

ハイブリッド桁のモーメント・塑性回転角特性に関する実験的研究

Experimental Study on Moment-Plastic Rotation Capacity of Hybrid Beams

城崎 孝博*, 山崎健次郎**, 鈴木正典***, 上平哲****, 伊藤満*****

Takahiro Shirotsaki, Kenjiro Yamasaki, Masanori Suzuki, Tetsu Kamihira, and Mitsuru Itou

*工修, 西日本旅客鉄道株式会社(〒530-8341 大阪市北区芝田 2-4-24)

**工修, 株式会社荒谷建設コンサルタント(〒730-0831 広島県広島市中区江波西 1-25-5)

***富士車輻(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 significance for inelastic design of moment-inelastic rotation behavior with respect to interior pier sections of hybrid steel girder bridges is experimentally investigated. Six welded girders having compact flanges and webs are statically loaded under three-point bending condition, including three girders with hybrid sections and three with homogeneous sections. Six girders are designed with three types of web slenderness ratios, resulting in three pairs of hybrid and homogeneous girders. The inelastic rotation capacities obtained from the experimental tests are then compared between hybrid and homogeneous girders. In addition, the results are compared with the rotation capacity required for inelastic design using AASHTO LRFD bridge design specifications. It is concluded that the hybrid girders are able to deform after reaching their maximum loads. Finally, the limit on the web slenderness ratio for hybrid sections is discussed.

Key Words: hybrid beam, plastic rotation capacity, effective plastic moment, continuous bridge girder, autostress design

キーワード: ハイブリッド桁, 塑性回転容量, 有効塑性モーメント, 連続橋桁, オートストレス設計,

1. まえがき

北米において従来から建築構造物に適用されていた荷重抵抗係数設計(Load and Resistance Factor Design; LRFD)は、AASHTO(The American Association of State Highway and Transportation Officials)によって1994年に橋梁構造物にも適用が可能となり、LRFD 橋梁設計示方書(AASHTO LRFD Bridge Design Specifications)¹⁾として出版されている。この示方書の中では、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 M_p に達することのできる断面(コンパクト断面)に限り、非弾性設計法を認めている。

非弾性設計法は、従来の荷重係数設計法(Load Factor Design Procedures; LFD法)が経験的に決められた10%のモーメントの再分配を手がかりとして設計しているのに比べ、実際の設計断面に見合った量の再分配モーメントを計算から求めているため、より合理的な設計法と言われている。

しかし、この設計法は、使用Ⅱ限界状態時(超過荷重時)の設計において、連続ばりの中間支点上断面にわずかな局部降伏を認め、また、強度Ⅰ限界状態(最大設計荷重時)の設計においても中間支点上断面は崩壊メカニズムを形成するために十分な塑性回転容量が要求される。このために、連続ばりはフランジ及び腹板の幅厚比を小さく限定し、厚肉断面(コ

ンパクト断面)として設計せざるをえず、適用支間長も限られてくる。

一般に、建築構造物は不静定次数が多く、構造物が崩壊メカニズムを形成するためには構成部材に大きな回転容量を必要とする。しかし、橋梁構造物は不静定次数も少なく、建築構造物のような大きな回転容量は要求されない。このためAASHTOでは、ある程度薄肉な断面にも非弾性設計法が適用できるように有効塑性モーメント(effective plastic moment) M_{pe} という概念を取り入れている。この有効塑性モーメント M_{pe} は、フランジとウェブの幅厚比制限値が、米国鋼構造協会(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有効塑性モーメント M_{pe} は、全塑性モーメント M_p 以下に減少する。

AASHTOのGuide Spec.²⁾では、フランジ及びウェブの幅厚比が、設計基準を満たす厚肉断面であるとき、この断面は、有効塑性モーメント M_{pe} に対して63mrads以上の塑性回転容量を有することを保証している。この塑性回転容量63mradsの大きさは、連続桁が崩壊メカニズムを形成するために必要な回転容量とされている。回転容量とは、塑性モーメント M_p もしくは、有効塑性モーメント M_{pe} 以上のモーメントを保ちながらどの位回転できるかを示す鋼桁の塑性変形能を表すもので、曲げモーメント・塑性回転角曲線から求めることができる。

