gamma_{uSM}}$
SM400	0.06	169	396	19.8	1.0	1.0
LY100	0.05	44	309	26.1	0.8	1.3
FLS	0.06	57	603	26.4	1.5	1.3

δ_y : 降伏せん断変位, τ_y : 降伏せん断応力,
 τ_u : 最大せん断応力, γ_u : 最大せん断ひずみ

3. 実験方法

本実験で用いた荷重装置を図 4 に示す. 本実験では, 一定鉛直荷重 N のもと繰り返し水平荷重 P を変位制御で静的に作用させる. せん断パネル中央で曲げモーメントがゼロになり, せん断力が卓越する荷重方法とするために, 供試体頂部に水平荷重を回転させず平行移動させるパンタグラフを荷重板の上部に取り付け, 荷重板を平行移動させる建研式荷重方法を採用した. 図 5 に水平荷重 P を供試体中央高位置に作用させたときの曲げモーメント図とせん断力図を示す.

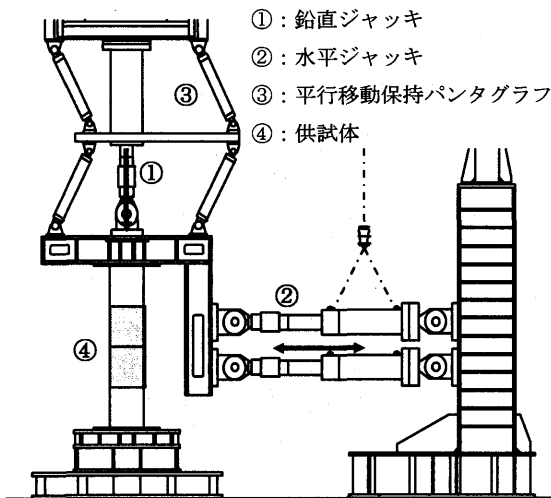


図 4 荷重装置

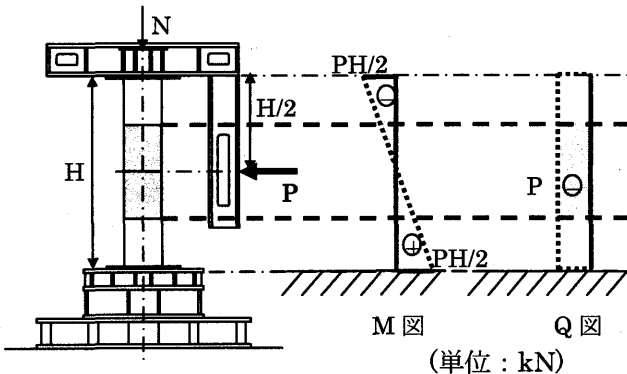


図 5 供試体の曲げモーメントとせん断力

図 6 に示すように, ウェブがせん断を受け変形するときの対角線方向変位 δ_1 と δ_2 の和をせん断変位 δ と呼び, 式(1)で定義する. 更に, せん断パネル(ウェブ)が純せん断で降伏するときの対角線方向変位を δ_{y1} と δ_{y2} とし, その和を降伏せん断変位 δ_{y0} と呼び, 式(2)で定義する.

実験で用いた降伏せん断変位 δ_y は, 各パネルの降伏せん断変位 δ_{y0} の和とし, 式(3)より計算する. また, 鉛直荷重 N は式(4), (5)より求める.

$$\delta = \delta_1 + \delta_2 = \sqrt{2} \gamma h \quad \dots \dots \dots (1)$$

$$\delta_{y0} = \delta_{y1} + \delta_{y2} = \frac{\sqrt{2} \tau_{yw} h}{G} \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$\delta_y = 4 \delta_{y0} \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$N_y = \sigma_y A \quad \dots \dots \dots (4)$$

$$N = 0.15 N_y \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$Q_p = \tau_{yw} A_w \quad \dots \dots \dots (6)$$

ただし, $\tau_{yw} = \frac{\sigma_{yw}}{\sqrt{3}}, G = \frac{E}{2(1+\nu)}$

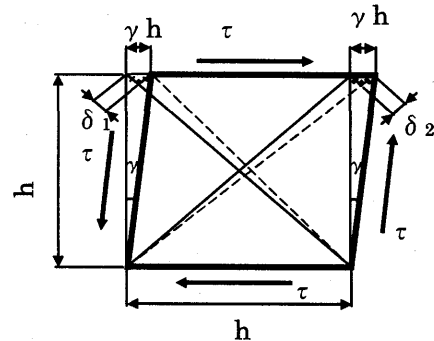


図 6 降伏せん断変位

ここで σ_{yw} : ウェブの引張降伏応力, τ_{yw} : ウェブの降伏せん断応力, γ : せん断ひずみ, E : 弾性係数, G : せん断弾性係数, ν : ポアソン比, h : パネル高さ, N_y : 軸方向降伏荷重, σ_y : 降伏応力, A : 全断面積, Q_p : 塑性せん断力である.

本実験では, LY と FLS を SM と比較するため, 各供試体の鉛直荷重および降伏せん断変位はせん断パネル全てが SM で構成されている供試体 SM7 および SM3.5 の鉛直荷重および降伏せん断変位を基準にし, LY7 の供試体には SM7 の値を, LY3.5 の供試体には SM3.5 の値を使用した. 表 2 に各供試体のパラメータ δ_y を示す.

