

モーメント勾配をうける低降伏比鋼 H 形断面ばりの モーメント-塑性回転能に関する実験的研究

Moment-inelastic rotation characteristics of H-girders fabricated with low yield-ratio steel under moment gradient

神應 昌嗣*, 野阪 克義**, 鈴木 正典***, 上平 哲***, 伊藤 満****

Masashi Kan'o, Katsuyoshi Nozaka, Masanori Suzuki, Tetsu Kamihira, and Mitsuru Itou

*工修, 石川島播磨重工業 (株) (〒東京都千代田区大手町 2-2-1 新大手町ビル)

**Ph.D., 立命館大学助手, 理工学部土木工学科 (〒525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

***富士車輛 (株) (〒524-0034 滋賀県守山市千代町 1)

****工博, 立命館大学教授, 理工学部土木工学科 (〒525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

The characteristics of moment-inelastic rotation curves of H-girders fabricated with a steel material having a low yield ratio are experimentally investigated. Six welded girders having compact flanges and webs are statically loaded under three-point bending condition, i.e., under moment gradient. Three girders are fabricated with low yield steel, SA440, and the other three are fabricated with SM570Q steel. Moment-rotation characteristics are compared between these two materials. For the web slenderness ratios close to the limit value, the specimen with low yield ratio has a larger rotation capacity compared with one fabricated with SM570Q steel. This increase in the rotation capacity seems due to the increase in Young's modulus at strain-hardening region caused by the heat-treatment.

Key Words: Rotation capacity, Low yield ratio steel, Inelastic design

キーワード: 回転容量, 低降伏比鋼, 非弾性設計

1. まえがき

近年の製鋼技術の発達のはめ、高度な熱処理技術によっていろいろな種類の高性能鋼が開発されるようになった。我国においては、こうした新しい鋼材の性能を橋梁構造物、あるいは、建築構造物に有効利用するための技術開発も進められている。^{1), 2)}

高性能鋼の中でも、とりわけ、低降伏比鋼は建築構造物の高層化、大型化に伴い、耐震性向上を目的として開発された鋼材である。^{3), 4)} 低降伏比鋼を用いた構造部材の耐荷力と変形能に関する研究は、建築の分野^{5), 6), 7)}、あるいは、土木の分野^{8), 9), 10)}で数多く行われている。

最近では、高性能高張力鋼の橋梁への適用に関する検討も行われており^{11), 12), 13)}、これら特殊鋼の採用により鋼橋のライフサイクルコストの縮減、さらには、国際競争力を増強しようとする試みも始められてい

る。

一方、橋梁設計法も社会的ニーズに伴い、性能照査型設計法へと移行しつつあり、我国の鋼道路橋示方書¹⁴⁾も性能照査型へ一歩踏み込んだ形で基準が見直され改訂された。性能照査型設計の立場からすると、設計法に理論的根拠があり、実験的な検証がされていれば、どのような設計法を用いても良いから、将来的には、種々な設計法の採用も視野に入れる必要がある。

AASHTO の荷重抵抗係数設計法¹⁵⁾の中の非弾性設計法は、省力化に適合した合理的な設計法と言われており、鋼材の降伏強度が 345N/mm^2 以下で一定桁高を有し、全塑性モーメントに達することのできる厚肉断面に対して適用を認めている。

これは、連続橋桁が崩壊メカニズムを形成する場合に必要とする塑性回転角を 0.063rads と定め、一定の靱性を有する鋼材にのみ適用を認めているからである。

この非弾性設計法は、従来の荷重係数設計法、および荷重抵抗係数設計法が、連続ばりの設計においてモーメントの再分配を経験的に 10%以内で行っていたのに対し、橋桁の実際の曲げモーメント－塑性回転角曲線を用いてモーメントの再分配を行っている。したがって、この非弾性設計法では、より実際の橋桁の挙動に近い合理的な設計が行える。

さらに、従来の設計法では連続ばりの中間支点上にカバープレートが必要としたのに対して、非弾性設計法ではカバープレートが必要としない設計が行え、製作の省力化、カバープレート部分のすみ肉溶接の疲労問題の解消、などが期待できる。

本研究は、低降伏比鋼 SA440 材、および、従来鋼である SM570Q 材を用いた H 形断面ばりの静的曲げ試験を行い、主として両試験ばりの耐荷力、ならびに、塑性回転能について検討を行い、低降伏比鋼 SA440 材の非弾性設計法への適用性について考察を行ったものである。