表-1. 引張試験結果

Material & Coupon Name	Nominal Thickness (mm)	Coupon thickness (mm)	Yield strength $F_y(N/mm^2)$	Tensile strength $F_u(N/mm^2)$	Young's modulus E ($\times 10^5 N/mm^2$)	$\frac{\epsilon_{st}}{\epsilon_y}$	$\frac{E}{E_{st}}$	Elongation (%)
SM570Q'00	11	11.2	559.1	632.7	2.06	9.1	62.8	14.1
SM570Q'00	6	6.1	599.3	657.4	2.04	9.7	65.2	11.5
SM570Q'01	11	10.9	592.8	667.1	2.01	6.7	87.0	13.3
SM570Q'01	6	5.9	613.0	671.1	2.06	11.2	63.4	11.7
SM400'00	6	6.4	324.0	433.4	1.91	11.8	45.8	16.4

ϵ_y = 降伏ひずみ, ϵ_{st} = ひずみ硬化開始ひずみ, E_{st} = ひずみ硬化係数
'00 : 2000 年度引張試験結果, '01 : 2001 年度引張試験結果

非弾性設計法が現行の厚肉断面桁だけでなく、通常のプレートガーダータイプの橋梁にも適用可能になれば適用支間長の増大とともに薄肉断面化による重量最小化、および設計の合理化を期待することができる。最近、北米では非弾性設計法のプレートガーダー橋への適用に関する研究が進められている³⁾。

また、近年の高性能構造用鋼材の開発に伴い、鋼橋を含む各種構造物の鋼材使用量軽減による軽量化が可能となりつつある。通常、鋼橋桁には同一断面においてフランジとウェブに同一鋼種を用いたホモジニアス桁 (Homogeneous Beam) が用いられるが、全断面に高強度鋼を使用した場合に経済性の面で問題がでてくる。そこで、曲げモーメントに対して有効に働く上下フランジに高強度鋼を用い、フランジより曲げ抵抗の少ないウェブに低強度鋼を用いたハイブリッド桁 (Hybrid Beam) の研究が進められてきた^{4),5)}。これは全断面の内、かなりの部分をしめるウェブに安価な低強度鋼を用いることにより、材料費の低減をはかろうというものである。

また、前述した有効塑性モーメント M_{pe} は、有効塑性モーメントのフランジ成分およびウェブ成分が、それぞれの幅厚比を基本として与えられているのでハイブリッド桁への適用も可能である。

本研究は、フランジに高張力鋼 SM570Q、ウェブに SM400 を用いたハイブリッド桁、および、全断面に SM570Q を用いたホモジニアス桁の静的曲げ試験および FEM 解析を行い、主として曲げモーメント・塑性回転角特性について検討を加え、この種の桁の非弾性設計法への適用について考察を行ったものである。

2. 実験概要

2.1 実験供試体

供試体の載荷形式は、単純ばり形式の中央一点載荷とした。通常、連続ばりに等分布荷重が作用した場合、図-1 に示すように、連続ばりの中間支点付近の変曲点を単純ばりの支点とし、中間支点の反力を載荷荷重に置き換えて、同様の曲げモーメント状態を作り出し、供試体をモデル化した。

供試体は、概略を図-2 に示し、フランジとウェブの鋼種を変えた溶接組立ばりとして 6 体製作した。断面特性は、上下対称断面としたため、圧縮をうける腹板高さ D_{cp} は、図に示すように腹板高さ D の 1/2 になる。

2 スパン連続ばりのモーメント分布

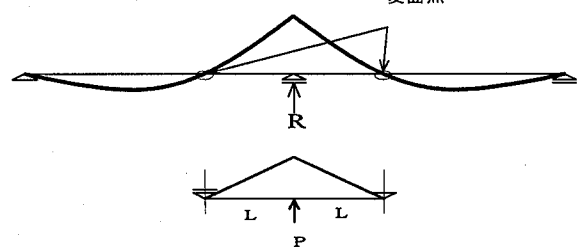


図-1 モーメント分布の置き換え

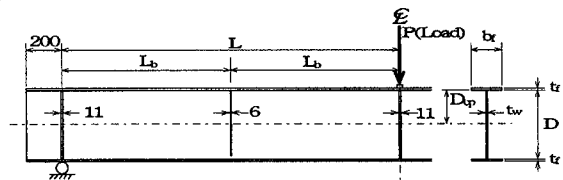


図-2 実験供試体概略図

AASHTO の LRFD 橋梁示方書¹⁾によれば、非弾性設計法におけるフランジおよび腹版の幅厚比制限値は次式のように示される。

$$\frac{b_f}{2t_f} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}} \leq 9.2 \quad (1)$$

$$\frac{2D_{cp}}{t_w} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}} \leq 90.5$$

