

フランジ局部座屈に起因するプレートガーダーの曲げ耐荷力解析

AN ANALYSIS ON ULTIMATE STRENGTH OF PLATE GIRDERS IN BENDING CAUSED BY FLANGE LOCAL BUCKLING

藤井 堅*・大村 裕**

By Katashi FUJII and Hiroshi OHMURA

The paper deals with the mechanism of collapse of plate girders in bending caused by the flange local buckling. Particular consideration is given to the evaluation of web rigidity for the vertical buckling of flange. The web rigidity is replaced to the equivalent spring constant which is connected with web deflection. Thus, ultimate bending moment of plate girders is obtained through the buckling analysis of flange which is supported elastically by the spring.

For the experimental results, the method of the analysis can explain very well the failure mode of plate girders caused by vertical buckling of flange.

Keywords : plate girder, bending strength, flange local buckling, web deformation

1. ま え が き

わが国の道路橋示方書¹⁾では、プレートガーダーの腹板幅厚比は、腹板の座屈応力に基づいて規定されている。しかし、過去の多くの実験的研究でも指摘されているように、残留応力や初期たわみなどの影響で明確な腹板の座屈現象が現われにくいこと、また、静的耐荷力と腹板座屈応力との直接的関連は顕著には認められないことなどは、よく知られた事実である。そのため、道路橋示方書でも安全率の低減といった形で、この後座屈強度が評価されている。過去において豊富な実験結果が報告されているにもかかわらず、腹板の設計が座屈に基準を置いた形でしかなされていないのは、その後座屈挙動が材料学および幾何学的な非線形性を伴う複雑な問題であり、さらに残留応力や初期たわみなどの不確定性の強い因子が複雑に関係するために、プレートガーダーの耐荷力に及ぼす影響が必ずしも十分には解明されていないことによると考えられる。

Basler・Thurlimann²⁾によって、プレートガーダーの曲げ耐荷力は、圧縮フランジの3つの座屈形式すなわち

水平座屈、垂直座屈、ねじれ座屈によって決定されることが発表されて以来、いままでに秋田・藤井³⁾、Herzog⁴⁾、長谷川・西野⁵⁾によって曲げ耐荷力算定式が提案された。また、プレートガーダーの耐荷力を厳密に解明する試みもなされている⁶⁾。他方、曲げ耐荷力の評価あるいは腹板幅厚比の決定のための実験的研究も多くの研究者によってなされている^{7)~13)}。長谷川・西野らは、これらのプレートガーダーの曲げ耐荷力実験結果を整理し、また、提案された曲げ耐荷力算定式について検討するとともにその問題点を指摘した¹⁴⁾。そのなかで、フランジの水平座屈とねじれ座屈に関しては実用上信頼し得る設計が可能であるが、フランジの垂直座屈に起因する曲げ耐荷力の検討が不十分であることを指摘した。そしてフランジの垂直座屈をT型柱の座屈とみなして、独自の耐荷力算定式を提案する⁵⁾とともに、これに関連したプレートガーダーの曲げ耐荷力実験も行っている¹⁵⁾。

一般にプレートガーダーでは、桁高を大きくすると曲げに対して有利であるが、これに伴って腹板幅厚比が大きくなり、せん断力を受け持つ役割のほかに、鉛直方向にきわめて剛性の小さいフランジを支持するというもう1つの腹板の重要な役割が損なわれ、フランジが垂直方向へ座屈して崩壊するいわゆる圧縮フランジの垂直座屈が起こることが十分考えられる。従来、桁がたわみ、腹

* 正会員 工修 広島大学助手 工学部第四類
(〒724 東広島市西条町大字下見)

** 正会員 工博 広島大学教授 工学部第四類 (同上)

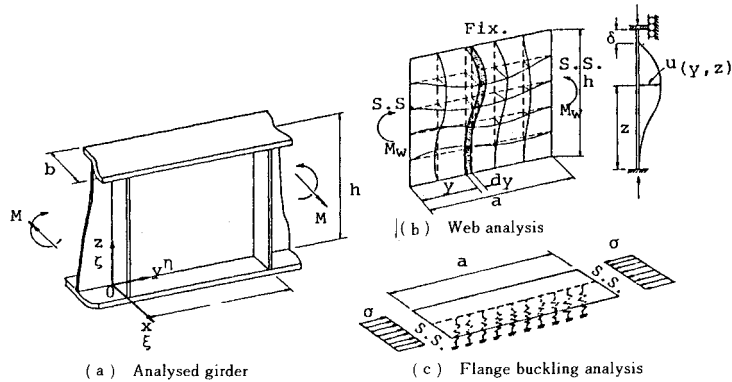


Fig.1 Analysis for ultimate strength of plate girder.

板が扇形に変形することによってフランジ軸力の垂直成分が発生し、腹板が座屈するためにその支持力を失うとした考え方や、腹板の一部分が有効に働くと仮定した耐荷力理論^{2),5)}はあるものの、これに起因する崩壊メカニズムそのものの解明はなされていないようである。

そこで本研究では、圧縮フランジの垂直座屈に起因するプレートガーダーの崩壊メカニズムを解明するために、フランジを支える腹板の支持力を、腹板のたわみと関連させて正確に評価することを試みて、プレートガーダーの曲げ耐荷力を求めた。すなわち本研究における耐荷力モデルでは、まず腹板のみを取り出した弾性非線形解析から得られる腹板のたわみを用いて腹板支持力を求め、さらにこれを考慮した圧縮フランジの座屈解析を行って、フランジが座屈するときの軸ひずみと腹板の縁ひずみが一致するときに計算される曲げモーメントをその曲げ耐荷力とした。

本解析モデルは、腹板の非線形曲げ挙動解析を行うために、過去に提案された耐荷力理論^{2)~5)}のような簡便性はないが、フランジをも考慮した桁全体を解析してそれを求める場合と比較すると、フランジと腹板を別々に扱うので、パラメーターがそれぞれに分離できるといった点においていくらか簡単である。また、従来、桁全体を板要素などを用いて有限要素解析^{17),18)}を行った例もあるが、圧縮フランジの垂直座屈に起因する崩壊を解析的に再現した例はないようである。

2. 曲げ耐荷力解析

(1) 腹板の支持力の評価法および曲げ耐荷力モデル

プレートガーダーに曲げモーメント M が作用すると腹板はそのうちの M_w を分担する。この分担曲げモーメント M_w に対応して、腹板は、初期たわみの存在あるいは座屈によって面外にたわみ u を生じる。曲げモーメント M_w の増加に伴って面外たわみが大きくなると、腹板がフランジを支える支持力は小さくなるのは明らかで