2. 実験概要

2.1 使用鋼材の機械的性質

使用鋼材は、SM570Q 材、および、SA440 材（建築構造用高性能 570N/mm² 級鋼材）の 2 種類を用いた。SA440 材は、本来、板厚 19mm 以上の鋼板を対象に製造されているが、本実験は、板厚 6mm、14mm の鋼板を必要とするため、熱処理条件を本来の SA440 材の条件と少し変えて行った。本実験に用いた SA440 材の製造と熱処理は、（株）神戸製鋼所加古川製鉄所において表-1 の目標とする条件のもとに行われた。

AASHTO の LRFD 橋梁示方書¹⁵⁾によれば、非弾性設計法におけるフランジおよびウェブの幅厚比制限値は次式のように示される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{b_f}{2t_f} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}} &\leq 9.2 \\ \frac{2D_{cp}}{t_w} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}} &\leq 90.5 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

上式中、 b_f =圧縮フランジ幅、 t_f =圧縮フランジ厚さ、

表-1 熱処理条件

鋼板厚	板厚 6mm			
	降伏強度	引張強度	降伏比	伸び
機械的性質	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)
熱処理条件	400(≤540)	590(≤740)	72(≤80)	28(≥20)
鋼板厚	板厚 14mm			
	降伏強度	引張強度	降伏比	伸び
機械的性質	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)
熱処理条件	378(≤540)	590(≤740)	68(≤80)	42(≥20)

()内は、上、下限値を示す。

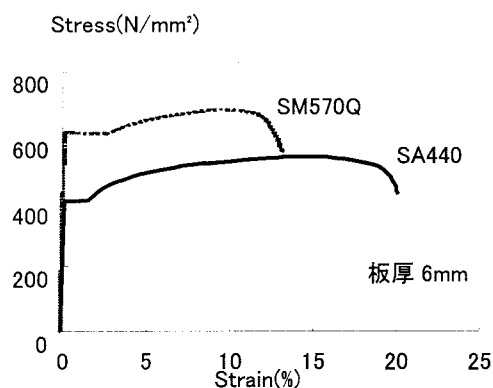


図-1 引張試験結果

D_{cp} =ウェブの圧縮側高さ（上下対称断面の場合、 $D_{cp}=D/2$ 、 D =ウェブ高さ）、 t_w =ウェブ厚さ、 F_{yc} =圧縮フランジ降伏強度(N/mm²)である。式(1)は、AASHTO の非弾性設計法が比較的延性に富んだ鋼材（降伏強度=345N/mm²、SM490Y 相当）を対象に開発されたためこのように示される。すなわち、降伏強度が異なる他の鋼材に対しても適用できるようにした等価幅厚比制限式である。

したがって、実験は、供試体のフランジおよびウェブの幅厚比を目標値に設定するために、本実験に先立って使用鋼材 2 種類の引張試験を行い、供試体製作寸法を決定した。ひずみ測定は単軸塑性ゲージ（東京測器研究所、YL-10 型）を用いた。表-2 に使用鋼材 SM570Q（フランジ板厚 11mm、ウェブ板厚 6mm）、

表-2 引張試験結果

Materials	Nominal thickness (mm)	Coupon thickness (mm)	Yield strength F_y (N/mm ²)	Tensile strength F_u (N/mm ²)	Young's modulus E ($\times 10^5$ N/mm ²)	$\frac{\epsilon_{st}}{\epsilon_y}$	$\frac{E}{E_{st}}$	YR (F_y/F_u)	Elongation (%)
SM570Q	11	10.9	592.8	667.1	2.01	7.14	87.0	0.89	13.0
	6	5.9	617.2	676.3	2.06	11.19	66.1	0.91	12.0
SA440	14	13.8	459.2	588.2	2.09	6.66	55.5	0.78	22.1
	6	6.4	408.3	537.6	1.91	5.27	45.0	0.76	19.8

