

フランジ局部座屈後の変形能に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON THE DUCTILITY AFTER THE LOCAL BUCKLING OF FLANGES

浦 克弘*、伊藤 満**

Katsuhiko URA and Mitsuru ITO

* 工修 東京電力㈱ (〒108 東京都大田区大森本町2丁目21-1)

** 工博 立命館大学教授 理工学部土木工学科 (〒525 滋賀県草津市野路町1916)

In this paper, the ductility after the local buckling of the flange is studied to predict the rotation capacity of H-shaped beams. Tests with nine specimens were carried out to measure rotations, strains and wavelengths of the local buckle. Predicted moment-rotation curves under moment gradient are proposed analytically, and compared with test results and previous investigation²⁾. As a consideration on the rotation capacity, relations between the rotation capacity and the nondimensionalized flange slenderness ratio are described from real and predicted values. Proposed $M-\theta$ curves are given as basic data to apply to the autostress design procedure.

Key Words: rotation capacity, local buckling, ductility

1. まえがき

1986年のAASHTOのGuide Spec.¹⁾に取り入れられたオートストレス設計法(Autostress Design procedure: ASD法)は、主として橋桁の建設費の低減化を目的としてアメリカ鉄鋼協会(AISI)によって開発された設計法である。この設計法は、建設費を低減するばかりでなく、鋼材の節約という利点も生み出している。

ASD法は、連続ばりの中間支点上での塑性変形を認めているため、中間支点上の断面は、十分な塑性回転容量を持つことが要求される。現行のアメリカ鋼構造協会(AISC)の塑性設計基準に定められているフランジ及びウェブの幅厚比制限値は、不静定次数の多い建築構造物に対して、崩壊メカニズムを形成するのに十分な回転容量を持つコンパクトな断面に対するものである。しかしながら、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塑性回転容量は、一般に要求されない。この橋桁に要求される塑性回転容量の問題は、有効塑性モーメント(effective plastic moment: M_{pe})の概念として AASHTO のGuide Spec. に新しく取り入れられている。

この有効塑性モーメント M_{pe} は、フランジ及び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(薄肉になる)につれ、有効塑性モーメント

は全塑性モーメント以下に減少するというものである。すなわち、橋桁断面がAISCの塑性設計断面より薄い断面であっても、この断面がGuide Spec. に定められてた有効塑性モーメント M_{pe} を有していれば、たとえ全塑性モーメント M_p 以下になってもこの断面は橋桁の崩壊メカニズムを形成するのに十分な塑性回転容量を有する断面であると判断している。この判断は、過去の実験データから曲げモーメント-回転角曲線を推定し、経験的に決められたものである。はりの回転容量とフランジの局部座屈に関する研究として、最大曲げモーメント時の塑性回転容量の予測を行ったKemp⁴⁾の研究、連続合成桁の予測曲げモーメント曲率曲線を求めたClimenhaga and Johnson⁵⁾の研究、連続合成桁の負モーメント域における回転容量を実験的に求めたGrubb and Carskaddan⁶⁾の研究、日本建築学会の塑性設計に関する一連の研究^{7)~13)}などにみることができる。これらは、いずれも最大曲げモーメントまでの回転容量を研究対象としたものが多いようである。

予め、設計断面に対する曲げモーメント-回転角曲線的全履歴(主としてフランジ局部座屈後の挙動)が予測可能であれば、連続ばりにおける中間支点上の実際の塑性回転容量を推定することができ、中間支点上の回転容量に対して、より明確な安全性を確保することができる。本研究は、溶接I形断面ばりのフランジ局部座屈後の塑

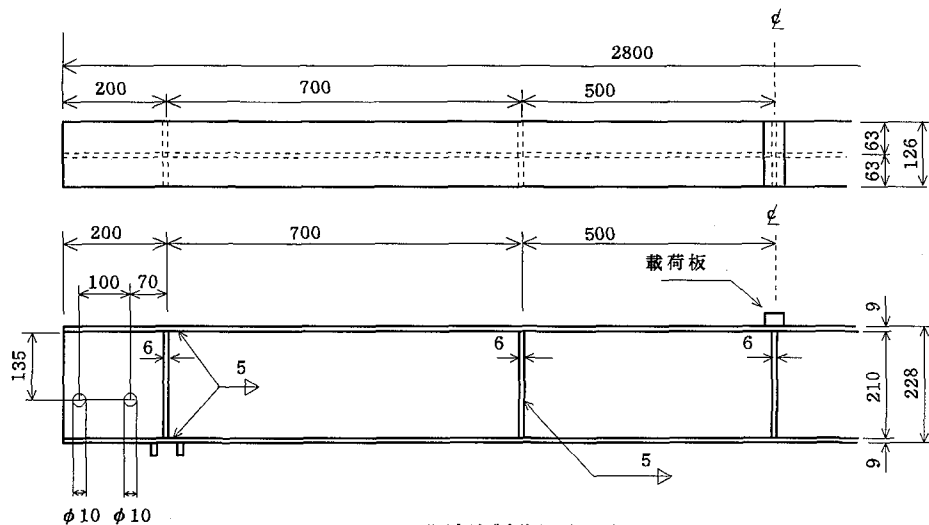
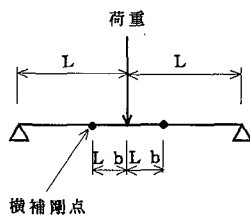
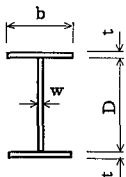