上式は、AASHTO の非弾性設計法が比較的延性に富む降伏強度が $345 N/mm^2$ (SM490Y 相当) を対象に開発されてきたため上式のように示されることが多い。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換算幅厚比制限式である。

本試験は、SM570Q の高強度鋼を用いるため、降伏強度が $345 N/mm^2$ の鋼材を用いたはりに比べてより靱性が低下することが予測されたこと、および、以前の設計研究⁶⁾のところで、厚肉断面に対して非弾性設計された最小重量断面はフランジ幅厚比 $(b_f/2t_f)(\sqrt{F_{yc}/345})$ が約 7.0 近くにあったことから、フランジ幅厚比を上式に示す制限値より少し低めの値とした。すなわち、フランジ幅厚比として $(b_f/2t_f)(\sqrt{F_{yc}/345}) = 7.0$ を一定とし、腹版の幅厚比 $(2D_{cp}/t_w)(\sqrt{F_{yc}/345})$ は式(1)を参考に 60, 80, 90 の 3 種類を選定した。

表-2 供試体実測寸法

Specimens	Beams							Material	
	b_f (mm)	t_f (mm)	D (mm)	t_w (mm)	$\frac{b_f}{2t_f} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}}$	$\frac{D}{t_w} \sqrt{\frac{F_{yc}}{345}}$	L (mm)	Flange	Web
HY60	121	11.2	283	6.2	7.0	60.1	1800	SM570Q'00	SM400'00
HO60	121	11.1	283	6.0	7.0	60.1	1220	SM570Q'00	SM570Q'00
HY80	121	11.2	377	6.2	7.0	80.0	1900	SM570Q'00	SM400'00
HO80	117	11.1	366	6.1	7.0	80.0	1370	SM570Q'01	SM570Q'01
HY90	121	11.1	424	5.9	7.0	90.0	1950	SM570Q'00	SM400'00
HO90	121	11.1	424	6.0	7.0	90.0	1350	SM570Q'00	SM570Q'00

D_{cp} = 圧縮を受ける腹板高 ($D_{cp} = D/2$)
 F_{yc} = フランジの降伏応力

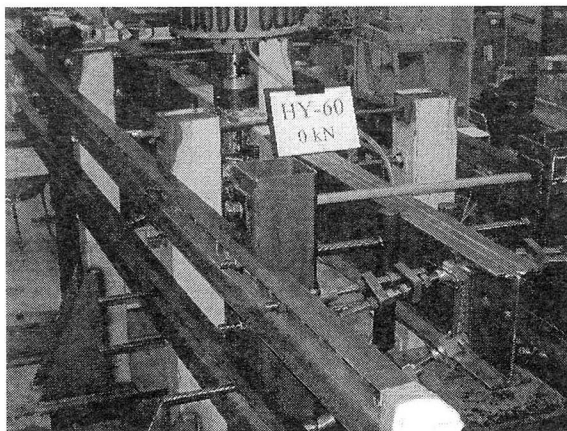


写真-1 供試体設置状況

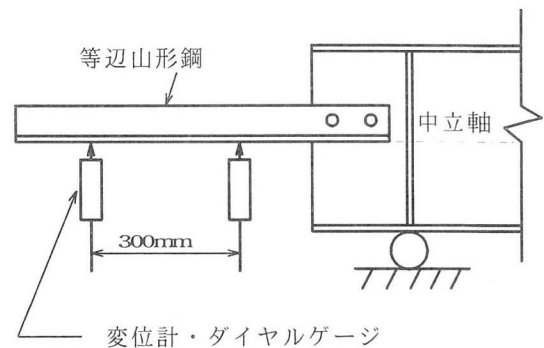


図-3 回転角測定

供試体は、フランジと腹板の幅厚比を選定した値にするために、予め使用鋼材の引張試験を行い、降伏強度を実測した後に供試体製作寸法を決定した。表-1 に引張試験結果を示す。