ある。いま、鉛直補剛材で挟まれたプレートガーダーの一區画に注目することとし (Fig.1 (a)), 圧縮フランジの水平座屈 (横倒れ座屈) は起こらないように横桁が配置されていると仮定する。そうすると、腹板の支持力をこれと等価なばねによって表現することが可能であれば、曲げ耐荷力は、ばねによって弾性的に支持された圧縮フランジの座屈問題として扱うことが可能となる。当然、ばね定数は腹板のたわみ u の関数として表わされる。

Fig.1 (b) に示すように、腹板分担曲げモーメント M_w に対応してたわみ u を生じたとすると、座標 y の位置における板厚 t_w 、幅 d_y なる腹板の帯板のフランジ支持力と等価な単位幅当たりのばね定数は、次のように導くことができる。

幅 d_y なる帯板に、 M_w に対応するたわみ $u_{(y,z)}$ が存在する状態で軸力 p が作用し、垂直方向に δ だけ縮んだと仮定する。このときの座標 z における曲げモーメント m は、たわみ $u_{(y,z)}$ を用いて

$$m = p \cdot u_{(y,z)}$$

であるから、仮想仕事の原理によって δ は、

$$\begin{aligned} \delta &= \int_0^h \frac{m \bar{m}}{EI} dz \\ &= \frac{12p}{Et_w} \int_0^h \left\{ \frac{u_{(y,z)}}{t_w} \right\}^2 dz \dots\dots\dots (1) \end{aligned}$$

となる。ここに、 E は弾性係数、 $I = t_w^3 \cdot d_y / 12$ は帯板の断面二次モーメント (t_w : 腹板の板厚) である。また、式 (1) では帯板の軸力による縮みは無視している。

ここで無次元化座標 $\eta = y/a$ 、 $\zeta = z/h$ (ただし、 a は補剛材間隔、 h は桁高) を用いてたわみを表わし、式 (1) と $p = k \cdot \delta$ の関係式を比較すると、座標 η における単位幅当たりのばね定数 $k_{(\eta)}$ は、

$$k_{(\eta)} = \frac{1}{12} \cdot \frac{Et_w}{h} \cdot c_{(\eta)} \dots\dots\dots (2)$$

となる。式中、 $c_{(\eta)}$ は、

$$c_m = \frac{1}{\int_0^l \left\{ \frac{u_{m,\xi}}{t_w} \right\}^2 d\xi} \dots\dots\dots (3)$$

で、無次元化された腹板単位幅当たりのばね定数と考えることができる。以後、 c を“基本ばね定数”とよぶことにし、ばね定数 k と区別する。

以上で腹板のフランジを支える支持力を、腹板のたわみを用いて表わすことができた。次に、本研究における曲げ耐力モデルについて説明する。

圧縮フランジは、Fig. 1 (c) に示すように、鉛直補剛材によってたわみ w に対して単純支持され、さらに腹板との接合辺で上記のばねによって弾性的に支持されている板あるいははりとする。そして、各荷重段階における腹板の曲げモーメント M_w に対応する上記のばね定数 k を考慮してフランジの座屈解析を行い、得られた座屈時の軸ひずみ ϵ_f と M_w の関係を図示すると、Fig. 2 の曲線 A-B-C を得る。

また、Fig. 2 の曲線 a-b は、腹板のみを取り出してこれに M_w が作用するときの圧縮縁の軸ひずみ ϵ_w と M_w の関係を示したものである。腹板の座屈後は、圧縮側ではたわみに起因して応力の欠損が起こり、これが腹板圧縮縁の応力を増加させる。したがって ϵ_w - M_w 曲線は下に凸となる。

プレートガーダーの曲げ耐力 M_u は、2本の曲線の交点 P のひずみ ϵ_{cr} に対応するフランジの圧縮力 P_{cr} を求めて、

$$M_u = P_{cr} \cdot h + M_{cr} \dots\dots\dots (4)$$

で近似する。ここに M_{cr} は腹板圧縮側の縁ひずみがフランジの座屈ひずみと一致するときの腹板曲げモーメントで、腹板パネルを取り出した解析で与えた曲げモーメントをそのまま採用した。

腹板パネルのみを取り出した解析では、腹板圧縮側の応力欠損によって圧縮縁のひずみは引張縁ひずみよりかなり大きくなる。式 (4) では、フランジの曲げモーメント $P_{cr} \cdot h$ を圧縮縁のひずみだけを用いて評価した。

これはフランジを考慮した場合には腹板の両縁ひずみには大きな差異は現われないことなどから、圧縮縁ひずみで代表させたが、 P_{cr} の評価にたとえば両縁ひずみの平均値を用いると耐荷曲げモーメント M_u は小さくなり、設計上は安全側となる。しかし、あまりこのような操作を行うと、フランジ垂直座屈による崩壊メカニズムそのものをとらえるといった本研究の主目的からはずれる危険性があると考えて、最も単純な形で耐荷曲げモーメントを与えた。

Fig. 2 で、 M_w が小さいとき、すなわち腹板のたわみが小さくフランジを支える腹板の剛性が十分に大きい場合には、圧縮フランジはねじれ座屈あるいは降伏することによって崩壊すると考えられる。圧縮フランジの座屈曲線の区間 A-B はこの崩壊性状を示しており、仮に、腹板のみを取り出した解析の ϵ_w - M_w 曲線 a-b が、区間 A-B で交わる場合には、そのプレートガーダーは圧縮フランジのねじれ座屈かあるいは降伏することによって崩壊すると判断される。なお、曲線 A-B は、降伏後の接線弾性係数 $E_t=0$ かつ残留応力がない場合には M_w 軸と平行 ($\epsilon_f = \text{const.}$) となるが、 $E_t \neq 0$ あるいは残留応力が存在するときには M_w の増加とともに座屈ひずみ ϵ_f は低下する。

一方、 M_w が増加し腹板のたわみが大きくなって、十分な腹板の支持力が期待できなくなると、フランジ垂直座屈に起因する崩壊形式となる。圧縮フランジの座屈曲線 B-C はこの崩壊形式を表わすもので、一般には、 M_w の増加につれてたわみが増大し、腹板の支持力も低下するのでフランジの座屈軸ひずみ ϵ_f は小さくなると考えられる。すなわち、点 B はフランジの崩壊形式の境界を示しており、 ϵ_w - M_w 曲線 a-b がフランジの座屈曲線のどの区間で交差するかといったことが、その崩壊形式を決定すると考えられる。