図-1 供試体製作図(A-1)

表-1 供試体製作寸法

供試体	D(mm)	b(mm)	w(mm)	t(mm)	D/w	b/t	L(mm)	L _b (mm)	L/r _y	Lb/r _y
A 1	210	126	6	9	35	14	1200	500	41.1	17.1
A 2	210	144	6	9	35	16	1300	500	38.1	14.7
A 3	210	162	6	9	35	18	1500	500	38.4	12.7
B 1	270	126	6	9	45	14	1300	500	46.8	17.9
B 2	270	144	6	9	45	16	1400	500	42.9	15.3
B 3	270	162	6	9	45	18	1600	500	42.7	13.3
C 1	390	144	6	9	65	16	1500	500	49.7	16.5
C 2	390	162	6	9	65	18	1600	500	45.9	14.3
C 3	390	180	6	9	65	20	1700	500	42.9	12.6



性変形状を実験で求め、はりの回転容量および、曲げモーメント-回転角の予測曲線について考察^{14), 15)}を加えたものである。

2. 実験概要

(1) 実験供試体

連続ばり中間支点付近の鋼桁の力学的性状を検討しようとする場合、便宜的に次のようなモデル化が行われる。すなわち、連続ばり中間支点の両側に生ずる曲げモーメント分布の変曲点を単純ばりの両支点に置き換え、中間支点反力を載荷荷重に置き換えて連続ばり中間支点付近の弾塑性挙動を把握しようとするものである。本実験も同様な考えから単純ばりテストとして行う。

通常、H形断面ばりの回転容量に影響を与える要因と

して次の項目が主なものとしてあげられる。

- (1) 断面寸法
- (2) 鋼材の機械的性質
- (3) 曲げモーメント分布状態
- (4) 横補剛間隔

H形断面ばりの曲げモーメント-回転角($M-\theta$)曲線は、主として(1)から(4)までの要因が種々組み合わせられることにより複雑な影響を受ける。従って、本実験は、上記の要因(2)、(3)、(4)に一定の条件を設け、(1)の断面寸法について検討を行うものである。即ち、

[1] 使用鋼材は、SM400を用いる。(要因(2))

[2] 曲げモーメント分布状態は、連続ばりの中間支点を想定したモーメント勾配のあるものとする。

(要因(3))

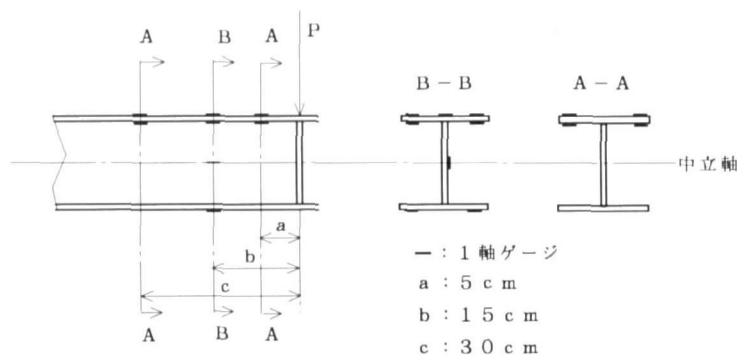


図-2 ひずみ測定位置

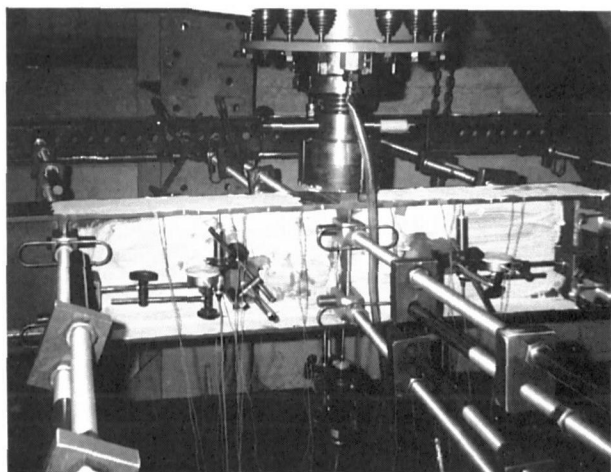


写真-1 Test Set-Up

[3] 早期に横倒れ座屈を生じないように十分な補剛間隔を確保する。(要因(4))