表 2 降伏せん断変位 δ_y

供試体	σ_y (MPa)	τ_y (MPa)	N_y (kN)	N (kN)	Q_D (kN)	δ_{y0} (mm)	δ_y (mm)
SM7	292	169	4717	708	1044	1.40	5.58
LY7	141	81	2247	337	509	0.67	2.69
FLS7	149	86	2412	362	518	0.71	2.85
SM3.5	290	167	3892	584	514	1.39	5.54
LY3.5	117	68	1560	234	199	0.56	2.24
FLS3.5	149	86	3170	476	277	0.71	2.84
FLS3.5-WR5	149	86	3639	546	264	0.71	2.84

4. 実験結果および考察

4. 1 座屈挙動

図 7 に SM7, LY7 および FLS7, 図 8 に SM3.5, LY3.5 および FLS3.5, 図 9 に FLS3.5-WR5 の実験終了後の供試体崩壊写真を示す。ウェブ厚とフランジ厚が 7mm である供試体 SM7, LY7 および FLS7 では、曲げにより圧縮となるフランジにたわみ（以降、「曲げ座屈によるたわみ」と表示する）が生じており、ウェブのせん断座屈よりフランジの曲げ座屈が先行した。

SM7 では曲げにより圧縮となるフランジにおいてダイアフラム D1, D3 付近のリブ間で曲げ座屈によるたわみが見られる。また、せん断リンク部分の強度が高く、リンク部以外のパネル P1, P4 のフランジに損傷が見られた。

LY7 ではパネル P3 のウェブ全体にリブ間でせん断座屈波形を示す斜め方向のたわみ（以降、「せん断座屈によるたわみ」と表示する）が見られる。フランジでは、ダイアフラム D1, D3 付近のリブ間に座屈によるたわみが見られ、ウェブの座屈が生じるあたりからパネル P3 のフランジの座屈が急激に進展し、「く」の字の変形を生じた。これは曲げおよび軸力により縦リブも座屈したものと考えられる。

FLS7 では P3 のウェブにおいて、D3 付近のリブ間でせん断座屈によるたわみが見られる。フランジでは、P3 の D3 付近のリブ間に曲げ圧縮によるたわみが見られる。この傾向は P2 の D1 付近でも見受けられることから、せん断力の卓越する D2 付近より、曲げとせん断の混在する D1 および D3 付近が大きく変形することが分かる。これは、フランジが曲げによる座屈で塑性変形した後、ウェブにせん断座屈によるたわみが生じたものと考えられる。ウェブが 7mm の供試体は 3 体とも、この

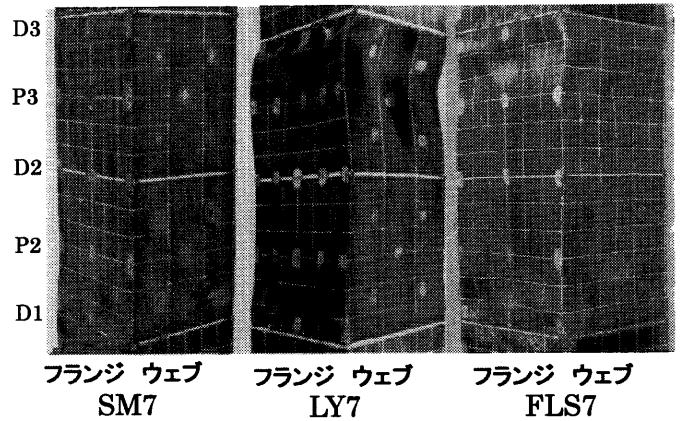


図 7 ウェブ厚 7mm の供試体の崩壊写真

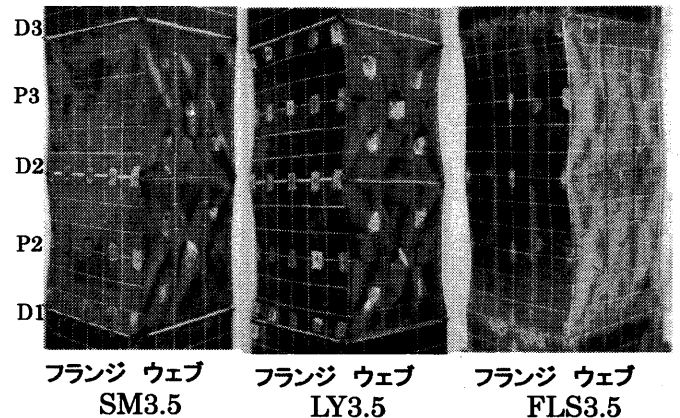


図 8 ウェブ厚 3.5mm の供試体の崩壊写真

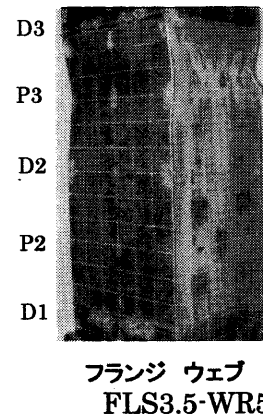


図 9 ウェブ厚 3.5mm の供試体の崩壊写真

傾向で終局するが、その程度は、ウェブに用いる鋼種の強度および変形性能特性によって異なる。強度の小さい LY7 は、曲げ座屈によりフランジの変形が大きくなり、ウェブの変形も大きくなったと考えられる。FLS7 はひずみ硬化による強度上昇が大きいために、ウェブの変形は LY7 ほど大きくならず、フランジの変形も LY7 ほど大きくならない。

ウェブ厚をフランジ厚の 1/2 の 3.5mm にした供試体 SM3.5, LY3.5, FLS3.5 および FLS3.5-WR5

において、すべての供試体がウェブ全体でパネルのリブ間にせん断座屈による大きなたわみを生じた。これは、ウェブ厚が薄いために斜張力場が形成されたと考えられる。このことによって、フランジはウェブ側に巻き込まれるように大きな塑性変形をしている。

FLS3.5-WR5ではP3のウェブでD3付近のリブ間でせん断座屈によるたわみが見られる。フランジについても、P3のD3付近にリブ間に曲げ座屈によるたわみが見られる。