供試体はフランジに SM570Q、ウェブに SM400 材を用いたハイブリッド桁を HY タイプ、全断面に SM570Q を用いたホモジニアス桁を HO タイプとし、表-2(図.2 参照)に示すように 3 種類のウェブ幅厚比、計 6 種類のはりを製作した。供試体の設計には 2000 年度の引張試験結果を用いているが、2000 年度に行った実験から結果が適切に得られなかった HO80 供試体に関しては 2001 年度に引張試験を再度行い、追試験を行った。

その他の断面特性値は AASHTO の非弾性設計法基準の原案作成のもととなっている実験的研究^{7),8),9)}を参考に次のように選んだ。フランジ全断面積 A_f と腹板断面積 A_w の比は、 $A_f/A_w=1.05 \sim 1.57$ 、半スパン長 L と腹板高さ D の比は、 $L/D=3.18 \sim 6.36$ 、中間支点上断面(荷重載荷点)の最大せん断力 V_{max} と降伏せん断力 $V_p(V_p=0.58F_{yw}A_w, F_{yw}$ =腹板の降伏強度)の比は、 $V_{max}/V_p \div 0.55$ にそれぞれ選んだ。表-2 に供試体実測寸法を示す。

2.2 実験方法

荷重は、荷重を計算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-塑性回転角曲線におけるモーメント降下後のデータを多く取る目的のため、座屈後もできる限り荷重を続けた。横ねじれ防止装置は、AASHTO 示方書¹⁾の制限値の約 95%のところに設置した。すべての供試体に関して同じ条件で実験を行った。写真-1 は、供試体の設置状況を示している。

試験はりの回転角 θ は、図-3 に示すように供試体の両端部に等辺山形鋼(70×70×900×6)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、変位計およびダイヤルゲージを 300mm 間隔で設置し、それぞれの変位差より求めた。

3. 実験結果

3.1 曲げモーメント-塑性回転角曲線

図-4 は、縦軸に実験桁の作用曲げモーメント M を、横軸に回転角 θ を、それぞれ全塑性モーメント M_p および単純塑性理論より求めた弾性限回転角 θ_p で無次元化したものをそれぞれ示したモーメント-回転角曲線¹⁰⁾である。塑性回転角 θ は、全回転角から θ_p を差し引いた量として求めたものである。また、図-4 には、AASHTO 示方書¹⁾の連続ばりの非弾性設計法に必要なとされる中間支点上断面の曲げモーメント-塑性回転角曲線の基準式(2)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-塑性回転角曲線が位置すれば非弾性設計断面ばりとしての基準を十分満たしていると

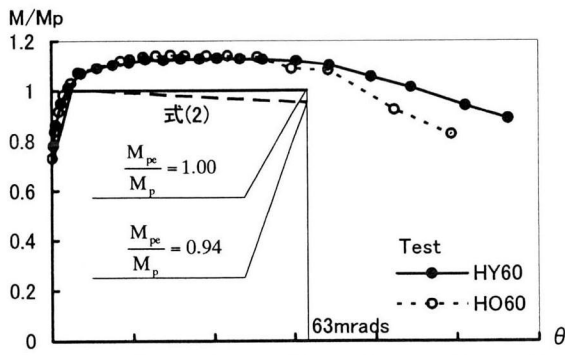


図-4(1) 曲げモーメント塑性回転角曲線(幅厚比 60)

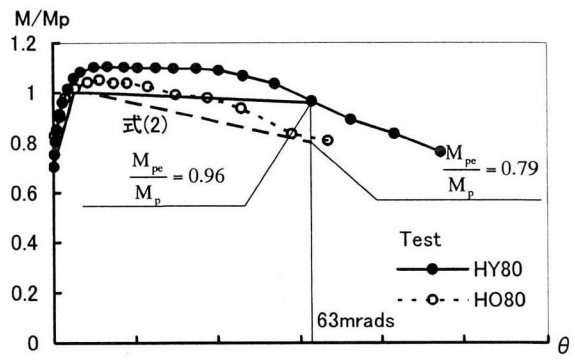


図-4(2) 曲げモーメント塑性回転角曲線(幅厚比 80)