上記のような条件を設定して実験を行なった。また、断面形状は実験および解析を簡単にするために上下対称断面とした。鋼桁断面の幅厚比は、フランジの局部座屈が優先するように次の2種類を選んだ。すなわち、比較的厚肉断面のフランジ幅厚比及びウェブ幅厚比の組み合わせ($b/t=14, 16, 18$ $D/w=35, 45$)によるものと、厚肉と薄肉の中間断面($b/t=16, 18, 20$ $D/w=65$)のものによる計9体の供試体を製作した。また、供試体の中央に荷重を一点載荷させるために、表面が円状の載荷板を設置した。図-1、表-1に代表的な供試体製作図及び供試体製作寸法値を示す。

(2) 実験方法

実験は、早期に横倒れ現象を生じないように供試体単純ばりの両支点、裁荷点および横補剛点(表-1)の3ヶ所に、写真-1に示すような鋼丸棒とヒンジ結合ジョイントからなる横倒れ防止具を設置した。

圧縮フランジの局部座屈が発生すると予想される箇所に一軸塑性ひずみゲージを貼付した。貼付箇所は、Lay and Galambos³⁾によって提案されたモーメント勾配をもつばりに対する局部座屈波長の理論式を参考に決定した。すなわち、座屈波の両端付近とその中央部に図-2に示すように供試体A-1, B-1, C-1に対しては、供試体中

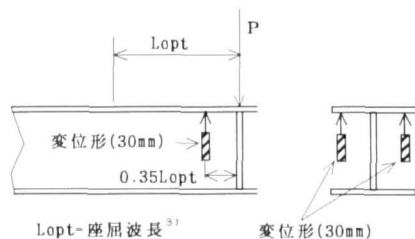


図-3 フランジ局部座屈変形の測定

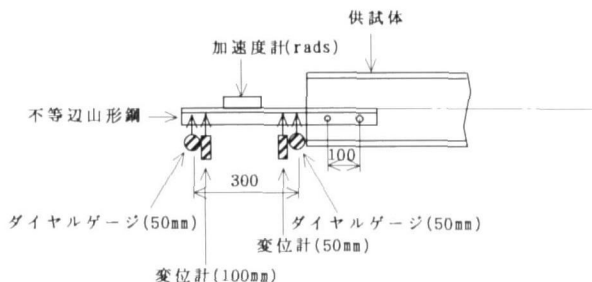


図-4 回転角測定

央部より5cm, 15cm, 30cmの位置に、他の供試体については、5cm, 20cm, 40cmの位置にそれぞれ貼付した。また座屈波の中央部(図-2, B-B断面)には、断面の曲率を測定するために引張フランジにも図のように塑性ゲージを貼付した。

圧縮フランジの局部座屈荷重をとらえるため、座屈変形が大きくなると予想される箇所に図-3に示すように上フランジの両側に変位計(30mm)を設置した。設置変位は前述の予想座屈波長の中央部(ひずみゲージ貼付位置)より少し内側(図-3, $0.35L_{opt}$, L_{opt} =座屈波長³⁾)とした。

単純ばり供試体の両支点における回転角を測定するために、供試体断面の中立軸に合わせるように、不等辺山形鋼(7×5×65×550×6)を設置し、図-4に示すように2点にダイヤルゲージと変位計を設置し、その変位差により回転角を求めた。さらに、不等辺山形鋼の上に加速度計(rads)を置き、傾斜を測定することによって回転角を求めた。

表-2 引張試験結果

Test Specimens	Thickness (mm)	$E \times 10^6$ (kg/cm ²)	σ_y (kgf/cm ²)	$\varepsilon_{st}/\varepsilon_y$	E_{st}/E
A, B Type	5.7	2.08	3340	12.1	0.0163
	8.8	2.23	3120	12.2	0.0160
C Type	5.7	2.19	3130	15.9	0.0151
	8.9	2.10	2460	10.3	0.0165

(1kg/cm²=0.098N/mm²)