(2) 腹板パネルの有限変形解析

前節で述べたように、本解析では腹板の支持力をそのたわみを用いて評価するので、あらかじめ曲げを受ける腹板の面外変形挙動を把握しておく必要がある。腹板の曲げ挙動は初期たわみに比較的鋭敏に影響され、また特に後座屈挙動において幾何学的非線形性の強いことが知られている。

解析は、著者らが曲線桁用にすでに開発した幾何学的非線形性を考慮した有限要素プログラム¹⁷⁾を用いて行った。

桁の降伏モーメント M_y を耐力力の基準と考えるとき、腹板は弾性範囲内にあり、また、残留応力の存在によって一部分が塑性域に達したとしても大部分は弾性域のままであり、変形挙動としては弾性挙動と大差ないと考えられる。したがって腹板については弾性解析とした。

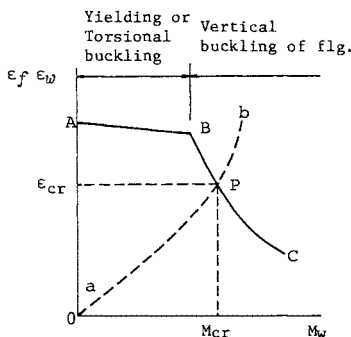


Fig. 2 Mechanism of collapse mode.

そしてこの場合には、座屈係数に相当する荷重パラメータ¹⁷⁾

$$k_w = \frac{M_w}{I_w} \cdot \frac{h}{2} \cdot \frac{h^2 t_w}{\pi^2 D_w} \dots \dots \dots (5)$$

(ただし、 $I_w = h^3 t_w / 12$ 、 D_w ：腹板曲げ剛度)と、無次元化されたたわみ u/t_w によってその挙動を表わすことが可能となり、基本ばね定数 c の値は、腹板縦横比 a/h および初期たわみの形状とその大きさをパラメータとして一意的に決定されることになる。

境界条件は、Fig. 1 (b) に示すように、たわみに対してフランジ-ウェブ接合辺で固定支持、鉛直補剛材接合辺ではりとして単純支持とした。フランジ-ウェブ接合辺を固定としたのは、過去に解析した結果¹⁷⁾から判断して、一般のプレートガーダーではフランジに比べて腹板は相対的に板厚が薄く、剛性的には固定支持に近い挙動となると考えたため、倉西・樋渡ら¹⁶⁾もこのことを指摘している。

また、初期たわみに関しては、代表的なやせ馬変形状のほかいくつかの初期たわみ形状を考慮して解析した。そして、実験値との比較においてはそれらの報告に掲載されている初期たわみに可能な限り近い形状とし、最大たわみもできるだけ一致させるよう注意を払った。初期たわみについて十分な報告がなされていない実験結果については、やせ馬変形の初期たわみ形状を適用して解析した。

このようにして得られた腹板のたわみを式(3)へ代入すると、基本ばね定数が求められる。しかし本解析では、式(3)の積分計算の簡便性およびフランジ座屈解析との間の操作性を図って、有限要素解析で求められた離散化された変位をいったん次のような級数

$$u = \sum_m \sum_n \phi_{mn} \sin m\pi\eta \left\{ a_n \xi^3 + b_n \xi^2 - \xi + \frac{1}{n\pi} \sin n\pi\xi \right\},$$

$$a_n = -1 - (-1)^n, \quad b_n = 2 + (-1)^n, \quad \dots \dots \dots (6)$$

に展開して表わし、数値積分によって基本ばね定数を求めた。

(3) 弾性支持されたフランジの弾塑性座屈解析

腹板によって弾性支持されたフランジの局部座屈解析は、フランジを平板とみなした有限帯板解析と、柱とみなした解析の両方を用いた。

平板とした解析では、フランジのねじれ座屈と垂直座屈の両方を考慮することが可能であり、断面寸法が明確なプレートガーダーの崩壊形式を解明するのに有益である。しかし、ねじれ座屈はフランジに関するパラメータ b/t_f 、 a/b によって支配されるのは明らかであるが、腹板の支持力のみ注目した耐荷力曲線について検

討するためには、これらのパラメータを除いた方が現象を把握しやすいと考えられた。そこで本解析では、ねじれ座屈を考えない柱の座屈解析も行うこととした。

座屈問題は仮想仕事の原理を用いて、

$$\delta U_0 + \delta U_k + \delta w_0 = 0 \dots \dots \dots (7)$$

と表わされる。ここに、 δU_0 はフランジのひずみエネルギー増分、 δw_0 は初期応力ポテンシャルの増分である。また、 δU_k は腹板の支持力を評価するばねの仕事増分で、

$$\delta U_k = \int_0^a k w \cdot \delta w dy \dots \dots \dots (8)$$

である。解析では、フランジは Fig. 1 (c) に示すように、鉛直補剛材によって単純支持されていると仮定し、この境界条件を満足するようなたわみ関数として y 方向に正弦級数を採用した。

有限帯板法による解析は、著者がすでに開発している曲線桁用のフランジ局部座屈解析プログラム¹⁸⁾を、弾塑性座屈解析が可能で、残留応力も考慮できるように改良して使用した。このとき、応力-ひずみ関係式として Bijlaard の式を採用し、残留応力は要素内で一定とした。また、柱とした解析でもフランジを適当に分割し(30程度)、分割された要素内の残留応力は一定と仮定した。そして塑性域に対しては接線係数理論を適用してその曲げ剛性を評価した。

ここで注意すべきことは、式(8)の積分でばね定数 k は座標 y の関数であるから、フーリエ級数でたわみを与えることの最大の利点である三角関数の直交関係を活用できなくなること、したがって、たわみ関数の各項に対する固有値を別々に求めて、その最小値を座屈荷重とするといった、多くの座屈問題で用いられている方法が適用できなくなる。なお、解析ではいくつかの例題について解析的検討を行い、たわみの y 軸方向の項数は 10 とした。

一方、材料学的な応力-ひずみ関係式は、Bilinear型とし、弾性係数 $E = 2.06 \times 10^5$ MPa (2.1×10^6 kg/cm²)、降伏後の接線弾性係数 $E_t = E/40$ とした。また、有限帯板法では弾性域のポアソン比 $\nu = 0.3$ を用いた。