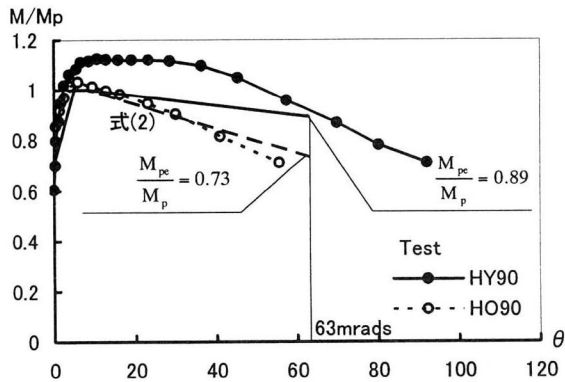


図-4(3) 曲げモーメント塑性回転角曲線(幅厚比 90)

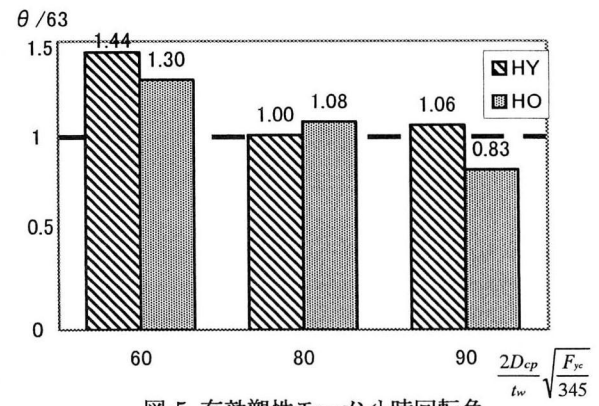


図-5 有効塑性モーメント時回転角



写真-2 座屈後供試体(HO90)



写真-3 座屈後供試体(HY90)

いえる。

$$\frac{M}{M_p} = 0.7 + 0.06\theta \quad 0 \leq \theta \leq 5$$

$$\frac{M}{M_p} = 1.0 \quad 5 < \theta \leq 8$$

$$\frac{M}{M_p} = -\frac{1}{55} \left[\left(1 - \frac{M_{pe}}{M_p} \right) \theta + 8 \frac{M_{pe}}{M_p} - 63 \right] \quad 8 < \theta$$

塑性回転角 θ の単位: ミリラジアン(milli-radian)

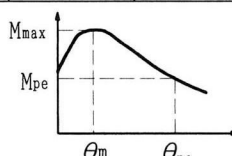
図-4 から、ホモジニアス桁は最大モーメント到達後、急に耐力を低下させているのに対し、ハイブリッド桁は最大モーメント到達後も、最大モーメントを一定保持しているのがわかる。また、その傾向は幅厚比が大きくなるほど顕著になる。塑性変形能という点からみると、今回の実験においてはハイブリッド桁の方が有利な結果を示した。その原因として次のようなことが考えられる。すなわち、ハイブリッド桁は、腹板に軟鋼(SM400材)を用いているため、フランジよりも腹板が先に曲げによって早期に降伏する。さらに、試験桁は、連続桁の中間支点上断面を想定しているためせん断の影響も大きく作用する。このためハイブリッド桁は曲げとせん断によって腹板断面の降伏がより一層助長され、鋼桁の長さ方向に沿っての塑性域の拡がり

表-3 実験結果

Specimens	M_p (KN・m)	M_{pe} (kN・m)	θ_p (mrads)	$\frac{M_{max}}{M_p}$	$\frac{M_{pe}}{M_p}$	$\frac{\theta_m}{\theta_p}$	$\frac{\theta_{pe}}{\theta_p}$	$\frac{\theta_{pe}}{63}$
HY60	262.72	262.72	33	1.16	1.00	2.77	2.77	1.44
HO60	292.73	275.30	25	1.14	0.94	3.05	3.30	1.30
HY80	365.39	351.85	26	1.14	0.96	2.25	2.44	1.00
HO80	412.49	327.56	24	1.05	0.79	1.17	2.81	1.08
HY90	411.82	367.18	24	1.12	0.89	2.18	2.81	1.06
HO90	412.49	357.20	19	1.03	0.73	0.62	2.70	0.83

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

$\theta_m = M_{max}$ 時の塑性回転角
 $\theta_{pe} = M_{pe}$ 時の塑性回転角



を大きくしていったため、最大モーメント到達後も塑性回転能が増加したと思われる。

一方、ホモジニアス桁は、フランジから降伏していくため、ハイブリッド桁と比べて、塑性域の拡がり方も小さく、載荷点近傍で試験桁が鉛直方向に折れるような形で崩壊したため、変形能の増加が期待できなかったと思われる。

