

曲げを受ける曲線 I 形桁の弾塑性断面変形挙動

ELASTO-PLASTIC BEHAVIOUR OF CROSS-SECTIONAL DEFORMATIONS OF CURVED I-GIRDERS IN BENDING

藤 井 堅*・大 村 裕**

By Katashi FUJII, Hiroshi OHMURA

Curved I-girders in bending are analysed by finite element method, considering geometrical and material nonlinearity.

Particularly, the shared bending moment in web panel is evaluated from the circumferencial stress which is smaller than that by the beam theory. In the elasto-plastic range where flange yielding occurs prior to the appearance of remarkable nonlinearity of web, there is little decrease of web bending moment which decreases remarkably in elastic analyses.

1. まえがき

直線プレートガーダーの曲げ耐力については、すでに数多くの実験的・解析的研究¹⁻²⁾がなされており、実験結果をかなりの精度で表現しうる耐力力算定式も提案されている³⁻⁶⁾。これに対して曲線桁では、いままでに数多くの架設例をみながらも、その力学性状、特に曲げにともなう断面変形あるいは耐力性状については、いまだ十分な説明がなされていないようである。このように、曲線桁の力学性状あるいは耐力性状が明らかにされていない最も大きな理由は、パラメーターとして曲率加わるために、1) 直桁に比べて梁としての力学性状が著しく複雑で、しかもねじりにともなうフランジにherical tensionが発生するなど幾何学的非線形性が強いこと、さらに2) 薄肉構造物特有の問題である桁の断面変形、とくに腹板の面外変位が荷重の小さい段階から発生し、幾何学的非線形性がきわめて強いことであると考えられる。

従来、曲線桁の幾何学的非線形挙動あるいは耐力力に関しては、たとえば渡辺・稼濃・薄木⁷⁾の研究や、前川・吉田の耐力解析⁸⁾などがあるが、これらの研究では断面変形を考慮していないようである。一方、曲線桁腹板の非線形曲げ挙動あるいは応力性状について説明を試みたものに、Dabrowski・Wachowiak⁹⁾、Culver・Dym¹⁰⁾⁻¹¹⁾、三上・古西・米沢¹²⁾、倉西・樋渡¹³⁾⁻¹⁵⁾の研究がある。また末武・平嶋・依田¹⁶⁾、中井・北田・大南・川井¹⁷⁾は、水平補剛材を有する曲線桁を板殻構造としてとらえ、弾性非線形有限要素解析によってその曲げ挙動を解析した。筆者らも、腹板のみを取り出したモデル化解析では、曲げにともなう連成するねじりモーメントの影響を考慮することが不可能であることを指摘し、鉛直補剛材で挟まれ

* 工修 広島大学工学部第四類 (〒724 東広島市西条町大字下見)

** 工博 広島大学工学部第四類 (同 上)

た曲線桁の一区画の両端で実際の曲線桁の断面力が考慮可能な解析法を提案するとともに、板殻構造有限要素解析を行なって、曲げを受ける曲線桁の弾性非線形挙動の解明を試みた¹⁸⁾。しかしながら、これらの解析では、幾何学的非線形性のみを考慮するに留まっており、断面変形をともなう曲線桁の曲げ耐荷力を解明するためには材料学的非線形性をも考慮しなければならないのは明らかである。

本研究は、鉛直補剛材で挟まれた曲線桁の一区画に対し、幾何学的非線形性のみならず材料学的非線形性をも考慮した弾塑性板殻構造解析を行なって、曲げを受ける曲線 I 形桁の耐荷力解明のための一資料を得ることを試みたものである。上記の諸研究⁹⁻¹⁵⁾では、腹板のたわみに起因して腹板の負担する曲げモーメントの欠損が起こることが指摘されている。本研究でもこの腹板の応力欠損に特に注目し、フランジのねじれ座屈現象あるいはフランジの塑性域の進展が腹板の曲げモーメント分担率におよぼす影響について検討した。

解析には、文献18)と同様な解法を採用したが、これにZienkiewicz、山田が導出した増分形で表わされた応力-ひずみ関係式²¹⁾を適用して弾塑性解析が可能となるよう改良した。なお、桁の製作過程で発生する避けることのできない初期不整が、耐荷力に大きく影響するのは明らかであるが、解析では残留応力のみを考慮することとし、初期たわみは考えないこととした。

2. 曲げを受ける曲線 I 桁パネルの弾塑性板殻解析

曲線桁は、フランジを扇形板、腹板を円筒曲板とみなすことができる。本解析では、鉛直補剛材で挟まれた曲線 I 型桁の一区画を取り出し、これに扇形板要素と曲面要素を用いて、曲げを受ける曲線桁の板殻構造有限要素解析を行なった。本研究では、曲線桁断面変形の弾塑性挙動の解明を主な目的としているので、筆者らが既に開発した断面変形に関する弾性有限変位解析法¹⁸⁾を改良し、塑性域をも考慮できるようにした。塑性に関しては、流れ理論に基づいた応力-ひずみ関係式²¹⁾を適用し、降伏条件には von Mises の条件を採用した。また、材料は完全弾塑性体を仮定し、ひずみ硬化はないものとした。