また、残留応力は、Fig. 3 (a)、(b) に示すような、溶接型の残留応力形を仮定した。以下では、特に断らないかぎり Fig. 3 (a) の形状で $\sigma_{rc} = 0.5 \sigma_y$ 、 $\sigma_{rt} = \sigma_y$ とする。ここに、 σ_y は降伏応力を示す。

3. 計算結果と考察

(1) 腹板の支持力を表わすばね定数の分布

過去に行われた実験結果をもとに、腹板パネルのみを取り出した非線形挙動解析を行い、得られた腹板のたわみ分布と、それに対応した基本ばね定数の分布の一例を Fig. 4 に示す。Fig. 4 (a) および Fig. 4 (b) は、初期た

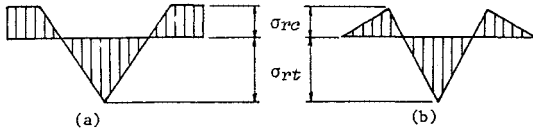


Fig. 3 Shape of residual stress.

わみと崩壊時における腹板のたわみ分布を示したもので、それぞれ中央断面 ($\eta=0.5$) の ξ 方向分布および腹板圧縮側 ($\xi=0.75$) の η 方向分布を示す。なお、実験値は文献 12) から読み取った。また、Fig. 4 (c) は腹板の負担曲げモーメント M_w を表わす荷重パラメーター k_w について、基本ばね定数 c の η 方向分布を示したものである。

Fig. 4 では、腹板の初期たわみ形状は ξ 方向に正弦 1 波形 (2 次モード)、 η 方向に正弦半波形 (1 次モード) を仮定し、初期たわみの最大値 $u_{\max}/t_w=2.1$ とした。これらの図から、腹板パネルを取り出した解析結果と実験結果は、腹板引張り側ではかなり大きな差異があるものの、圧縮側では両者はよく近似しており、腹板パネルのみを取り出した解析でも、実際の挙動の一応の把握は可能と思われる。また、引張り側で崩壊時のたわみに差異が現われているのは、解析では初期たわみ形状を十分に評価し得なかったことによると思われるが、後でも述べるように、基本ばね定数は特に圧縮側のたわみに支配されるようであり、曲げ耐荷力としては妥当な値を評価できたと考えられる。なお、他の実験結果についても、解析結果はたわみ性状をよくとらえていることが確かめられた。

一方、やせ馬変形状の初期たわみ ($u_{\max}/t_w=1$)

の場合に得られる基本ばね定数の分布を、各荷重パラメーターについて表わせば、Fig. 5 および Fig. 6 を得る。Fig. 5 は腹板幅厚比 $a/h=1.0$ の場合で、Fig. 6 は $a/h=0.75$ である。これらの図でも、各荷重パラメーターに対応させて、腹板圧縮側 ($\xi=0.75$) の η 方向たわみ分布を示した。

Fig. 4 (c) から、腹板負担曲げモーメントの増加につれてたわみは増加し、さらにこれに対応してばね定数が減少するのがわかる。また、腹板圧縮側のたわみが η 方向に 1 次モード形で増加する場合には、基本ばね定数は減少するが、中央付近で一定値に収束する傾向を示し、偏平な分布となる。しかし両端 ($\eta=0$ or 1) 付近ではたわみが小さいので、 c の値は急激に増加する。このような現象は、Fig. 5 あるいは Fig. 6 でも認められた。

しかし、荷重パラメーター k_w がさらに大きくなると、たとえば Fig. 5, $k_w>50$ では、腹板圧縮側のたわみは η 方向に 1 次モード～3 次モードへ移行するのがわかる。そしてこれに対応して、基本ばね定数分布はいったん中央 ($\eta=0.5$) で極値をもつ形状となり ($k_w=50$)、さらに進んで、中央のたわみが負の値に逆転すると、たわみが 0 となる位置 ($\eta=0.35$ および 0.65 付近) においてきわめて大きい極値を与える分布へ移行するのがわかる。このことは Fig. 6 でも認められるが、Fig. 6 ($a/h=0.75$) ではたわみ分布は非対称な 3 次モードとなっており、基本ばね定数の分布も対称な分布となっていないことがわかる。

ここで、Basler²⁾、あるいは長谷川・西野⁵⁾の耐荷力算定式に用いられている腹板の有効幅 h_e について検討する。いま Fig. 7 に示すように、板厚 t_w 桁高 h_e

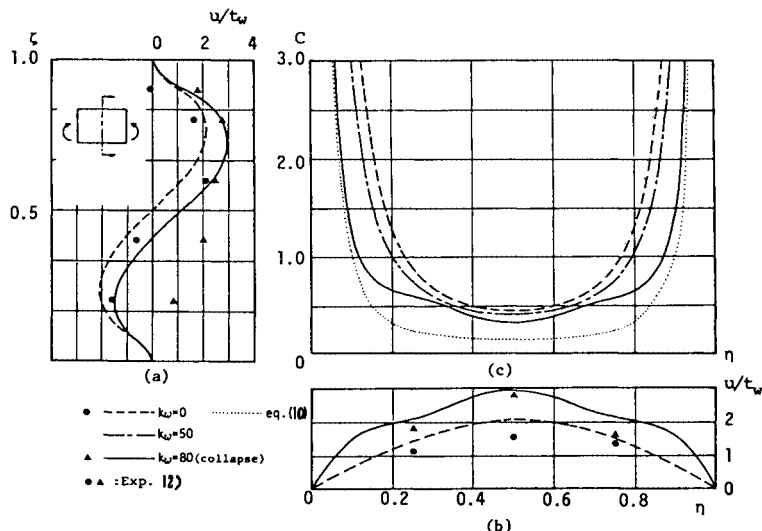


Fig. 4 Web deflection and distribution of basic spring constant (B-25-0).

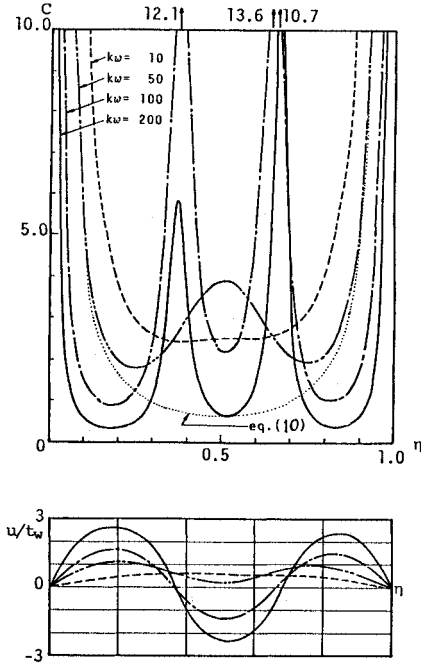


Fig. 5 Distribution of basic spring constant ($a/h=1.0$).