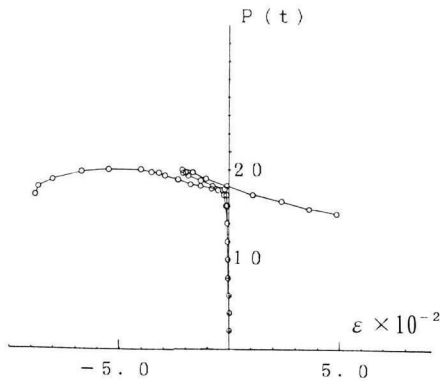


図-5 荷重-ひずみ曲線(A-1)

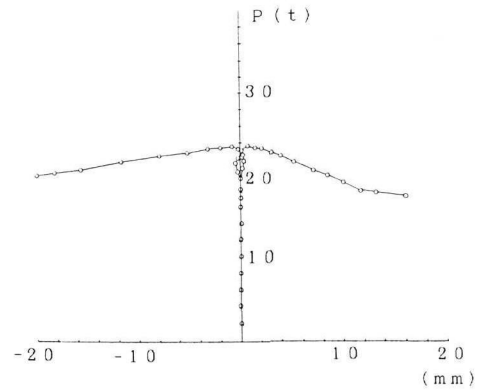


図-6 荷重-変位曲線



写真-2 Local Buckling of Flanges

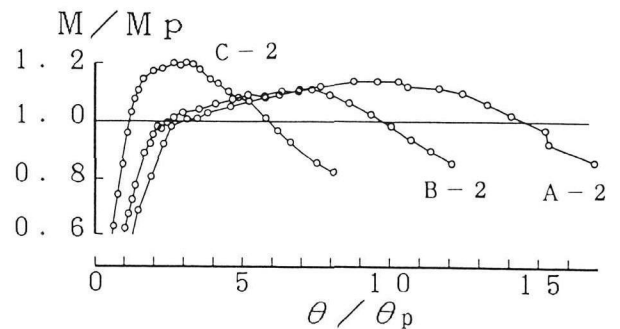


図-7 曲げモーメント-回転角曲線

3. 実験結果

(1) 引張試験

引張試験の主な結果を表-2 に示す。引張試験は、Aタイプ (A-1, A-2, A-3) 供試体およびBタイプ (B-1, B-2, B-3) 供試体から板厚6mm, 9mmに対してそれぞれ3枚のテストピースを切り取り、また、Cタイプ (C-1, C-2, C-3) 供試体については、供試体の制作年次がA, Bタイプ供試体と異なっているため、別にフランジと腹版から各3枚のテストピースを切り取り試験を行い、それぞれの平均値を表に示した。

(2) 荷重-ひずみ曲線

図-5にA-1供試体の圧縮フランジにおける局部座屈が発生する付近 (図-2, 断面B-B) の荷重-ひずみ曲線を示す。図から最大耐力に達する前にひずみが大きく増加していることから、最大耐力に至る少し前にフランジ

の局部座屈が発生していることがわかる。写真-2 に崩壊後の圧縮フランジの局部座屈の状況を示す。

(3) 荷重-変位曲線

図-6にB-1供試体のウェブをはさんで両側にセットした変位計 (図3参照) による圧縮フランジの荷重-変位曲線を示す。設置箇所は、ひずみゲージに変位計が触れるのを避けて、局部座屈が発生する付近 (断面B-B) から少し離れた位置とした。図から最大耐力に達してから著しく変位が増加している。このことから圧縮フランジの局部座屈長は、最大耐力に達した後大きく成長していることがわかる。

(4) 曲げモーメント-回転角曲線

図-7に各供試体の代表的な曲げモーメント-塑性回転角曲線を示す。縦軸は曲げモーメントMを全塑性モーメントMpで、無次元化し、横軸は塑性回転角θを計算によるMp時の回転角θp=MpL/EIで同様に無次元化してある。このグラフから断面寸法 (フランジ及びウェブ幅厚比) が

表-3 塑性回転容量

Specimens	D/tw	b/t _f	L/r _y	L _p /r _y	R _p
A - 1	34.7	14.4	41.4	17.2	13.2
A - 2	32.9	16.3	38.4	14.8	10.7
A - 3	33.6	18.6	38.7	12.9	7.5
B - 1	43.8	14.4	47.4	18.2	9.5
B - 2	43.6	16.3	43.3	15.5	8.7
B - 3	43.3	18.5	43.2	13.5	6.8
C - 1	68.0	16.3	49.5	16.5	3.7
C - 2	66.8	18.2	45.8	14.3	4.7
C - 3	67.4	20.5	42.8	12.6	4.9