ϵ_{st} =ひずみ硬化開始時のひずみ、 E_{st} =ひずみ硬化開始時の接線係数

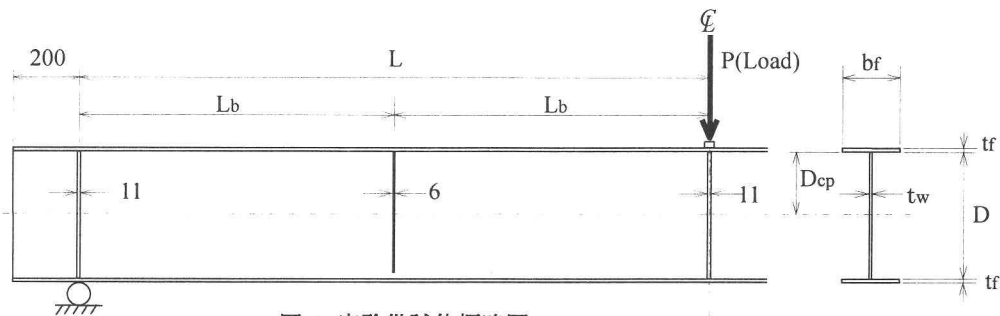


図-2 実験供試体概略図

表-3 供試体実測寸法

Specimens	b_f (mm)	t_f (mm)	D (mm)	t_w (mm)	L (mm)	$\frac{b_f}{2t_f} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}}$	$\frac{2D_{cp}}{t_w} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}}$
H-80	116	11.1	366	6.1	1366	6.9	78
H-70	117	11.1	320	6.2	1328	6.9	68
H-60	117	11.1	275	6.2	1275	6.9	58
L-80	170	13.7	418	6.1	1766	7.4	84
L-70	170	13.9	364	6.0	1718	7.1	70
L-60	170	14.0	313	6.1	1681	7.0	59

D_{cp} : 圧縮をうける腹板高 ($D_{cp}=D/2$)、 F_{yc} : 圧縮フランジの降伏強度 (N/mm^2)

SA440(フランジ板厚 14mm、ウェブ板厚 6mm)の引張試験結果を示す。表中、YR は降伏比 F_y/F_u を示す。ここに F_y =降伏強度、 F_u =引張強度である。

図-1 は、引張試験より得られたそれぞれの使用鋼材(板厚 6mm)に対する代表的な応力ひずみ曲線を示す。図中、引張試験片の最大耐力後のくびれ(necking)領域から破断に至るまでの応力ひずみ曲線は、ダイヤルゲージの測定値を参考に描いたものである。

SA440 材の試験結果は、目標とする熱処理条件に全く一致することはなかったが、この種の厚さ (6mm、14mm) を有する鋼板の安定製造の困難さを考えると、ほぼ実験目的($YR \leq 80\%$ 、表-2)に合致した品質が得られた。

2.2 実験供試体

供試体の載荷形式は、単純ばり形式とし中央集中載荷とした。これは連続ばりに等分布荷重が作用した場合の中間支点上のモーメント勾配を再現するために、モーメントの変曲点を単純ばりの両支点到、そして連続ばりの中間支点反力を載荷荷重に置き換えたものである。

供試体は、図-2 に示すように、上下対称 H 形断面とする溶接組立ばりを 6 体製作した。

供試体の圧縮フランジ幅厚比は、以前の設計研究¹⁶⁾で厚肉断面に対して非弾性設計された最小重量断面のフランジ幅厚比が約 7.0 近くにあったこと、および、AISC の塑性設計基準¹⁷⁾による制限値が $7.4(F_{yc}=345N/mm^2$ 鋼材に対して)であることから、

$(b_f/2t_f)(\sqrt{F_{yc}/345})=7.0$ に選定した。

ウェブ幅厚比については、SA440 材を使用した供試体が、本研究室で所有するジャッキの容量(最大 1000kN)を超える危険性があったため、最大ウェブ幅厚比 $(2D_{cp}/t_w)(\sqrt{F_{yc}/345})$ を 80 に留めた。そしてウェブ幅厚比の違いによるモーメント・塑性回転角の特性を引出すために最終的にウェブ幅厚比を 80,70,60 の 3 クラスに選定した。

その他の断面特性値は、AASHTO の非弾性設計基準の原案作成のもとになっている実験的研究^{18),19),20)}を参考に決定した。すなわち、本供試体に関しては、フランジ全断面積 A_f とウェブ断面積 A_w の比は、 $A_f/A_w=1.2 \sim 1.7$ 、そして、通常、モーメント勾配に関するパラメーターとして設定される半スパン長 L とウェブ高さ D の比は、各供試体ともできるだけ差の少ない範囲で $L/D=3.7 \sim 5.4$ に選んだ。

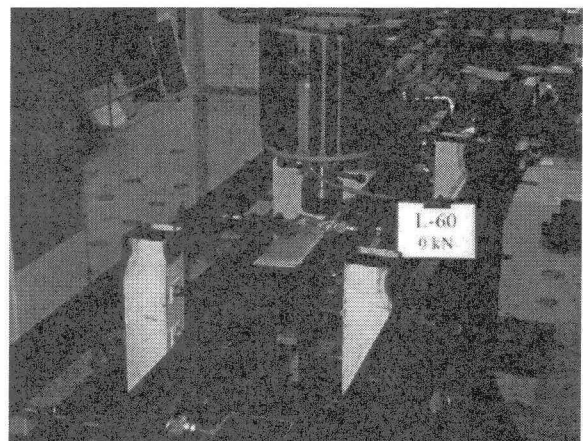


写真-1 供試体設置状況(L-80)