SM3.5は大きなクラックがパネルP2の西ウェブに生じ、荷重を停止してもせん断変位が $51\delta_y$ まで進み、変形が大きすぎることからここで実験を終了した。LY3.5は小さなクラックが30個以上に発生した。クラック発生後の最大せん断力からの $13\delta_y$ まで強度低下は緩やかであった。これはLY鋼の特性である、ひずみ硬化の影響による挙動と考えられる。FLS3.5のクラックはウェブで $15\sim 16\delta_y$ にかけてP2に2箇所、P3に1箇所ずつ発生し、サイクルを増すごとに18箇所程度に増えた。FLS3.5のクラック数はLY3.5より少ないが、クラック長はLY3.5より長い傾向がある。LY3.5のクラック断面はザラザラ状であるが、FLS3.5のクラック断面は鋭利である。FLS3.5-WR5のクラックはP3ウェブの片面のD3付近に集中し、リブ間で生じた。また、その近傍のウェブ面とフランジ面の溶接部で早期にクラックが生じた。

4.2 せん断力-せん断変位履歴曲線

図10にウェブ厚がフランジ厚と同じ7mmの供試体SM7、LY7およびFLS7のせん断力-せん断変位履歴曲線を示す。縦軸はせん断力 Q をSM7の降伏せん断力 Q_{pSM7} で無次元化し、横軸はせん断変位 δ をSM7の降伏せん断変位 δ_{ySM7} で無次元化している。

供試体SM7において、荷重の増え方と変位の伸び方を見ると、約 $1.15Q_p$ に到達してから少ない荷重で変位が伸び始めている。各サイクルの履歴曲線の形状は、紡錘形で単調的に大きくなっている。

供試体LY7において、せん断力の増加割合を見ると、 $2\delta_y\sim 14\delta_y$ まで平均 $0.02Q_p$ の増加に対し、 $17\delta_y\sim 27\delta_y$ まで平均 $0.01Q_p$ と増加割合が小さい。履歴曲線の形状はSM7のように紡錘形で単調的に大きくなるが、各サイクルの強度は小さい。

供試体FLS7において、せん断力の増加割合を見ると、 $2\delta_y\sim 12\delta_y$ まで平均 $0.06Q_p$ の増加に対し、 $13\delta_y\sim 17\delta_y$ まで平均 $0.03Q_p$ と増加割合が小さくなっている。 $18\delta_y$ 以降はP3のフランジとウ

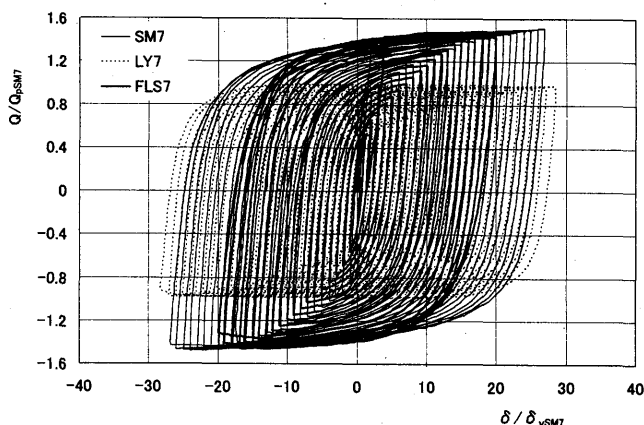


図10 SM7, LY7およびFLS7の履歴曲線

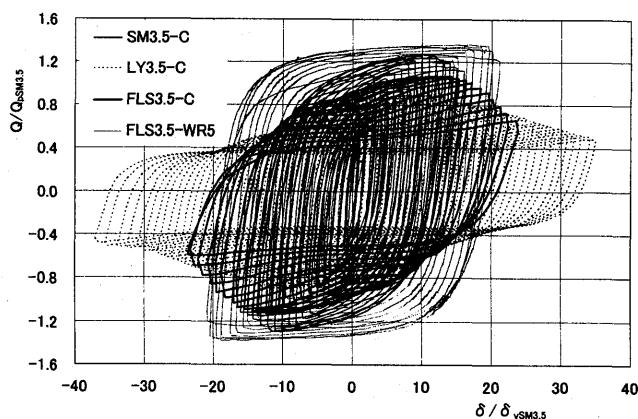


図11 SM3.5, LY3.5, FLS3.5およびFLS3.5-WR5の履歴曲線

ェブの溶接線に沿ってクラックが生じて、強度が急激に低下したため実験を終了した。履歴曲線の形状はSM7のように紡錘形で単調的に大きくなる。

FLS7をSM7およびLY7と比較すると、FLS7はSM7より降伏が早くせん断力の増加割合が大きい、LY7より降伏が遅く、せん断力の増加割合が大きい。このことは、図2に示した引張試験の結果と同様の傾向を示すことから、FLSの材料特性が繰り返し荷重実験でも同様な傾向を示すことが分かる。

図11にウェブ厚がフランジ厚の1/2の供試体SM3.5, LY3.5, FLS3.5およびFLS3.5-WR5のせん断力-せん断変位履歴曲線を示す。縦軸はせん断力 Q をSM3.5の降伏せん断力 $Q_{pSM3.5}$ で無次元化し、横軸はせん断変位 δ をSM3.5の降伏せん断変位 $\delta_{ySM3.5}$ で無次元化している。

SM7の履歴曲線が紡錘形であるのに対して、供試体SM3.5は正(負)荷重から負(正)荷重への移行過程で、強度の増加割合が大きく変化する箇所があるため、小段のある紡錘形となる。これは、ウェブに生じる座屈波形が大きく変化するためであり、正方向(負方向)の荷重から負方向(正方