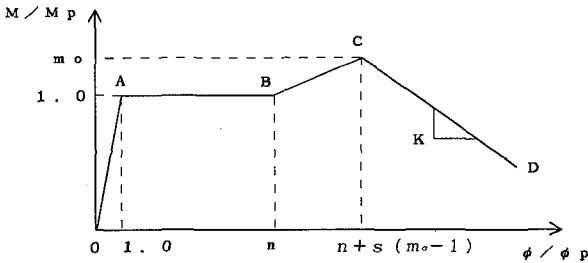


図-8 仮定M-φ曲線

比較的厚肉な供試体A-2, B-2は、Mpに到達した後、しばらくモーメントを上昇させながら回転角が増大していき、Mp時の塑性回転容量が大きいものに対して、供試体断面の幅厚比が少し大きい供試体CはMpに達してから最大モーメントまでの塑性回転角も小さく、Mp時の回転容量も小さいことがわかる。

次に、供試体実測幅厚比と全塑性モーメントMpに対する回転容量Rpの関係を表-3に示す。但し、塑性回転容量は次式で求める。

$$R_p = \theta / \theta_{p-1} \quad \dots \dots (1)$$

θ : 全塑性モーメントMpを維持する回転角

θ_p: 全塑性モーメントMp到達時の回転角

比較的厚肉断面の供試体(Aタイプ及びBタイプ)は、フランジ幅厚比が大きいほど回転容量が減少していくのに対して少し幅厚比の大きい(Cタイプ) 中間断面のものは、フランジ幅厚比に関係なくほぼ同じ値を示した。これは、前者においてはフランジ局部座屈した後も変形が余り進行せず、かつ鋼材のひずみ硬化現象により耐力を幾分増加しつつ回転容量を増大しているのに対して、後者においては、フランジの局部座屈が起因してウェブの座屈を誘発してフランジの変形が一層増大したため、はりの剛性が最大耐力とともに急減したためと予想される。

4. M-θ 予測曲線

(1) 塑性回転容量

計算に用いた仮定曲げモーメント-曲率曲線は、図-8に示すようにOA, AB, BC, CDの4本の直線を仮定した。各直線式は、式(2)のようになる。

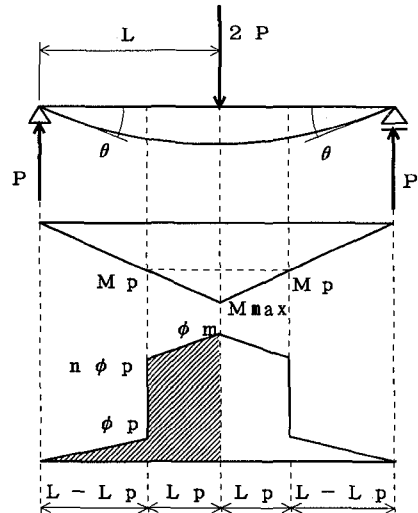


図-9 曲げモーメント-曲率分布

$$M/M_p = \phi / \phi_p \quad (0 \leq \phi / \phi_p \leq 1.0) \quad (OA)$$

$$M/M_p = 1.0 \quad (1.0 < \phi / \phi_p \leq n) \quad (AB)$$

$$M/M_p = 1.0 + (\phi / \phi_p - n) / s \quad (n < \phi / \phi_p \leq n + s(mo - 1)) \quad (BC)$$

$$M/M_p = mo + k(n + s(mo - 1) - \phi / \phi_p) \quad (n + s(mo - 1) < \phi / \phi_p) \quad (CD) \quad \dots \dots (2)$$

但し、 $\phi_y = 2\varepsilon_y / (D + 2t_f)$, $\phi_p = f \times \phi_y$ (f =形状係数), $\lambda = \varepsilon_{st} / \varepsilon_y$ (ε_y =降伏ひずみ、 ε_{st} =ひずみ硬化開始ひずみ), $n = \lambda / f$, $s = E / E_{st}$ (E =ヤング係数、 E_{st} =ひずみ硬化係数), $mo = M_{max} / M_p$, k =ひずみ硬化軟化領域における勾配である。このKの値は、実験で求めた曲げモーメント曲率曲線から、曲げモーメントが最大に達した後ひずみ軟化が起こり始める点での勾配として、本実験では $K=1/50$ を選んだ。

moは、図-9に示すようにはりの塑性域長L_pが得られると

$$mo = 1 / (1 - \iota_p) \quad \dots \dots (3)$$

より求めることができる。ここに $\iota_p = L_p / L$ は式(4)³⁾より得られる。

$$\iota_p = L_p / L = 1.42 \times (b t_f / w) (A_w / A_f)^{1/4} / L \quad \dots \dots (4)$$