中間支点上断面(荷重載荷点)の最大せん断力 V と塑性せん断力 V_p ($V_p=0.58 \times F_{yw} \times A_w$, F_{yw} =ウェブの降伏強度)の比は、 $V_{max}/V_p \approx 0.4 \sim 0.5$ に設定した。表-3 に供試体実測寸法値を示す。表-3 において、供試体の呼び名は、H が SM570Q 材、L が SA440 材を用いた供試体をそれぞれ示し、数字が設計時のウェブ等価幅厚比(80,70,60)を示す。

2.2 実験方法

載荷は、荷重を計算で求めた降伏荷重近くまで数キロニュートン刻みで増加させる荷重制御で行い、その後は、たわみ制御で行った。そして、曲げモーメント-塑性回転角曲線の測定において、最大耐力後のひずみ軟化域のデータを多く取る必要があったため、耐力低下後でもできる限り載荷を続けた。

ひずみ測定は、各供試体の数箇所に単軸塑性ゲージ(東京測器研究所、YFL-10)を貼付けて行った。ひずみを計測した箇所としては、上下フランジの載荷点付近、フランジ座屈波長の予想最大振幅位置等である。

圧縮フランジの横ねじれ座屈防止のための横倒れ防止材は各供試体とも塑性回転能に与える影響を同一とするため AASHTO LRFD¹⁵⁾の制限値の約 80% の位置に設置した。

試験桁の回転角は、桁の両端部に等辺山形鋼の一边が全断面塑性時の中立軸の位置にくるように取り付け、変位計を 300mm 間隔で設置して、2 点で測定を行い、その変位差より求めた。写真 1 は供試体 L-80 の設置状況を示している。

3. 実験結果

3.1 曲げモーメント-塑性回転角曲線

図-3 は縦軸に試験はりに作用する曲げモーメント M を全塑性モーメント M_p で、また、横軸に試験はりの塑性回転角 θ を単純塑性理論より求めた弾性限回転角 θ_p で無次元化して示した曲げモーメント-塑性回転角曲線である。塑性回転角 θ は、全回転角から弾性限回転角 $\theta_p=(M_p L)/(EI)$ を差し引いた値として求めたものである。ここで、 E は鋼材の弾性係数、 I は断面 2 次モーメント、 L は半スパン長である。

図-3 には、AASHTO LRFD の連続ばりの非弾性設計法に必要とされる中間支点上断面の曲げモーメント-塑性回転角の基準式(式(2))²¹⁾も示した。すなわち、式(2)の曲線の上側に実際のはりの曲げモーメント-塑性回転角曲線(実験値)が位置すれば、非弾性設計断面ばりとして十分基準を満たしていると言える。