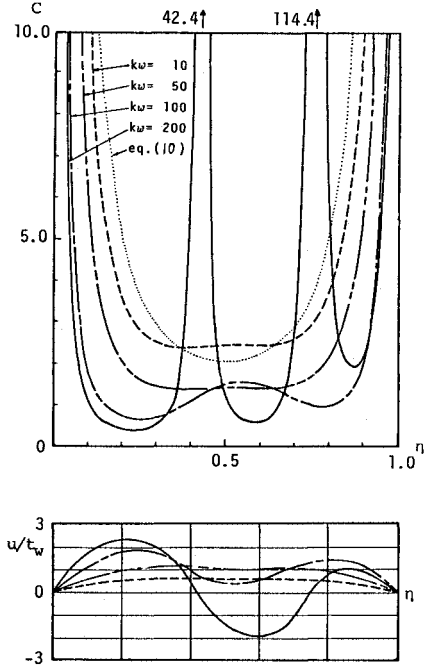


Fig. 6 Distribution of basic spring constant ($a/h=0.75$).

なる両端固定ばりが等分布荷重 q を受けてたわみを生じたとすると、たわみ曲線 w は、

$$w = \eta^2(1-\eta)^2 \frac{\alpha^4}{2\beta^3} \frac{q}{E} \left(\frac{h}{t_w}\right)^4 \dots\dots\dots (9)$$

となる。ここに、 h_e は腹板の有効幅 ($=\beta t_w$) と考え、 $\alpha = a/h$ (h は腹板高) である。上式を $q = kw$ と比較してばね定数 k を求め、さらに式 (3) と対応させた基本ばね定数 c を導くと、

$$c = \frac{24\beta^3}{\alpha^4} \left(\frac{t_w}{h}\right)^3 \frac{1}{\eta^2(1-\eta)^2} \dots\dots\dots (10)$$

を得る。

いま、 $\beta=30$ 、 $h/t_w=250$ とし、各腹板縦横比について c を求め、これを図示すると Fig. 4 (c) および Fig. 5, Fig. 6 の点線のようになる。これらの図からわかるように、式 (10) は荷重パラメーター k_w が 50~100 の間のばね定数とほぼ対応しており、桁の曲げ耐力に対する k_w がこの範囲にある場合には、式 (10) でも一応の支持力の評価が可能であると思われる。過去における実験結果の多くが腹板幅厚比 h/t_w は 150~250 の範囲にあり、本解析によれば崩壊時の荷重係数 k_w は 50~100 の範囲のものが多かったことを考えると、長谷川・西野らの耐力理論⁵⁾において、 $h_e=30 t_w$ を基本として腹板有効幅を定めているのは、それは応力的な考え方によって設定されたものであるが、実用範囲の腹板をもつプレートガーダーに対しては、T 型柱モデルの曲げ剛性

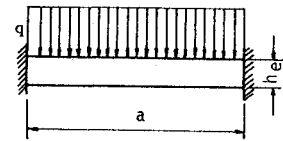


Fig. 7 Fixed beam subjected to distributed load.

的な評価においても妥当性があると判断される。

しかし、腹板幅厚比のきわめて大きいプレートガーダーでは、 k_w が 200 以上で崩壊する場合も十分に考えられ、このようなプレートガーダーに対しては正確な腹板支持力を評価した解析が必要であると思われる。

(2) 実験結果との比較

過去に行われた曲げ耐力実験結果のうち、その崩壊性状がフランジの局部座屈に起因すると思われるものを選び、その実験値 M_u^e と本解析における耐力モデルによって得られた曲げ耐力 M_u^a を表わしたものが Table 1 である。Table 1 には、解析に使用した残留応力および初期たわみの大きさ u_{0max} とその形状もあわせて示した。表中、F. S. M. は有限帯板法による板の座屈解析から、また、BEAM は柱とみなした曲げ座屈解析から得られた耐力 M_u^a を示す。

Table 1 から、柱とした解析結果は有限帯板法による結果よりもいくらか高めの曲げ耐力を与えていることがわかる。また、フランジ局部座屈に起因すると思われる桁では、実験値と解析値との最大誤差は、有限帯板法

Table 1 Comparison of tests with analysis.

No.	Ref.	Test Girder	b/2t _f	a/h	h/t _w	M _y (flg.) kg/m ²	Used Initial Deflections of Web			Used Residual Stress in Fig.-3			M _y ^u /M _y	N _y ^u /t _w	
							m	n	U _{max} /t _w	type	σ _{rc} /σ _y	σ _{rt} /σ _y		F.S.H	BEAM
1	Cooper Konishi et.al 8)	LD-1	7.94	1.0	443.5	26.40	1	2	1.33	a	0.5	1.0	0.891(Y)	0.809(V)	0.848
2	et.al 10)	C	10.00	1.0	200.	50.00	2	1	0.3	a	0.5	1.0	0.906(T)	0.850(V)	0.947
3	Hasegawa et.al 15)	B-17-A	11.91	0.75	172.	28.66	1	1	1.0	a	0.5	1.0	1.03 (Y)	1.032(Y)	1.067
4		B-17-B	11.91	1.5	172.	28.66	1	1	1.0	a	0.5	1.0	1.01 (Y)	1.070(Y)	1.072
5		B-21-A	11.91	0.75	212.	28.66	1	1	1.0	a	0.5	1.0	1.00 (V)	0.982(V)	1.074
6		B-21-B	11.95	1.5	212.	28.66	1	1	1.0	a	0.5	1.0	0.98 (V)	0.984(V)	—
7		B-25-A	11.91	0.75	252.	28.66	1	1	1.0	a	0.5	1.0	0.92 (V)	0.923(V)	0.974
8		12)	B-25-0	12.56	1.5	257.	24.74	1	2	2.14	b	0.3	0.5	0.835(V)	0.872(V)
9	Ohmura	H-1	14.3	1.01	176.	36.55	3	3	1.10	b	0.5	1.0	0.761(T)	0.788(T)	—
10	Basler 7)	G4-T2	7.86	0.75	387.6	26.44	1	3	1.0	a	0.5	1.0	0.954(V)	0.931(V)	0.943
11		G2-T2	7.93	0.75	185.2	27.14	1	1	1.0	a	0.5	1.0	0.966(Y)	1.108(Y)	—

m:Numbers of dominant waves in y-direction, n:Numbers of dominant waves in z-direction
(Y):Flange yielding, (T):Flange torsional buckling, (V):Flange vertical buckling