また、図-5は有効塑性モーメント時の塑性回転角 θ_{pe} を、非弾性設計法が必要とする塑性回転角 63mrads で割った値を縦軸に、腹板の幅厚比を横軸にとって示したものである。縦軸の1.0が必要塑性回転容量の限界値を示している。この図より、ハイブリッド桁・ホモジニアス桁ともに、腹板の幅厚比が大きくなるほど塑性回転容量は小さくなっていく傾向にある。

また、全実験供試体の塑性回転角特性を表-3に示す。ここに、 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(表-3 下段)、 $\theta_{pe} =$ 有効塑性モーメント M_{pe} 時の塑性回転角(表-3 下段)のそれぞれの値の比を示す。そして、表の最後の列の 63(mrads)の値は、有効塑性モーメント時の塑性回転角として非弾性設計法が要求している値である。

以上実験結果より、有効塑性モーメント時の塑性回転角 θ は、LRFD の示すウェブ幅厚比制限値付近の供試体 HY90においても、示方書によって必要とされている塑性回転容量(63mrads)を得ることができた。このことから、フランジに SM570Q 材、ウェブに SM400 材を用いた場合のハイブリッド桁に対しても、非弾性設計法が適用できると思われる。しかし、全断面に SM570Q を用いたホモジニアス桁に関しては、幅厚比 90 の供試体で 63mrads 満たしておらず、今後さらに検討を加えていく必要があると思われる。

3.2 ハイブリッド桁の腹板幅厚比

今回の実験に用いたハイブリッド桁に関しては、AASHTO の腹板幅厚比制限値 $(2D_{cp}/t_w)(\sqrt{F_{yc}}/345) = 90$ (式(1))を有する試験桁 HY90 に対しても、非弾性設計に必要とされる塑性回転角を確保出来ることが明らかになった。本節では、汎用非線形構造解析プログラム MARC¹¹⁾を使用した有限要素解析を行い、この種の桁のハイブリッド桁の腹板幅厚比についてさらに検討を加えることとした。すなわち、解析モデルとして、

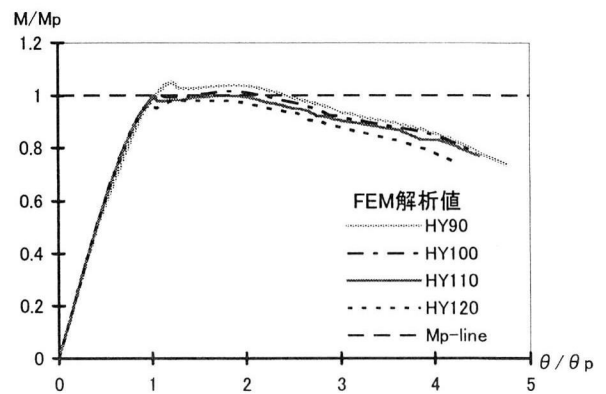


図-6 曲げモーメント塑性回転角曲線(幅厚比 90 以上)

表-4 塑性回転角特性(幅厚比 90 以上)

Specimens	M_p (KNm)	M_{pe} (kNm)	θ_p (mrads)	$\frac{M_{max}}{M_p}$	$\frac{M_{pe}}{M_p}$	$\frac{\theta_{pe}}{63}$	M_p 時 θ (mrads)
HY90	411.1	367.1	24	1.05	0.89	1.03	34
HY100	466.5	400.3	23	1.02	0.86	1.11	27
HY110	524.1	428.9	21	1.00	0.82	1.11	—
HY120	583.8	457.4	20	0.98	0.78	1.02	—

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

$\theta_{pe} = M_{pe}$ 時の塑性回転角

本実験と同様に式(1)のフランジ幅厚比を 7.0 に統一し、ウェブ幅厚比を 100,110,120 の 3 種類考慮した。鋼材の材料特性値は、本実験における引張試験値(表-1)を用い、他の設計条件に関しても本実験と全く同じ条件となるように解析モデルの設計を行った。なお、研究対象断面が極めて厚肉であることと、ひずみ硬化以後の変形能を主たる研究対象としていることから初期不整の影響は考慮しなかった。