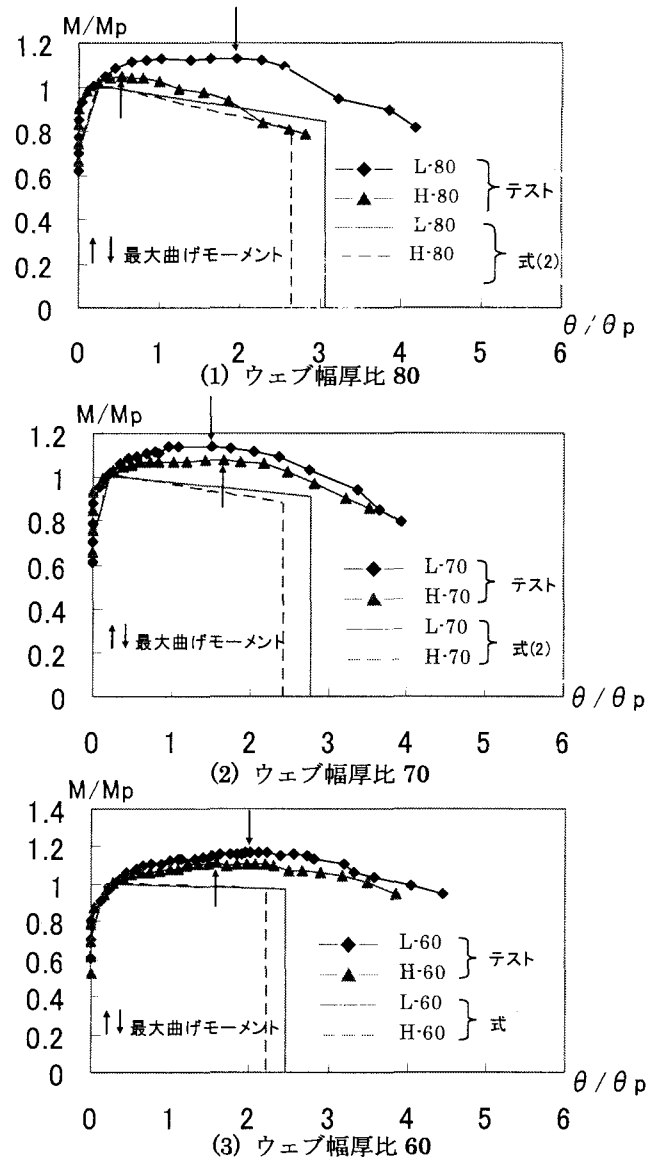


図-3 曲げモーメント-塑性回転角曲線

$$\begin{aligned} \frac{M}{M_p} &= 0.7 + 0.06\theta & 0 \leq \theta \leq 5 \\ \frac{M}{M_p} &= 1.0 & 5 < \theta \leq 8 \\ \frac{M}{M_p} &= -1.55 \left[\left(1 - \frac{M_{pe}}{M_p} \right) \theta + \frac{8M_{pe}}{M_p} - 63 \right] & \theta > 8 \end{aligned} \quad (2)$$

式(2)にて、塑性回転角 θ の単位はミリラジアン (milli-radian) である。 M_{pe} は有効塑性モーメントを示し、式(3)で与えられる。

$$\begin{aligned} M_{pe} &= F_{yfe} \cdot Z_f + F_{ywe} \cdot Z_w \\ F_{yfe} &= 0.0845 \cdot E \cdot (2t_f/b_f)^2 \leq F_{yf} \\ F_{ywe} &= 1.32 \cdot E \cdot (t_w/D_{cp})^2 \leq F_{yw} \end{aligned} \quad (3)$$

ここに、
 F_{yfe} =圧縮フランジ、引張フランジの有効降伏強度
 F_{yf} =圧縮フランジ、引張フランジの公称降伏強度
 Z_f =塑性断面係数のフランジ成分

F_{ywe} =腹板の有効降伏強度

F_{yw} =腹板の公称降伏強度

Z_w =塑性断面係数の腹板成分

を示す。

M_{pe} は、フランジとウェブの幅厚比制限値が AISC の塑性設計基準の限界値に等しいとき、全塑性モーメント M_p に等しく、幅厚比がそれ以上に増加するにつれ、全塑性モーメント以下に減少する低減塑性モーメントを示す¹⁵⁾。

全実験供試体の塑性回転角特性を表・4 に示す。ここに、最大曲げモーメント M_{max} =作用曲げモーメントの最大値、 $\theta_m=M_{max}$ 時の塑性回転角、 θ_{pe} =有効塑性モーメント M_{pe} 時の塑性回転角を示す。

実験結果から、SA440 材を用いた L 供試体は、SM570Q 材を用いた H 供試体に比べて全塑性モーメント到達後の耐力の伸び ($\Delta M=M_{max}-M_p$) が大きく (図・3)、その大きさは H 供試体の約 2 倍程である (表・4)。この要因として考えられるものは、熱処理し低降伏比鋼とした SA440 材は、SM570Q 材に比べてひずみ硬化域における接線係数(Est)が約 1.5 倍程大きい(表・2)ために、ひずみ硬化域に入ってから耐力の伸びが H 供試体を上回ったものと思われる。

また、L 供試体の最大曲げモーメント時の塑性回転角は、腹板幅厚比の大きさに関係なく弾性限回転角 θ_p の約 1.6~2.0 倍である (図・3)。この要因も、ひずみ硬化に入った後の耐力増加のために、圧縮フランジの局部座屈とともに生ずる耐力の低下を幾分遅らせた結果であると思われる。

さらに、図・3において、供試体 L-60、H-60、および、L-70、H-70 の塑性回転能は共に大きな値を示している。この要因は、各供試体とも幅厚比が小さいために、圧縮フランジの局部座屈発生後もフランジの座

表・4 塑性回転角特性

	M_p (kN・m)	θ_p (rads)	$\frac{M_{max}}{M_p}$	$\frac{M_{pe}}{M_p}$	$\frac{\theta_{pe}}{\theta_p}$
H - 80	413.8	0.024	1.05	0.80	2.84
H - 70	353.2	0.026	1.07	0.88	3.52
H - 60	292.3	0.029	1.10	0.97	3.41
L - 80	570.2	0.026	1.13	0.85	4.20
L - 70	491.5	0.023	1.14	0.91	3.53
L - 60	418.2	0.026	1.17	0.97	3.84