で5%, 柱とした解析では7%程度であり, 本解析における耐力モデルがフランジ垂直座屈に起因する崩壊性状をよく説明していると考えられる。

No. 8桁で, 実験結果が解析結果に比べて低めの値を与えているのは, Fig. 4 (a) に示すように腹板引張側において実験によるたわみが解析のそれよりもかなり大きな値となっており, 腹板パネルの挙動解析で初期たわみを十分に評価できなかったためと考えられる。このように, 初期たわみの形状によってその後の腹板のたわみ挙動が影響され, さらに曲げ耐力も比較的鋭敏に影響されるようである。表には示さなかったが, いくつかの初期たわみ形状について曲げ耐力を求めると, 降伏モーメント M_y に対して最大5%程度変動する結果が得られた。特に h/t_w の小さい桁では, Fig. 2において交点Pに対応する荷重パラメーター k_w は低い値となると考えられ, この場合には初期たわみの大きさに大きく影響されることが予想される。

また, Table 1で耐力モーメント M_y^u が降伏モーメント M_y よりもかなり大きな値となっている桁があるが, これは残留応力 σ_{rt} を考慮したためで, たとえば $\sigma_{rt} = \sigma_y$ の場合, フランジが全降伏するときの圧縮縁ひずみは降伏ひずみの2倍であり, このときの腹板曲げモーメントが M_y に対応する腹板分担モーメント ($=I_w/I \cdot M_y$) を越えることを示している。残留応力がない場合には, フランジが降伏するときの腹板の曲げモーメントは, 腹板圧縮縁が降伏ひずみに達したときの曲げモーメントとなり, これが Basler ら²⁾の提案した腹板座屈後の応力欠損を考慮した極限抵抗モーメントに対応する腹板モーメントと考えることができる。

No. 11桁はフランジが全降伏する場合の解析結果で, 解析値は実験値よりもかなり高めの耐力を与えてい

る。これは, 上記の腹板の分担する曲げモーメントの評価法に起因していることも考えられ, この腹板モーメントの評価については今後の検討課題であろう。たとえば, 腹板の圧縮縁が降伏した後は, その後の腹板の曲げモーメントの増加量は考慮しないこととすると設計計算上は安全側の曲げ耐力評価が可能となる。ちなみに No. 11桁でこの考え方に従った耐力計算を行うと, Fig. 2で点Pに対応する荷重パラメーター k_w は73.2であるのに対し腹板圧縮縁が降伏ひずみになるときの k_w は45.4でありこの場合 $M_y^u/M_y = 0.992$ で, 実験値との誤差は2.7%である。

本研究では圧縮フランジの垂直座屈に起因する崩壊メカニズムの解明に重点をおいた。したがって, このような操作を行うことは設計上有益で, またきわめて重要と思われるが, 上記評価法はさらに新たな仮定を導入することになるので, 本研究ではあえて採用しないこととし, 腹板パネルの弾性挙動から得られる曲げモーメント M_w をそのまま耐力力の計算に適用した。

(3) 耐力力曲線

Fig. 5およびFig. 6に示す腹板パネルの支持力を考慮して圧縮フランジの弾塑性座屈解析を行い, 求めた曲げ耐力力を腹板幅厚比とともに表わせば, それぞれ Fig. 8, Fig. 9を得る。図中, 太い破線はフランジを柱とみなした場合で, フランジ垂直座屈のみを考慮したもの, また太い実線および一点鎖線は有限帯板法による耐力力で, それぞれフランジの垂直座屈とねじれ座屈を示す。これらの図では, フランジ降伏応力 $\sigma_y = 353 \text{ MPa}$ (3600 kg/cm^2), フランジ突出脚の幅厚比 $b/2t_f = 13$, フランジ-ウェブ面積比 $A_w/A_f = 1$ であり, 残留応力分布は Fig. 3 (a)の形状を使用し, $\sigma_{rc} = 0.5 \sigma_y$, $\sigma_{rt} = \sigma_y$ とした。また Fig. 8~Fig. 9では, Basler らの理論に忠実に従っ

た耐荷力曲線²⁾および長谷川らの耐荷力曲線⁵⁾を、細線を用いてあわせて示した。

これらの図から、有限帯板法による結果と柱とした解析結果を比較すると、後者はフランジ垂直座屈に関して最大0.05 M_y 程度高めの値となっている。

また、有限帯板法による結果では、たとえば Fig. 9 は、 $h/t_w < 180$ なる腹板幅厚比ではフランジねじれ座屈が現われ、 $h/t_w > 180$ の範囲でフランジ垂直座屈に起因する崩壊形式となることを示している。なお、図ではフランジとウェブの接合辺を単純支持とした局部座屈解析（ねじれ座屈）の結果を太い一点鎖線で示したが、ばね定数を考慮した座屈解析でもねじれ座屈が現われる範囲ではこれと一致した結果が得られた。

Basler によると、 $h/t_w > 156$ で降伏モーメント M_y が保証され $h/t_w > 320$ ではフランジの垂直座屈が起こる。そして h/t_w が 156 から 320 の間で腹板の応力欠損を考慮した極限抵抗モーメントとなる。これに対し、Fig. 8 および Fig. 9 では、フランジのねじれ座屈が拘束された場合には、本解析の場合 $h/t_w > 200$ の範囲でフランジ垂直座屈を起こす危険性があることを示しており、この点で長谷川の理論と共通する。しかし $h/t_w > 300$ では、本解析における腹板幅厚比に伴う耐荷力の低下は、長谷川の理論よりもかなり大きく現われている。そして本解析の耐荷力の低下の度合は、幾分小さめであるが、Basler の曲線のそれによく類似しているのがわかる。Basler と本解析における耐荷力モデルにおいて、フランジ垂直座屈に対する考え方が全く異なっているにもかかわらず、その低下の程度が類似した耐荷力曲線を与えているのはきわめて興味深い。また長谷川の理論との差異は、T 型柱モデルにおいて腹板の有効幅の決め方に起因しているのは明らかで、この有効幅の決定についてはなお十分な検討が必要と思われる。