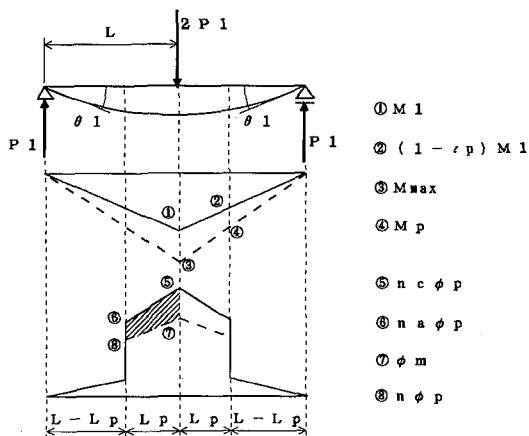


図-10 Mmax後の仮定曲率分布

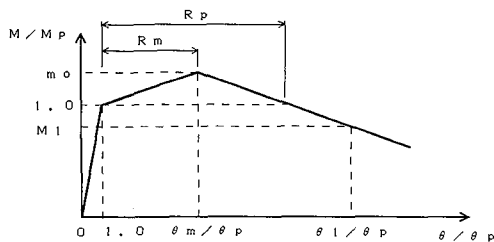


図-11 解析的なM-θ予測曲線

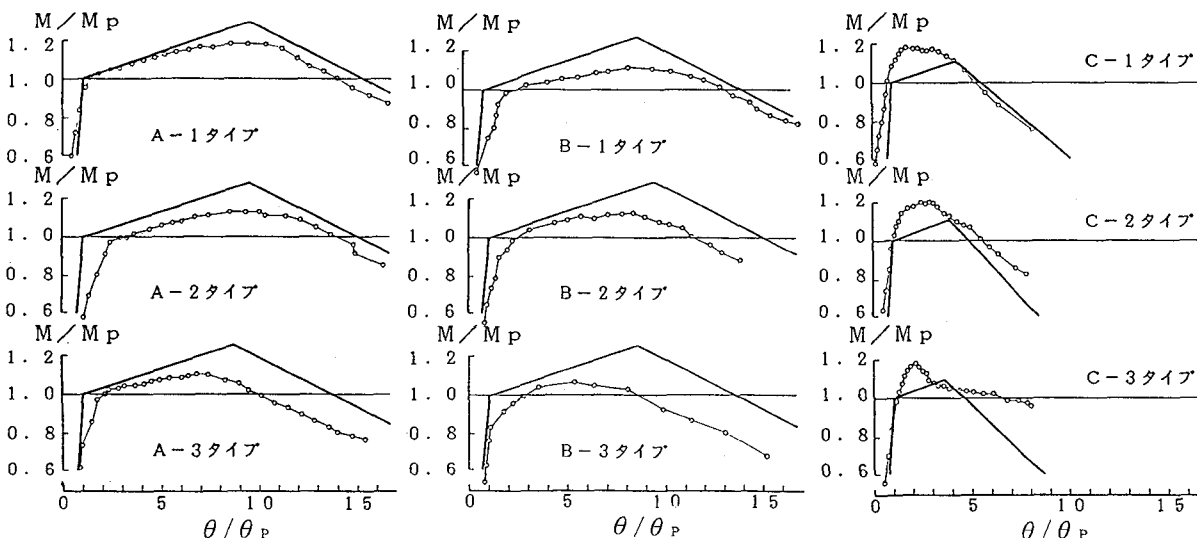


図-12 M-θ予測曲線（本実験結果）

従って、塑性域に入ってから最大モーメントMmaxまでの回転容量Rmは、図-9を用いて次式のようになる。

$$R_m = \{(2n-1)(1-\epsilon_p) + s \times \epsilon_p\} \times \epsilon_p / (1-\epsilon_p) \quad \dots \dots (5)$$

また、H形断面ばりの最大モーメント後の曲げモーメント-曲率関係は、図-10のように表すことができる。図中 $n_c = [(m_0 - m_1)/k + n + s(m_0 - 1)]$, $m_0 = M_{max}/M_p$, $m_1 = M_1/M_p$, $n_a = [1.0 - (1.0 - \epsilon_p)m_1]/k + n$ をそれぞれ示す。これらを用いて塑性域に入ってから、ひずみ硬化軟化領域で $M = M_p$ となる点までの回転容量Rpは、次式のように求められる。

$$R_p = R_m + \epsilon_p (\epsilon_p - 1) / k + \epsilon_p / \{k(1 - \epsilon_p)\} \quad \dots \dots (6)$$

以上、式(3)～(6)を用いて曲げモーメント-塑性回転角の予測曲線図-11を得ることができる。

(2) 実験結果及び参考文献データ²⁾との比較

図-12(a, b, c)、図-13(a, b, c)において本実験結果及び参考文献データ²⁾の曲げモーメント-回転角曲線を計算から誘導した予測曲線と比較して示す。本実験結果のAタイプとBタイプは、ともに最大モーメントに達した後