向)へ反転し除荷から再載荷を行う過程で、正方向(負方向)で形成した斜張力場は消失しつつ、反対方向への斜張力場が形成できていないため強度上昇はないが、再載荷により、反対方向への斜張力場が形成されて、強度が上昇するために小段が出来たものと考えられる。更に、座屈波形が反転する部分では十字型のシワが生じ、サイクルを増すごとにそのシワが大きなクラックとなり、強度が低下したと考えられる。

供試体 LY3.5 では SM3.5 と同様に、再載荷による斜張力場の発生にともなう小段状の強度上昇がみられるが、座屈波形が反転する部分で、座屈およびたわみによってクラックが発生すると、フランジへの斜張力場作用が減少し、小段状の強度の上昇現象が見られなくなった。

供試体 FLS3.5 では SM3.5 および LY3.5 と同様に、再載荷による斜張力場の発生にともなう小段状の強度の上昇現象がみられる。この強度の上昇現象は最終サイクルになるとかなり小さくなる。また、FLS3.5 の最大荷重前後では緩やかな曲線となった。これは、耐震用新鋼材 FLS の材料特性であるひずみ硬化の影響で緩やかになったと考えられる。クラックが発生した $16\delta_y$ になると強度の低下割合は大きくなった。

供試体 FLS3.5-WR5 は FLS3.5 のような小段状の強度の上昇現象が無く、ウェブ厚の厚い FLS7 に良く似た紡錘形となった。これは、ウェブのリブの本数を FLS3.5 の 2 本に対して、FLS3.5-WR5 は 5 本と増やしたことによって、FLS3.5-WR5 の幅厚比 43 はウェブ厚 7mm の供試体と同じ幅厚比 21 になり、せん断座屈による面外たわみが抑えられたために、ウェブ厚の厚い FLS7 と良く似た紡錘形になったと考えられる。このことから、ウェブ厚を薄くする場合には、ウェブに配置するリブの本数を増やすことによって、SM3.5 の最大強度に近づけることができることが分かる。

4. 3 包絡線

図 12 に供試体 SM7、LY7 および FLS7 の包絡線を示す。また、図 13 に供試体 SM3.5、LY3.5、FLS3.5 および FLS3.5-WR5 の包絡線を示す。縦軸はせん断力 Q を SM7 および SM3.5 に対するそれぞれの降伏せん断力 Q_{pSM7} と $Q_{pSM3.5}$ で無次元化し、横軸はせん断変位 δ を SM7 および SM3.5 に対するそれぞれの降伏せん断変位 δ_{ySM7} と $\delta_{ySM3.5}$ で無次元化している。

図 12 より、SM7 は $1\delta_y$ で $0.80Q_p$ に達し、その後は変位を増すごとに増加し、 $24\delta_y$ で最大せん断力 $1.48Q_p$ に達した。フランジの座屈は $11\delta_y \sim 12\delta_y$

でダイアフラム D1 および D3 付近の圧縮側フランジに生じ、ウェブの座屈は $16\delta_y \sim 17\delta_y$ で生じ始めた。SM7 では、せん断塑性リンク部の強度が高く、柱上下パネルの固定端の溶接線に沿ってクラックが発生し、その補剛リブにも座屈が生じた。

LY7 は $1\delta_y$ で $0.45Q_p$ に達し、サイクルを増すごとにせん断力が徐々に増加し、 $27\delta_y$ で最大せん断力 $0.96Q_p$ に達した。フランジの座屈はダイアフラム D1、D2 付近で $22\delta_y \sim 23\delta_y$ 、ウェブの座屈は $24\delta_y \sim 25\delta_y$ でリブ間に生じた。 $28\delta_y$ を過ぎると、フランジにおいて曲げ座屈が生じ、荷重低下が始まった。これは軸力および曲げによる圧縮力によるものと考えられる。

FLS7 は $1\delta_y$ で $0.54Q_p$ に達し、サイクルを増すごとにせん断力が LY7 より大きく増加し、 $17\delta_y$ で最大せん断力 $1.45Q_p$ に達した。SM7 と同程度の強度となったことから、ひずみ硬化の大きい材料特性を持つことがここでも分かる。 $13\delta_y$ でフランジのリブ間に曲げによる座屈とウェブのリブ間にせん断による座屈が生じた。これは履歴曲線で述べたせん断力の増加割合が小さくなった $13\delta_y$ と一致している。

SM3.5 は $1\delta_y$ で $0.82Q_p$ に達し、サイクルを増すごとにせん断力が増加し、 $11\delta_y$ で最大せん断力 $1.27Q_p$ に達した。 $6\delta_y$ からウェブのリブ間でせん断座屈によるたわみを生じたが、強度低下は見られない。しかし、 $12\delta_y$ から斜張力場作用によりフランジの両端がウェブ側に巻き込まれるように大きく塑性変形し始めると、急激な強度低下が見られた。これは斜張力場のアンカーの役割をするフランジが降伏によりウェブ側に塑性変形したために、強度が低下したと考えられる。 $16\delta_y$ で P2 の西ウェブにクラックが生じ、荷重を一定に保持してもせん断変位が $51\delta_y$ まで増加した。変形が大きすぎるためここで実験を終了した。

LY3.5 は $1\delta_y$ で $0.51Q_p$ に達し、サイクルを増すごとにせん断力が増加して、 $13\delta_y$ で最大せん断力 $0.87Q_p$ に達した。ウェブの座屈は、 $10\delta_y$ でせん断座屈によるたわみを生じた。また、フランジでは $10\delta_y$ からウェブで座屈が生じたが、強度低下は見られず、SM3.5 と同じく $13\delta_y$ からフランジ両端がウェブ側に巻き込まれるように大きく塑性変形する現象が現れてから強度低下が始まった。フランジの塑性変形以降、荷重は低下し $36\delta_y$ で実験を終了した。 $22\delta_y$ でクラックが発生したにもかかわらず強度低下は最大せん断力から緩やかな傾向を示した。これは、LY が延性に優れ、ひずみ硬化のある材料特性を持つことから、クラックの進展が抑