Fig. 9 で、本解析結果は $250 < h/t_w < 300$ で耐荷力が一定値となる部分が生じ、Fig. 8 のようになめらかな曲線とはなっていないのがわかる。これは、Fig. 6 からわかるように、腹板の荷重パラメーター $k_w = 80$ 付近で、そのたわみ性状に急激な変化（座屈現象）が現われたことに起因していると考えられる。すなわち $h/t_w < 250$ では、フランジ垂直座屈は腹板圧縮側のたわみが η 方向に 1 次モードのときに発生し、薄い腹板 ($h/t_w > 300$) では、後座屈挙動が支配的な非対称 3 次モードの腹板たわみ形でそれが起こるためと思われる。このことから h/t_w が比較的小さい桁では初期たわみの大きさが耐荷力にかなり影響することが予想される。

一方、腹板縦横比 $a/h = 1$ 、フランジ突出脚幅厚比 $b/2 t_f = 13$ で Fig. 5 に対応する腹板初期たわみを有するプレートガーダーのフランジ垂直座屈について、降伏

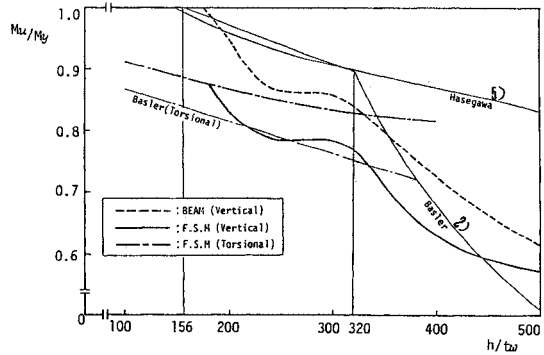


Fig. 8 Ultimate moment at $a/h=1$.

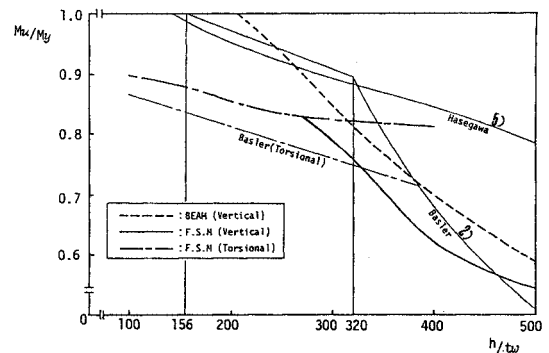


Fig. 9 Ultimate moment at $a/h=0.75$.

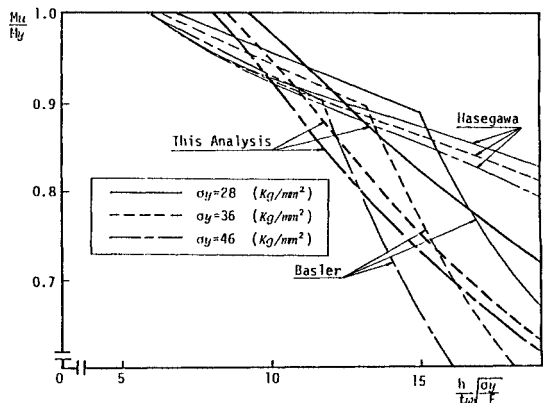


Fig. 10 Ultimate moment vs. $h/t_w \sqrt{\sigma_y/E}$ for yielding stresses ($a/h=1$, $b/2 t_f=13$, $A_w/A_f=1$).

応力が変化する場合の耐荷力曲線を示したものが Fig. 10 である。図はフランジを柱とみなした解析から得られた耐荷力を示しており、Basler²⁾および長谷川⁵⁾の理論による耐荷力曲線もあわせて示した。Fig. 10 からは、本解析は降伏応力が小さいほど同じ $h/t_w \sqrt{\sigma_y/E}$ に対して耐荷力は高く現われており、他の耐荷力曲線と同様な傾向を示しているのがわかる。

長谷川の曲線では、降伏モーメントを確保する腹板幅厚比を $h/t_w\sqrt{\sigma_y/E}$ で表わすと降伏応力に関係なく6程度となるが、本解析では、このパラメーターを用いても降伏モーメントを与える幅厚比は一致せず、降伏応力が小さいほどそれは大きくなる。また、降伏モーメントを与える腹板幅厚比が、本解析では他の理論と比べて大きく現われているが、これは先に述べたように腹板の分担する曲げモーメントの評価法に起因すると考えられる。

Fig. 11 は、残留応力の影響を示したもので、この場合、Fig. 5 に対応する初期たわみを仮定し、 $\sigma_y=353\text{ MPa}$ ($3\ 600\text{ kg/cm}^2$)、 $a/h=1$ 、 $b/2\ t_f=13$ とした。また、各曲線に示す Type a)、Type b) の a)、b) は Fig. 3 (a)、(b) に対応する形状を示す。Fig. 11 から、残留応力のある場合はない場合に比べて耐力が低く現われているのがわかる。中でも、Fig. 3 (a)、 $\sigma_{rc}=0.5\ \sigma_y$ 、 $\sigma_{rt}=\sigma_y$ の場合には特にその低下が大きく、Fig. 3 (b)、 $\sigma_{rc}=0.3\ \sigma_y$ 、 $\sigma_{rt}=0.5\ \sigma_y$ に比べ、 $h/t_w=500$ で $0.1\ M_y$ 程度低い耐力を与えている。そして残留応力の形状の差異が耐力に影響するのは、腹板幅厚比が大きい場合に顕著であり、降伏モーメントに達するような小さい幅厚比付近 ($h/t_w=200$) ではその影響は小さくなる。

また、残留応力のない場合には、 $h/t_w < 375$ ではフランジは全降伏し、腹板の分担曲げモーメントの減少分だけ降伏モーメントよりも低い耐力を与えることになる。これは Basler の極限抵抗曲げモーメント²⁾と共通するところであるが、フランジ垂直座屈を起こす腹板幅厚比は Basler によると 320 となり、本解析結果はかなり高めの耐力を与えていることがわかる。しかし、残留応力がある場合には、本解析結果は残留応力の形状にかかわらず Basler の曲線によく近似しているのがわかる。