のM-θ曲線の履歴の勾配がほぼ一様になっているといえる。また、Cタイプにおいては、回転容量に対して近似的な値をあたえており、ほぼ実測M-θ曲線の履歴を予測している。

一方、参考文献データ²⁾においてAタイプは、実測値より安全側に偏しており、良好なM-θ予測曲線が得られている。そして、Bタイプ及びCタイプでは、予測曲線によって得られたMpに対する回転容量は、実験データをほぼ説明しているものと思われる。

(3) 回転容量に関する一考察

M-θ予測曲線により得られた回転容量に対する評価を試みる方法として、図-14において横軸にフランジ幅厚比と鋼材の機械的性質が考慮された無次元量を取り、縦軸に回転容量との関係を整理したグラフを示す。描かれた実線は、本実験及び参考文献²⁾で用いられた各々の供試体についてプロットしたものを最小二乗法によって直線回帰させたものである。フランジ幅厚比、鋼材の機械的性質ともに多少異なった供試体であるが、プロットした点のばらつきを考慮して、直線近似した。そして、縦軸に予測曲線によって得られた回転容量を代入し、各々の

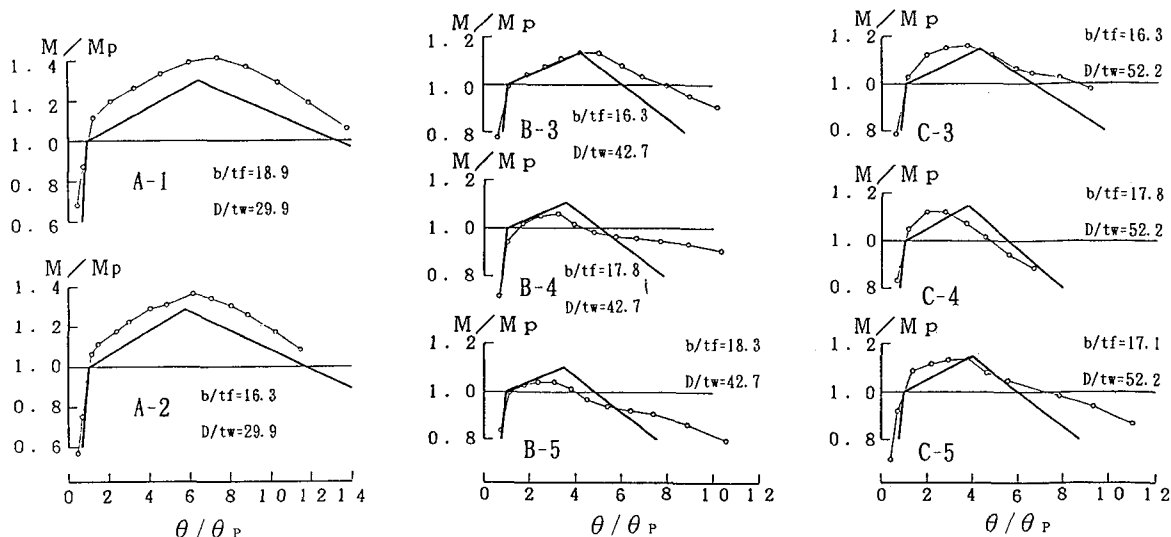


図-13 M-θ予測曲線 (Ref. 2)

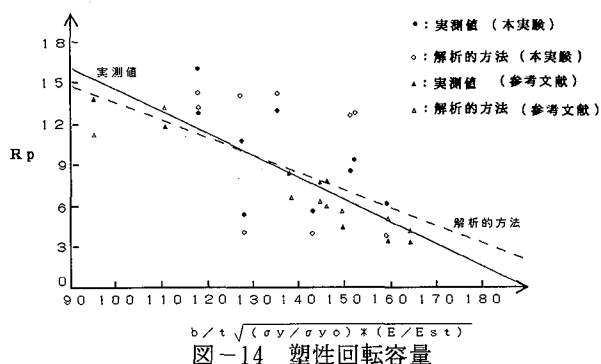


図-14 塑性回転容量

供試体についてプロットしたものを最小二乗法により直線回帰させたものを破線で表し、図-14 で実測値のものと比較したものである。図中、横軸の σ_y は、鋼材の公称降伏点応力度を示す。この図より、横軸の値が130 以下になると破線が安全側に位置し、全体的にも解析的方法による計算式から得られる回転容量の精度は、良好であることがいえる。