制されて、強度低下が緩やかになったと考えられる。

FLS3.5 は $1\delta_y$ で $0.45Q_p$ に達し、サイクルを増すごとにせん断力が増加して、 $12\delta_y$ で最大せん断力 $1.10Q_p$ に達した。ウェブは $7\delta_y$ でせん断座屈によるたわみを生じた。また、フランジは最大荷重以後の $16\delta_y$ 前後からパネル両端がウェブ側に巻き込まれるように大きく塑性変形している。それ以降、荷重は徐々に低下し、 $23\delta_y$ で実験を終了した。これは、斜張力場の斜張力がウェブの繰り返しせん断によるひずみ硬化によって大きくなり、そのためフランジがウェブ側に巻き込まれて大きく塑性変形したためと考えられる。その後、強度は $15\delta_y$ になるとウェブに発生したクラック数の増加とともに急激に低下した。

FLS3.5-WR5 は $1\delta_y$ で $0.45Q_p$ に達し、サイクルを増すごとにせん断力は増加して、 $19\delta_y$ で最大せん断力 $1.33Q_p$ に達した。ウェブの座屈は、P3 では $11\delta_y$ 、P2 では $21\delta_y$ で生じ、その差は $10\delta_y$ と大きな差となって、せん断座屈によるたわみが

生じた。また、フランジの変形はこの影響から P3 では $19\delta_y$ 、P2 では $21\delta_y$ と差が生じた。P3 では $19\delta_y$ からフランジのパネル両端がせん断による斜張力場によりウェブ側に巻き込まれるように大きく塑性変形している。この現象が見られると強度が低下し始めた。ウェブに用いた耐震用新鋼材は 9mm から 3.5mm に減厚したものを使用しているが、この大きな差は、減厚後の最小板厚が 2.85mm で最大板厚が 3.96mm と 1.11mm の差があり、平均板厚は 3.5mm であった。この板厚の違いにより、板厚の薄い部分ではせん断座屈による斜張力場が生じたと考えられる。その影響からクラックが $20\delta_y$ で P3 のウェブとフランジの接合部の溶接部にかなり長い範囲に発生したと考えられる。その後、荷重は急激に低下したため、 $21\delta_y$ で実験を終了した。ウェブの板厚の厚い部分では、斜張力場の形成がなく、座屈によるたわみはウェブ厚 7mm の供試体と同じように小さかった。

ここで、ウェブ厚がフランジ厚と同じ供試体 SM7、LY7 および FLS7 とウェブ厚がフランジ厚の $1/2$ の供試体 SM3.5、LY3.5 および FLS3.5 で比較する。ウェブ厚 7mm の供試体の場合、フランジおよびウェブの座屈が進展しても強度は緩やかな上昇傾向を示すが、ウェブ厚が 3.5mm の供試体の場合、ウェブのせん断座屈後の強度上昇は見られるが、フランジの塑性変形が始まると、強度は低下する。これは、ウェブ厚がフランジの $1/2$ の 3.5mm と薄い場合、ウェブ厚 7mm の供試体に比べ座屈によるウェブの面外たわみが大きくなり、斜張力場が形成されるためにフランジの塑性変形が大きくなり、強度が低下すると考えられる。ところが、FLS3.5-WR5 のように、リブ数が 2 本から 5 本に増えることによって、座屈によるウェブの面外たわみが抑制されて、フランジが座屈するまで、強度はほぼ単調に増加する。このことから、ウェブ厚が薄いときには、リブの本数を多くすれば、斜張力場の形成が抑制されることが分かる。

次に、ウェブ厚 3.5mm の繰り返し載荷について比較する。表 3 および表 4 に各供試体の強度、変形性能の比較を示す。表 3 より最大せん断力 Q_{\max} は、 $LY3.5 < FLS3.5 < SM3.5 < FLS3.5-WR5$ の順に大きくなっている。SM3.5 は LY3.5 の 1.46 倍の強度があり、材料のせん断特性と同じ傾向である。また、リブを多くした FLS3.5-WR5 は SM3.5 より少し大きくなっている。

変形性能の場合は、実験が終了した時点でのせん断変位で比較すると、LY3.5 の変形性能は優れているといえるが、構造物としては強度が低下した

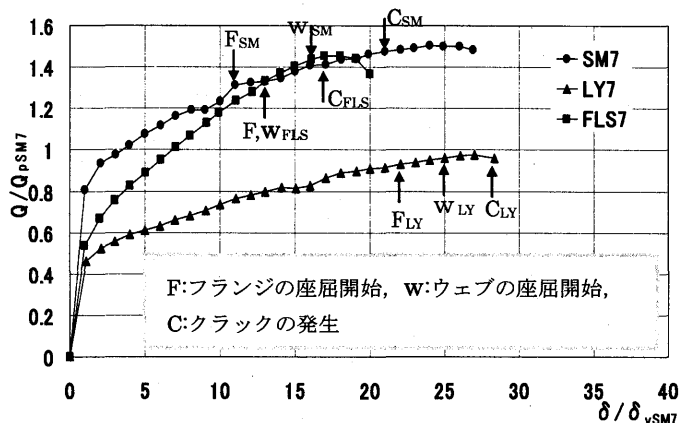


図 12 履歴曲線の包絡 (SM7, LY7, FLS7)