$$\theta_p = \frac{M_p L}{EI}$$

$\theta_m = M_{max}$ 時の塑性回転角

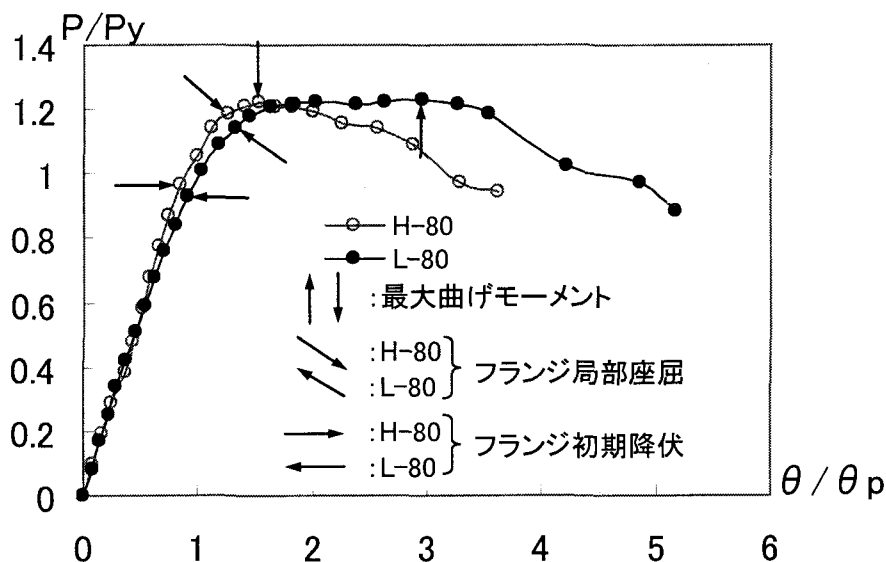
$\theta_{pe} = M_{pe}$ 時の塑性回転角

屈変形をそれほど増大させることなく、一定曲げモーメントを維持しつつ変形能を増大していったものと考えられる。

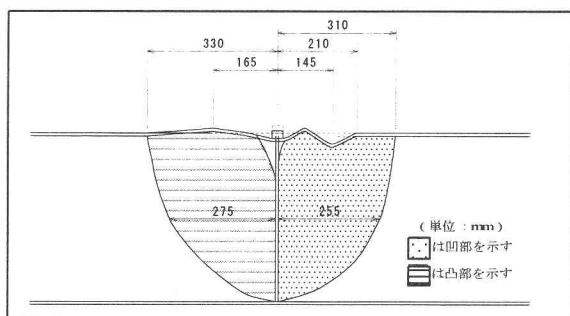
3.2 フランジ局部座屈と耐力

図・4 は、縦軸に載荷荷重 P をフランジ降伏時の降伏荷重 P_y で無次元化した量を取り、横軸に試験桁の回転角 θ を弾性限回転角 θ_p で無次元化して示した、荷重・回転角曲線である。

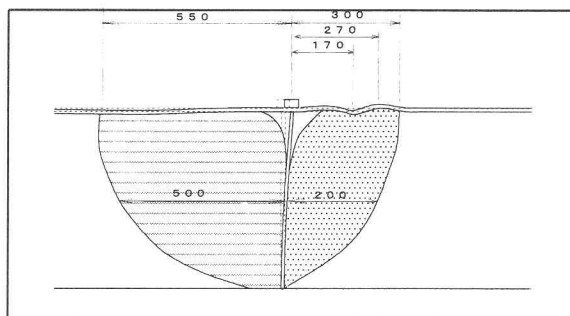
図から、両供試体とも、フランジ初期降伏からフランジ局部座屈発生までの荷重・回転角特性に大きな差は見られないが、フランジ局部座屈から最大荷重に至る過程に著しい差異がみられる。L-80 供試体のフランジ局部座屈から最大荷重までの塑性回転角は、H-80 供試体の約 5 倍である。



図・4 荷重・回転角曲線



(a) H-80 供試体



(b) L-80 供試体

図-5 崩壊後のスケッチ

これは、前述のように、ひずみ硬化係数の大きい L-80 供試体は、ひずみ硬化域に入ってから抵抗が H-80 供試体に比べて大きいため、フランジ局部座屈発生とともに生ずる座屈変形を遅らせ、桁の耐力を増加していったものと考えられる。