4. 結 論

本研究では、圧縮フランジの垂直座屈に起因するプレートガーダーの曲げ崩壊性状を、腹板がフランジを支える支持力の評価といった面からとらえて、その解明を試みた。

本解析における耐力モデルでは、1) 垂直補剛材とフランジで囲まれた腹板パネルの非線形曲げ挙動解析から得られる腹板のたわみを用いて、腹板がフランジを支える支持力を、等価なばねに置き換えて評価し、2) プレートガーダーの崩壊を、このばねによって支持された圧縮フランジの弾塑性座屈問題としてとらえ、3) 腹板縁ひずみとフランジ座屈ひずみが一致するときのフランジ圧縮力によるモーメントと腹板のモーメントによって、耐力モーメントを与えた。

種々のプレートガーダーの曲げ耐力解析を行い、検

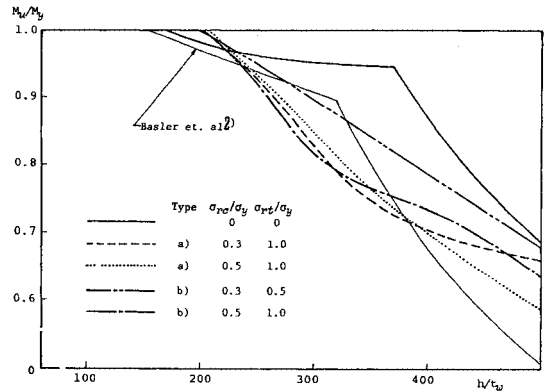


Fig. 11 Ultimate moment with residual stresses.

討した結果をまとめれば次のようになる。

- (1) 腹板パネルを取り出した非線形挙動解析結果から得られたばね定数は、腹板圧縮側のたわみ性状に主に支配され、その挙動と対応して複雑な分布となる。
- (2) 250 程度の腹板幅厚比をもつプレートガーダーでは、腹板有効幅 $30\ t_w$ は、腹板の支持力を表わす剛性的な意味において妥当であると考えられた。しかし、腹板幅厚比が大きい場合には、腹板有効幅の設定についてはなお十分な検討が必要であると思われる。
- (3) 過去において行われた実験結果と比較することによって、本研究における耐力モデルがフランジ局部座屈に起因するプレートガーダーの崩壊性状をきわめて的確に表現することを示した。
- (4) フランジ垂直座屈が発生する場合、本解析結果は、特に残留応力がある場合には、Basler らの理論曲線によく類似した曲線となった。
- (5) 残留応力の分布形状の差異が耐力に及ぼす影響は、腹板幅厚比が大きいほど顕著である。また、初期たわみは、腹板幅厚比が小さい場合、耐力に比較的鋭敏に影響すると考えられる。

本研究における耐力モデルは、フランジを支える腹板支持力を、腹板面外たわみと関連させて正確に評価した点に大きな特徴がある。腹板面外たわみは、初期たわみをもつ直桁あるいは後座屈のみならず、特に曲線桁においては荷重の小さい段階から必ず生じるのは明らかで、この耐力モデルは、曲線桁の曲げ耐力推定にきわめて有用であると考えられる。

参 考 文 献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説Ⅰ共通編、Ⅱ鋼橋編、昭和55年。
- 2) Basler, K. and Thurlimann, B.: Strength of plate girders in bending, Proc. of ASCE, Vol. 87, No. ST 6, pp. 153~181, Aug. 1961.

- 3) 秋田好雄・藤井登喜男：座屈と塑性を考慮した最小重量設計，第2報，造船協会論文集，第120号，pp.156~164，1966.
- 4) Herzog, M.A.M. : Ultimate static strength of plate girders from tests, Proc. of ASCE, Vol.100, No. ST 5, pp. 849~864, May, 1974.
- 5) 長谷川彰夫・和田耕造・西野文雄：プレートガーダーの曲げ耐力に関する新しい理論，土木学会論文報告集，第360号，pp.33~42, Aug., 1980.
- 6) Watnabe, E. : Post buckling analysis of rectangular panels with flanges behaving elasto-plasticity, Proc. of JSCE, No.220, pp.117~130, Dec., 1973.
- 7) Basler, K., Yen, B.T., Mueller, J.A. and Thurlimann, B. : Web buckling tests on welded plate girders, WRC Bulletin, No.64, USA, Sept., 1960.
- 8) Cooper, P.B. : Strength of longitudinally stiffened plate girders, Proc. of ASCE, Vol.93, No. ST 2, pp. 419~451, Apr., 1967.
- 9) Owen, D.R.J., Rocky, K.C. and Skaloud, M. : Ultimate load behaviour of longitudinally reinforced web panels subjected to pure bending, Publ. of IABSE, Vol.30- I, pp.113~148, 1970.
- 10) 小西一郎編：プレートガーダーの耐力に関する理論と実験，関西橋梁鉄骨溶接研究会，昭和40年6月.
- 11) 小西一郎・米沢 博：プレートガーダーの座屈に関する調査と研究，関西橋梁鉄骨溶接研究会，昭和44年2月.
- 12) 長谷川彰夫・西野文雄・奥村敏恵：水平補剛材を有するプレートガーダーの曲げ耐力実験，土木学会論文報告集，第234号，pp.33~44, Feb., 1975.
- 13) 森脇良一・藤野真之：初期不整を有するプレートガーダーの純曲げ強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第264号，pp.1~15, Aug., 1977.
- 14) 長谷川彰夫・堀口隆良・西野文雄：プレートガーダーの耐力に関する一考察（上）（下），橋梁と基礎，Vol.11, No.4, No.5, pp.25~32, 8~12, Apr., May, 1977.
- 15) 長谷川彰夫・和田耕造・西野文雄：ウェブの剛性に注目したプレートガーダーの曲げ耐力実験，土木学会論文報告集，第305号，pp.1~9, Jan., 1981.
- 16) 樋渡 滋・倉西 茂：曲げを受けるI型断面曲線プレートガーダーの弾性有限変位挙動について，構造工学論文集，Vol.31 A, pp.197~207, Mar., 1985.
- 17) Fujii, K. and Ohmura, H. : Nonlinear behaviour of curved girder-web considered flange rigidities, Proc. of JSCE Structural Eng./Earthquake Eng., Vol.2, No.1, pp.45s~55s, Apr., 1985.
- 18) 藤井 堅・大村 裕・河野泰直：有限帯板法による曲線桁フランジの局部座屈解析，土木学会第35回年次学術講演会講演概要集I-139, pp.275~276, Sept., 1980.
(1986.2.28・受付)