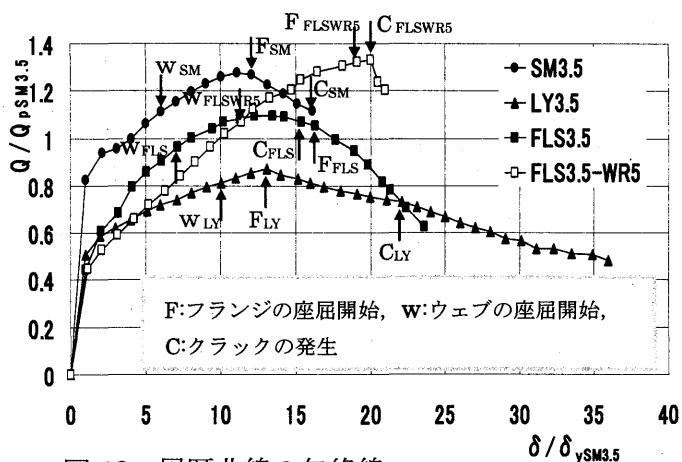


図 13 履歴曲線の包絡線 (SM3.5, LY3.5, FLS3.5, FLS3.5-WR5)

位置での比較は意味をなさない。したがって、最大せん断力 Q_{max} におけるせん断変位 δ_{max} および最大せん断力 Q_{max} が 95% に低下したせん断力 Q_{95} でのせん断変位 δ_{95} で比較する。

表 4 において、 δ_{max} で比較すると、LY3.5 は SM3.5 の 1.18 倍とわずかに変形性能が優れている。また、 δ_{95} で比べてみても 1.13 倍となり、LY3.5 は SM3.5 に比べて変形性能にわずかながら優れている。FLS3.5 においても、 δ_{max} で比較すると、FLS3.5 は SM3.5 の 1.11 倍、 δ_{95} で比較すると 1.12 倍となり、FLS3.5 は LY3.5 と同様な変形性能を有することが分かる。リブを 5 本にした FLS3.5-WR5 について見ると、FLS3.5-WR5 は SM3.5 の 1.81 倍、 δ_{95} で比較すると 1.51 倍となり、FLS3.5-WR5 の変形性能は SM3.5 より格段に向上することが分かる。

また、 Q_{max} から Q_{95} の強度低下を傾きで比較すると LY3.5 は SM3.5 の傾きに対して緩やかになっていることが分かる。このことから、LY3.5 はフランジの変形により強度低下が生じた場合でも、ウェブのひずみ硬化により、強度低下が緩やかになると考えられる。

表 3 より、最大せん断強度は SM7、SM3.5 が LY7 および LY3.5 よりそれぞれ約 1.5 倍程度となり、強度はウェブが SM 鋼の場合が大きくなっている。また、SM7 および SM3.5 が FLS7 および FLS3.5 より、ほぼ約 1.0 倍および約 1.2 倍程度となり、これも SM 鋼の供試体の強度が大きくなっているが、FLS 材の強度は LY 材より優れていることが分かる。また、FLS3.5 のリブを増やした FLS3.5-WR5 はせん断座屈による斜張力場が抑制されるために、SM3.5 よりやや大きくなることが分かる。

表 4 より、最大せん断強度時の塑性変形性能は、LY7 および LY3.5 が SM7 および SM3.5 よりそれぞれ約 1.1 および約 1.2 倍大きくなっている。FLS7 は SM7 より約 0.7 倍と小さくなっている。また、FLS3.5 および FLS3.5-WR5 は、SM3.5 より、それぞれ約 1.1 倍および約 1.8 倍と大きくなっている。

これらより、せん断塑性リンクのウェブに用いる鋼種、板厚および形状の選定において、特に強度を重視する場合、ウェブ厚を厚くした FLS 材および SM 材が適しているが、塑性リンクとしての機能を備える場合、 $1\delta_y$ の時点でせん断強度の小さい FLS が適している。また、構造物の部材構成からウェブ厚を薄くする場合において、強度を重視する場合、SM 材が適しているが、変形性能を重視

表 3 繰り返しせん断強度の比較

供試体	Q_p (kN)	Q_{ex} (kN)	Q_{max} (kN)	Q_{95} (kN)	Q_{ex}	Q_{max}	Q_{95}
					$Q_{p, SM}$	$Q_{p, SM}$	$Q_{p, SM}$
SM7	1044	834	1546	—	0.80	1.48	—
LY7	509	474	1007	—	0.45	0.96	—
FLS7	518	562	1519	1443	0.54	1.45	1.38
SM3.5	514	423	656	623	0.82	1.28	1.21
LY3.5	199	261	448	426	1.31	0.87	0.83
FLS3.5	277	229	564	536	0.45	1.10	1.04
FLS3.5-WR5	264	230	684	650	0.45	1.33	1.26

Q_p : 塑性せん断力, Q_{ex} : 実験の $1\delta_y$ でのせん断力, Q_{max} : 最大せん断力, Q_{95} : Q_{max} の 95% に低下したときのせん断力, $Q_{p, SM}$: SM7 および SM3.5 の Q_p

表 4 繰り返しせん断変形性能の比較

供試体	δ_y (mm)	δ_{max} (mm)	δ_{95} (mm)	δ_{max}	δ_{95}
				$\delta_{y, SM}$	$\delta_{y, SM}$
SM7	5.58	133	—	23.8	—
LY7	2.69	151	—	27.1	—
FLS7	2.85	95	111.1	17.0	19.9
SM3.5	5.54	61.4	74.7	11.0	13.4
LY3.5	2.24	72.4	84.3	13.1	15.1
FLS3.5	2.84	68.0	83.8	12.3	15.1
FLS3.5-WR5	2.84	111.0	113.0	20.0	20.4

δ_y : 降伏せん断変位, δ_{max} : Q_{max} におけるせん断変位, δ_{95} : Q_{max} の 95% に低下したときのせん断変位, $\delta_{y, SM}$: SM7 および SM3.5 の δ_y

する場合は、LY 材および FLS 材が適していることが分かる。さらに、FLS 材はウェブのリブ本数を増やすことによって、最大せん断強度が増すことから、強度および変形性能にも優れた鋼種であることが分かる。