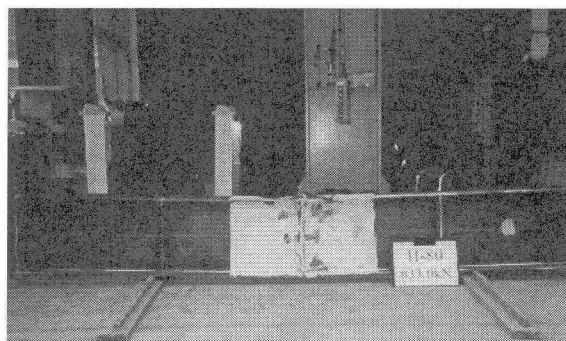
このように、モーメント勾配をうける低降伏比鋼 H 形ばりは圧縮フランジのひずみが塑性域に入ると同時に、応力が降伏棚をジャンプして直ちにひずみ硬化域に入るため、SM570Q 材を用いたはりに比べて、座屈後の耐力増加が期待できる。

これに比べ、H-80 供試体は、ひずみ硬化域に入ってから抵抗が小さいため、フランジ局部座屈後の座屈変形を増大していき、耐力の低下につながったものと考えられる。

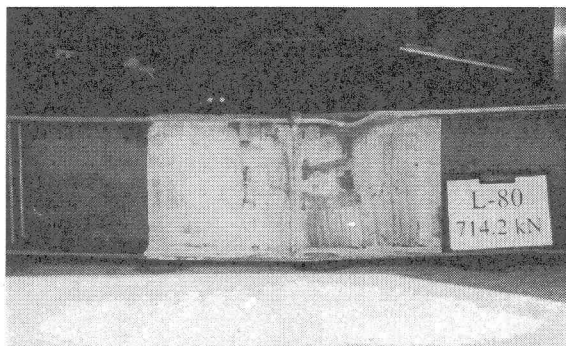
さらに、両供試体とも、最大荷重到達後のひずみ軟化域における荷重・回転角曲線が、ほぼ同じあることから、L-80 供試体において、圧縮フランジが局部座屈してから最大荷重に達するまでの耐力の伸びが、塑性回転能を増大させた最大の要因と思われる。

これらのことから、鋼材の熱処理によって低降伏比とした SA440 材は、結果的にひずみ硬化係数を大きくするために、連続ばりの中間支点のようなモーメント勾配を受けるはりの塑性回転能に対して有利であると思われる。

図-5 は、H-80、及び L-80 供試体の実験後の座屈変形量を測定しスケッチしたものである。腹板の座屈変形の大きさを観測すると、H-80 供試体が載荷点から約 300mm、L-80 供試体が約 500mm 程度の座屈変形を示していることがわかる。これからも、L-80 供試



(a) H-80 供試体



(b) L-80 供試体

写真-2 実験後の供試体

体は、H-80 供試体に比べて塑性域の伸びが大きく、塑性回転能が大きかったことが推測できる。写真-2 は、各供試体の実験後の状況を示す。

4. あとがき

低降伏比鋼 SA440 材、および、SM570Q 材を用いた H 形断面ばりを製作し、それぞれについて静的曲げ試験を行った。実験は、連続ばりの中間支点上断面のモーメント勾配を再現する単純ばり形式で行った。両試験ばりの耐力、ならびに、塑性回転能について比較検討を行い、低降伏比鋼 SA440 材の非弾性設計法への適用性について考察を加えた。

今回の実験の範囲内で得られた主な結果を要約すると以下ようになる。

- ① 低降伏比鋼 SA440 材(降伏比約 77%)を用いた L-供試体は、SM570Q 材(降伏比約 90%)を用いた H-供試体と比べて、全塑性モーメント到達後の耐力の伸びが大きく、その大きさは H 供試体の約 2 倍である。
- ② 腹板幅厚比が非弾性設計法の限界値に近づく、L-供試体は H-供試体の塑性回転能に大きな差を生じた。すなわち、L-80 供試体の圧縮フランジ局部座屈から最大荷重に至るまでの塑性回転能は H-80 供試体の約 5 倍である。この塑性回転能の増加は、圧縮フランジが局部座屈してから最大

荷重に達するまでの耐荷力の伸びが最大の要因である。

- ③ 低降伏比鋼 SA440 材は、熱処理によってひずみ硬化係数を大きくするために、連続ばりの中間支点のようなモーメント勾配をうけるはりの耐荷力、および、塑性回転能を大きく改善する。
- ④ このクラスの低降伏比鋼材(降伏比約 77%クラス)を用いた H 形断面ばりは、現行の AASHTO 非弾性設計法への適用が十分期待できる。

近年、製鋼技術の発達により数多くの高性能鋼材が実用に供されようとしている。併せて、設計法は国際競争にそなえるべく性能照査型へと考え方を移し、昨年、鋼道路橋示方書は、これらの事をふまえて基準の改正が一部行われた。