5. あとがき

以上、H形断面ばりにおけるフランジ局部座屈後の塑性変形性状を把握するために、曲げモーメント-回転角(M-θ)関係について、9体の断面形状が異なる供試体の実験結果及び参考文献データ²⁾を用いて、解析的方法による予測M-θ曲線を誘導し、比較検討を行った。本研究によって得られた内容を要約すると、以下の通りである。

- (1) 圧縮フランジの局部座屈変形量は、フランジに設置された変位計データの履歴から、最大荷重後に顕著に成長することがわかる。
- (2) 荷重-ひずみ曲線より、本研究で用いた各々の供試体の最大荷重に到達する前からひずみが大きく増加していることから、最大荷重に至る少し前にフランジの局部座屈が発生していることがわかる。

(3) 曲げモーメント-回転角曲線より、断面形状は回転容量に密接に関係していることがわかる。比較的厚肉の供試体A, Bにおいては、フランジ幅厚比が大きくなるほど回転容量が明確に減少し、供試体Cにおいては、フランジ幅厚比に関係なくほぼ同じ回転容量を有する。即ち、断面形状が厚肉になるほどフランジ幅厚比が回転容量に大きく影響し、これに対して、ある程度に断面形状が薄肉になると、ウェブ剛性を決定させるウェブ幅厚比が回転容量に大きく影響してくることがわかる。

(4) 仮定曲げモーメント-曲率曲線を基に、はりの曲率分布状態を仮定し、解析的方法により導かれたM-θ 予測曲線は、本研究の適用した幅厚比内において、最大モーメント後の履歴の傾斜、塑性モーメントに対する回転容量を考慮した近似式として評価できる。

(5) 回転容量に対するフランジ幅厚比及び鋼材の機械的性質との関係において実測値の直線式と解析的方法による予測値のものを比較することにより、 $b/t(\sigma_y E / \sigma_{yo} Est)^{0.5} \leq 130$ であれば、予測値は回転容量に対して安全性を有していることがわかり、回転容量を予測する一手法として有効である。

謝辞

本研究は、フランジ局部座屈後の変形性状に関する一連の研究成果をまとめあげたものである。実験供試体の製作にあたり、富士車輛鋼材工場には多大なる御協力を得た。ここに深謝の意を表する次第である。

参考文献

- 1) AASHTO: 鋼梁橋のための代用荷重係数設計法に関するガイド示方書, 1986年
- 2) A. F. Lukey and P. F. Adams: "Rotation Capacity of Beams under Moment Gradient", Proc. ASCE, Vol. 95, No. ST6, June, 1969, pp. 1173-1188
- 3) M. G. Lay and T. V. Galambos: "Inelastic Beams

under Moment Gradient", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 93, No. ST1, Feb., 1967, pp. 381-399

4) A. R. Kemp: "Interaction of Plastic Local and Laterral Buckling", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 111, No. 10, October, 1985, pp. 2181-2196

5) J. J. Climenhaga and R. P. Johnson: "Lokal Buckling in Continuous Composite Beams", The Structural Engineer, Vol. 50, No. 9, September, 1972, pp. 367-374

6) M. A. Grubb and P. S. Carskaddan: "Autostress Design of Highway Bridges, Phase 3: Moment-Rotation Requirments", AISI, Project 188, Technical Report 97-H-045(018-1), July, 1981

7) 鈴木敏郎 小野徹郎: 塑性設計梁に関する実験的研究(その2), 日本建築学会論文報告集, 第171号, 昭和45年5月

8) 鈴木敏郎 小野徹郎: 鉄骨H型鋼梁の変形能力に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和49年10月

9) 鈴木敏郎 小野徹郎: セン断曲げを受ける鉄骨H型断面梁の局部座屈挙動と塑性変形能力, 日本建築学会論文報告集, 第260号、昭和52年10月

10) 加藤勉 秋山宏 帯洋一: 比較的幅厚比の大きいH型断面梁の局部座屈実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 昭和51年10月

11) 加藤勉 秋山宏 帯洋一: 局部座屈を伴うH形断面部材の変形, 日本建築学会論文報告集, 第257号、昭和52年7月

12) 日本建築学会: 鋼構造設計基準、昭和50年

13) 若林實 編著: 鉄骨構造学詳論, 丸善(株), 昭和60年5月

14) 伊藤満 浦克弘: フランジ局部座屈後の変形性状に関する実験的研究, 土木学会関西支部年次学術講演会講演概要集, 平成5年5月

15) 伊藤満 浦克弘: フランジ局部座屈後の変形性状に関する一考察, 土木学会第48年次学術講演会講演概要集, 平成5年9月

(1994年9月14日受付)