4. 4 エネルギー吸収量

エネルギー吸収量は、地震時に構造物が地震力をどの程度吸収、散逸できるかという耐震性能を評価する上で最も重要な指標である。せん断カーせん断変位履歴曲線において、各サイクル毎の履歴ループの面積が、そのサイクルにおける部材のエネルギー吸収量を示している。また、サイクル毎のエネルギー吸収量を加算したものを累積エネルギー吸収量として示す。

図 13 にエネルギー吸収量を示す。縦軸はエネルギー吸収量 Δ を SM7 の弾性限エネルギー吸収量 Δ_{ESM7} で無次元化し、横軸は降伏せん断変位 δ_y を SM7 の降伏せん断変位 $\delta_{y, SM7}$ で無次元化したものを示している。

図 14 に累積エネルギー吸収量を示す。縦軸は累積エネルギー吸収量 Δ を SM7 の弾性限エネルギー吸収量 Δ_{ESM7} で無次元化した値を示し、横軸は降伏せん断変位 δ_y を SM7 の降伏せん断変位 $\delta_{y,SM7}$ で無次元化している。ここで、図中の○は最大せん断力点を示している。表 5 に最大せん断力時のエネルギー吸収量の比較を示す。

図 13, 図 14 および表 5 より、それぞれ各供試体の包絡線から最大せん断力時のエネルギー吸収量を鋼種の違いで比較する。

ウェブ厚 7mm の供試体のエネルギー吸収量および累積エネルギー吸収量において、LY7 は SM7 より、それぞれより 0.84 倍および 0.92 倍と小さくなり、FLS7 は SM7 より、それぞれより 0.75 倍および 0.54 倍と小さくなった。FLS7 については、 $20\delta_y$ 近くまでは他の供試体よりエネルギー吸収量が大きかったが、ウェブ面とフランジ面の溶接部で早期にクラックが生じて載荷出来ないため、実験を終了している。

ウェブ厚 3.5mm の供試体のエネルギー吸収量および累積エネルギー吸収量において、エネルギー吸収量は LY3.5 が SM3.5 より 0.95 倍と小さくなるが、累積エネルギー吸収量は LY3.5 が SM3.5 よ

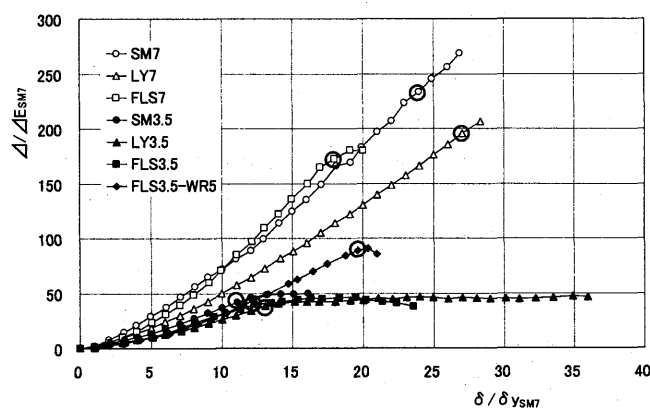


図 13 エネルギー吸収量

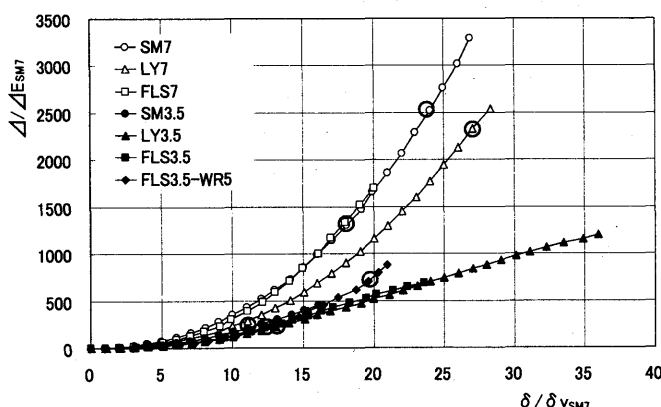


図 14 累積エネルギー吸収量

り 1.12 倍と大きくなる。また、FLS も SM3.5 よりそれぞれ 0.98 倍小さくなり 1.09 倍と大きくなる。これは、LY 鋼および FLS が変形性能およびひずみ硬化に優れるため、最大せん断力時のせん断変位が SM3.5 より大きいと考えられる。また、リブの本数を 2 本から 5 本に増した FLS3.5-WR5 のエネルギー吸収量は SM3.5 より 2.2 倍、累積エネルギー吸収量は SM3.5 より 3.58 倍と大きくなる。これは、ウェブにリブを多く配置したことによって、ウェブのせん断座屈による面外たわみが抑えられたことによって、斜張力場の形成が抑制されたためと考えられる。しかし、そのことは、アンカーの役目をするフランジの一部に変形が集中し、応力が大きくなる可能性があるため、ウェブとフランジを接合する溶接部分やフランジの強度に注意を払う必要がある。

また、サイクルごとのエネルギー吸収量は実験開始から崩壊に至るまで LY7 および LY3.5 が SM7 および SM3.5 を上回ることはなかったが、FLS は SM を概ね上回った。これは、SM 鋼の強度が LY 鋼より大きいと、また、開発した耐震用新鋼材はひずみ硬化が他の鋼材と比べてかなり大きいと考慮される。このことは、図 2 および図 3 で示した材料特性の考察と一致する。

次に、ウェブ厚の違いにより最大せん断力時のエネルギー吸収量を比較すると、SM7, LY7 および FLS7 は SM3.5, LY3.5 および FLS3.5 よりそれぞれ 5.77 倍、5.11 倍および 6.23 倍大きくなる。このことから、ウェブ厚が厚いほどせん断リンク部の強度が大きくなり、同じせん断変位に対してもエネルギー吸収量は大きくなると考えられる。また、ウェブ厚 3.5mm の供試体で見られるようにフランジの塑性変形による強度低下によりエネルギ