本研究で対象とした非弾性設計法も性能照査さえ十分に保証されていれば用いて良いことになるが、本研究では低降伏比鋼の塑性回転能および耐荷力のみを対象としており、この種の鋼材の溶接性、疲労特性の検討など、実用化に向けて取り組むべき多くの問題を含んでいる。今後、種々な高性能鋼に対する鋼材性能を各分野で明確にし、新しい設計法に備えることが急務と思われる。

参考文献

- 1) (社)日本鋼構造協会: 高機能・高性能鋼材の橋梁への利用研究報告, 次世代土木鋼構造研究特別委員会, 高機能鋼材の橋梁への利用小委員会, 2003 年 3 月。
- 2) 高梨 晃一, 福田 俊文, 岡田 忠義: 60 キロ級高性能鋼の利用技術開発, 鋼構造論文集, 第 1 巻, 第 1 号, 1994 年 3 月, pp.1-12.
- 3) 加藤 勉: 建築用鋼材の降伏比について, 鉄と鋼, 第 6 号, 1988 年, pp.11-21.
- 4) 鎌田 芳彦, 一戸 康生, 大竹 章夫, 川野 和雄, 大西 一志: 低 YR 高張力鋼板 (HT590, HT780), 住友金属, Vol.43-7, 1991 年, pp.13-22.
- 5) 桑村 仁, 志村 保美: 降伏比の異なる高張力鋼梁の曲げ実験, 日本建築学会講演梗概集, 1987 年, pp.873-874.
- 6) 佐々木 道夫, 河合 良道: 鋼材の降伏比が箱形部材の塑性変形能力に及ぼす影響について, 鋼構造論文集, 第 1 巻, 第 2 号, 1994 年 6 月, pp.137-142.
- 7) 鈴木敏郎, 小河 利行, 五十嵐 規矩夫, 小幡 学: 降伏比の異なる鋼材を用いた高張力鋼梁の塑性変形性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文集 第 476 号, 1995 年 10 月, pp.169-176.
- 8) 岩坪 要, 小金丸 卓也, 山尾 敏孝, 崎元 達郎: 低降伏比高張力鋼を用いた H 形断面部材の曲げ強度と塑性変形能力について, 構造工学論文集, Vol. 43A, 1997 年 3 月, pp.167-176.
- 9) 岩坪 要, 山尾 敏孝, 崎元 達郎: 低降伏比 H 形断面部材の曲げ変形能力について, 構造工学論文集, Vol. 44A, 1998 年 3 月, pp.127-134.
- 10) 森脇 良一: 降伏比の異なる 60 キロ級高張力鋼による溶接組立梁の極限強度と変形性能について, 構造工学論文集, Vol. 37A, 1991 年 3 月, pp.155-166.
- 11) 三木 千尋, 市川 篤司, 楠 隆, 川端 文丸: 橋梁用高性能鋼材 (BHS500, BHS700)の提案, 土木学会論文集, No.738, I-64, 2003 年 7 月, pp.1-10.
- 12) Sause, R., and Fahnestock, L. A.: Flexural Strength and Ductility of HPS-100W Steel I-Girders, ATLSS Report No. 98-05, May, 1998.
- 13) Yakel, A., Mans, P., and Azizinamini, A.: Flexural Capacity and Ductility of HPS-70W Bridge Girders, Engineering Journal, 1st Quarter, 2002, pp.38-51.
- 14) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I 共通編, II 鋼橋編, 丸善, 2002 年 3 月。
- 15) AASHTO: LRFD Bridge Design Specifications, 2nd Ed., American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, D.C., 1998.
- 16) 野阪克義: 2 径間連続合成桁のオートストレス設計に関する一考察, 立命館大学理工学部土木工学科卒業論文, 平成 7 年 3 月。
- 17) AISC Specification: Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Building, 1st. Ed., Chicago, 1986.
- 18) Grubb, M. A., and Carskaddan, P. S.: Autostress Design of Highway Bridge: phase 3 Initial Moment-rotation Test, AISI Project 188, Am. Iron and Steel Inst., Washington, D. C., 1979.
- 19) Grubb, M. A., and Carskaddan, P. S.: Autostress Design of Highway Bridges: phase 3, Moment-rotation Requirements, AISI Project 188, Am. Iron and Steel Inst., Washington, D.C., July, 1981.
- 20) Schilling, C. G.: Autostress Design of Highway Bridges: phase 3 Moment-rotation Tests of Steel Bridge Girders, AISI Project 188, Am. Iron and Steel Inst., Washington, D.C., April, 1985.
- 21) Ito, M., Karatani, E., and Komuro, Y.: Moment-Inelastic Rotation Behavior of Longitudinally Stiffened Beams, Journal of Bridge Engineering, ASCE, Vol. 7, No. 4, July, 2002, pp.223-228.

(2003 年 9 月 12 日受付)