解析結果より描いた曲げモーメント・塑性回転角曲線を図-6に、塑性回転角特性を表-4に示す。表-4のHY90に関する値は、本実験桁HY90に対する解析結果を示しており、表-3の実験値と表-4の解析値は、それぞれ良い一致をみている。

表-4より、HY100～HY120のすべての供試体において有効塑性モーメント M_{pe} 時の塑性回転角は基準値 63mrads を確保していることがわかる。しかし、HY110とHY120に関しては、最大モーメントが全塑性モーメント M_p に達することなく崩壊しており(図-6、および表-4)非弾性設計には使用できない断面となっている。

したがって、今回の解析結果からはフランジに SM570Q、ウェブに SM400 材を用いたハイブリッド桁に関して、フランジ幅厚比が 7.0 のときウェブ幅厚比は 100 まで制限値を拡大しても非弾性設計法への適用が可能であると考えられる。

4. あとがき

フランジに高張力鋼 SM570Q 材、ウェブに SM400 材を用いたハイブリッド桁、および、全断面に SM570Q 材を用いたホモジニアス桁の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を再現する単純ばり形式で行った。そして、ハイブリッド桁とホモジニアス桁の主として曲げモーメント・塑性回転角特性について比較検討を行い、ハイブリッド桁の非弾性設計法への適用性について考察を加えた。

今回の実験および解析の範囲内で得られた主な結果を要約すると以下のようである。

- (1) ウェブに軟鋼(SM400 材)を用いたハイブリッド桁は、最大荷重に達した後も塑性回転能が期待できる。
- (2) ハイブリッド桁は、腹板から先に降伏するためホモジニアス桁と比べて、最大荷重に達した後の塑性域の広がり大きい。
- (3) SM570Q 材を全断面に用いたホモジニアス桁 HO90 は、有効塑性モーメント時における塑性回転角が AASHTO の基準値(0.063rads)を満たしておらず、現行のままでは非弾性設計法を適用できない。
- (4) 本解析結果によれば、フランジに SM570Q、ウェブに SM400 材を用いたハイブリッド桁は、フランジ幅厚比 $(b_f/2t_f)(\sqrt{F_y}/345)$ が 7.0 のとき、ウェブ幅厚比の制限値を現行の 90.5(式(1))から 100 まで拡大しても非弾性設計法の適用が可能である。

我国の鋼道路橋示方書¹²⁾は、性能照査型設計へ一歩踏み込んだ形で規準が見直され改訂された。本研究で対象とした非弾性設計法も理論的な妥当性を有し、実験的な検証がされれば用いても良いことになるが、まだまだ、多くの問題を含んでいる。例えば、今回用いた高張力鋼 SM570Q 材を初めとして、今後多くの高性能鋼が開発された場合も含めて、色々な鋼種の組合せによるハイブリッド桁の経済性についても今後検討されなければならない課題の一つと思われる。

参考文献

- 1) AASHTO : LRFD Bridge Design Specifications, 2nd Ed, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, D.C., 1998.
- 2) AASHTO : Guide Specification for Alternate Load Factor Design Procedures for Steel Beam Bridges Using Braced Compact Section, Washington, D.C., 1986.
- 3) Hartnagel, B. A., and Barker, M. G. : Inelastic Design and Steel Bridge Comprising Non-compact Sections, Engineering Journal, First Quarter, pp.3-12, 2000.
- 4) Report of the Subcommittee 1 on Hybrid Beams and Girders Joint ASCE-AASHTO Committee on Flexural Members : Design of Hybrid Steel Beams, Proceeding of ASCE, vol.94, NO.ST6, pp.1397-1426, June, 1968.
- 5) (社)日本鋼構造協会 : 限界状態設計法に基づいたハイブリッド桁の設計基準(案), 平成 14 年 3 月.
- 6) 野坂克義 : 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
- 7) Grubb, M. A., and Corskaddan, P. S. : Autostress design of highway bridge : phase3. initial moment-rotation test, AISI Project 188, American Iron and Steel Institute, Washington, D. C., 1979.
- 8) 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.
- 9) 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.
- 10) 城崎孝博 : ハイブリッド桁のモーメント・塑性回転角特性に関する実験的研究, 立命館大学 2001 年度修士論文, March, 2002.
- 11) 日本マーク株式会社 : MARC プログラム, ユーザーズマニュアル, Vol.A~Vol.E, 1990.
- 12) 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, 平成 14 年 3 月.

(2002年9月13日受付)