表 5 最大せん断力時のエネルギー吸収量の比較

供試体	Q_{max} (kN)	ΔQ_{max} (kN·m)	$\Delta E Q_{max}$ (kN·m)	$\frac{\Delta Q_{max}}{\Delta Q_{maxSM}}$	$\frac{\Delta E Q_{max}}{\Delta E Q_{maxSM}}$
SM7	1546	230	2486	1	1
LY7	1007	193	2299	0.84	0.92
FLS7	1519	172	1339	0.75	0.54
SM3.5	656	40	198	1	1
LY3.5	448	38	221	0.95	1.12
FLS3.5	564	39	215	0.98	1.09
FLS3.5-WR5	684	88	708	2.20	3.58

Q_{max} : 最大せん断力, ΔQ_{max} : 最大せん断力時のエネルギー吸収量, $\Delta E Q_{max}$: 最大せん断力時の累積エネルギー吸収量

一吸収量の傾きはほぼ水平の傾向を示す。従って、エネルギー吸収量はフランジの強度に依存すると考えられる。

以上のことから、ひずみ硬化および変形性能に優れた耐震用新鋼材 FLS をウェブに用いれば SM 鋼より大きなエネルギー吸収性能が得られる。また、ウェブ厚が薄いと斜張力場によるフランジの塑性変形によりエネルギー吸収量が減少するために、エネルギー吸収性能はフランジの強度の影響を受けると考えられる。このような場合は、フランジを厚くするか、ウェブのリブを増やして斜張力場の形成を抑制することでエネルギー吸収量を増すことができる。今回の実験において、ウェブ厚 3.5mm の FLS3.5 ではリブ数を 2 本から 5 本に増やすことにより、エネルギー吸収量が、2.26 倍、累積エネルギー吸収量が 3.29 倍になった。

5. まとめ

本研究では門形ラーメン鋼製橋脚の柱にせん断塑性リンクの導入を想定し、両端固定の箱形断面柱に一定鉛直荷重のもと繰り返し水平力を載荷する実験を行った。その結果、ウェブに用いるせん断塑性リンクの力学的特性について以下のことが明らかになった。

(1) ウェブ厚 3.5mm およびフランジ厚 7mm の場合

ウェブのリブが 2 本の供試体(リブ間幅厚比 43)は、ウェブに斜張力場が形成され、フランジがウェブ側へ巻き込まれるように塑性変形する。ウェブには斜張力場による大きなたわみと多くの亀裂が生じる。FLS3.5 のウェブにリブを 3 本増設した FLS3.5-WR5 は、リブ間幅厚比が 21 になり、斜張力場の形成が抑制され、強度が SM3.5 と同程度まで大きくなり、強度、変形性能、エネルギー吸収量ともに優れる。

(2) ウェブ厚 7mm およびフランジ厚 7mm の場合

軸力と曲げによる圧縮力によって、フランジの曲げ座屈がウェブのせん断座屈より先行するため、フランジ厚を厚くする必要がある。ウェブに FLS を用いれば、強度は SM と同等となるが、変形性能は LY より劣る。エネルギー吸収量は最も優れる。

以上のことから、せん断塑性リンクの開発には、鋼種を考慮するだけでなく、使用鋼材のせん断特性に適したフランジ厚およびウェブ厚を採用し、ウェブのリブ数を変化させることにより、SM より強度および変形性能に優れたせん断塑性リンクが可能となる。

今後の課題として、構造・材料開発研究センターで開発した FLS 材は、十分な変形性能を有する

ことが明らかとなったことから、この鋼種をウェブに組み込んだ場合におけるウェブ厚とフランジ厚の板厚比およびリブ間の幅厚比などに関する最適条件を明らかにすることが求められる。また、FLS 材を用いたウェブと SM 材のフランジを接合する溶接部で亀裂が生じて、実験を途中で断念することがあることから、異種鋼の溶接技術について検討する必要がある。

なお、本実験は福山大学構造・材料開発センターの大型構造実験室で行った。

参考文献

- [1] Y. Fukumoto, M. Uenoya, M. Nakamura and T. Takaku :Ductility of Plate Girder Panels under Cyclic Shear ,Proceedings of the 6th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures(SDSS '99), Romania, pp.283-290, 1999.9.
- [2] 福本嘯士, 上野谷実, 中村雅樹, 小林泰男 : 繰り返しせん断を受けるプレートガーダーの変形能に関する研究, 福山大学工学部紀要, Vol.23, pp.27-36, 1999. 10.
- [3] 福本嘯士, 上野谷実, 中村雅樹, 小林泰男 : 繰り返しせん断を受けるプレートガーダーの強度と変形能, 構造工学論文集, Vol.46 A, pp.143-150, 2000. 3.
- [4] M. Uenoya, Y.Fukumoto, M.akamura and S. Ishida : Cyclic Shear Behavior of Low-yield Steels by New Shear Test Procedure, Proceedings of First International Conference on Advances in Experimental Structural Engineering (AESE-1), Nagoya, Japan, pp. 183-188, 2005.7.
- [5] 上野谷実, 中村雅樹, 福本嘯士, 白川祐樹 : 繰り返しせん断を受けるハイブリッド型箱形断面柱の弾塑性挙動に関する実験的研究, 福山大学工学部紀要, Vol.29, pp.39-46, 2005.12.
- [6] 上野谷実, 中村雅樹, 中之前英之 : 繰り返しせん断を受ける低降伏点鋼板の塑性変形性能, 福山大学工学部紀要, Vol.30, pp.43-47, 2006.12.