なお、解析に使用したこれらの要素の変位関数には、剛体変位および剛体回転を正確に表現する試みがなされている。

また、鉛直補剛材で挟まれた曲線桁の一区画を取り出した場合には、その両端断面では断面の変形はないと考えられるので、両端では梁の変位場仮定が満足されるように解析上の工夫がなされている。したがって曲線桁の一区画の両端断面における境界条件は、梁としての七つの変位成分を用いて与えられる。本解析では、両端でねじれ角 ϕ_θ^* を拘束し、たわみ w^* に対して単純支持とした。また、両端の反り拘束はないものとした。

荷重条件は曲げ状態を想定し、中央断面の曲げモーメント M_c を基準として、両端に $M_c \cdot \cos(\alpha/2)$ なる曲げモーメントを作用させた。

図-1 に解析に使用した両端断面における境界条件および荷重条件を示す。図中、* のついた変位は、端断面のせん断中心における梁としての変位を示す。

3. 解析パラメータ

曲線桁の耐荷力に大きく関係するパラメータは、フランジの自由突出幅厚比 b/t_f 、腹板幅厚比 h/t_w 、腹板縦横比 $R\alpha/h$ 、フランジ・ウェブ面積比 A_{fc}/A_w などの直桁に関するパラメータのほか、曲率が加わるが、腹板では曲率と腹板幅厚比をあわせて考えた曲率パラメータ $Z = h^2 \sqrt{1-\nu^2}/R/t_w$ が代表的である。本研究では、これらのパラメータのうち、腹板の剛性

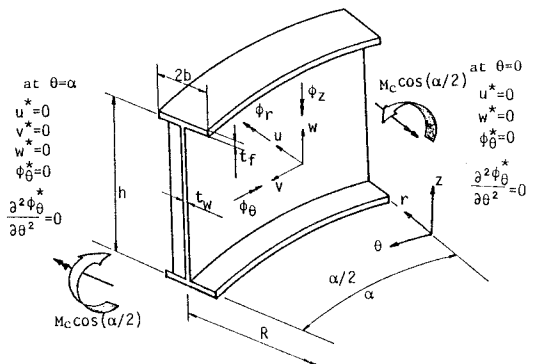


図-1 解析条件

が断面変形あるいは弾塑性挙動におよぼす影響に注目し、腹板幅厚比 h/t_w を主に变化させ、他のパラメータはできるだけ一定とした。また腹板幅厚比 $h/t_w=300$ の桁については腹板縦横比 $R\alpha/h$ の影響についても検討した。腹板幅厚比はかなり薄い腹板をも想定し $100 \leq h/t_w \leq 500$ とし、腹板縦横比は実橋で用いられる範囲 $R\alpha \leq 1.5$ とした。また、固定したパラメータに関しては、桁高 $h=120\text{cm}$ とし、フランジ自由突出幅厚比 $b/t_f=13.3$ は道路橋示方書²¹⁾の規定($b/t_f < 16$)を満足する値を用いた。そして、フランジ・ウェブ面積比 $A_{fc}/A_w=1.0$ とした。曲率パラメータ Z は、過去の実績²³⁾を考慮するとともに、既に行なわれた解析結果¹⁸⁾との比較も考えて $Z=11.45$ とした。したがって、 h/t_w の変化にともなって曲率半径 R は $10\text{m} \sim 50\text{m}$ 程度の範囲で変化している。なお、比較のために既に行なわれている弾性解析では、フランジ自由突出幅厚比 $b/t_f=16.7$ である。

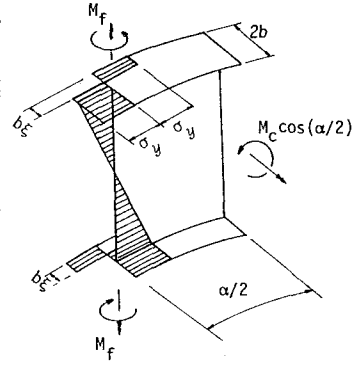


図-2 降伏モーメントの応力状態

また、曲げモーメントの大きさは、弾性解析では座屈係数に対応する荷重パラメータ $k = M_c/I \cdot h/2 \cdot (h^2 t_w / \pi^2 D_w)$ によって表わす場合があるが¹²⁾、¹⁸⁾、耐荷力を表わす場合には、 M_c/M_{yc} が考えられる。ただしこの場合の降伏モーメント M_{yc} は、図-2に示すように、曲率に起因して発生するフランジの面内曲げ応力を考慮したものをを用いるのが妥当であろう。このときフランジのひずみ分布の直線性を考えると、フランジ全領域が降伏した状態ではフランジ・ウェブ接合辺上のひずみは降伏ひずみを越えることになる。したがって腹板の縁近傍部分は塑性域に達していなければならない。図-2に示すような腹板の応力状態は実際には考えられない。しかし図-2のような応力状態を想定することによって、直桁のフランジ降伏モーメントの考え方と同じ基準で曲線桁の曲げ耐荷力が評価可能と思われる。

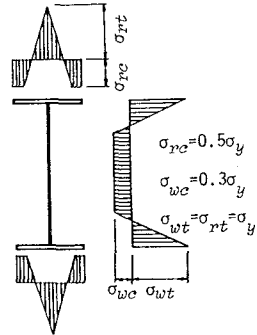


図-3 残留応力

本解析における境界条件の下では、フランジに発生する面内の曲げモーメント M_f は、近似的に、中央断面から腹板の両端を結ぶ弦に下ろした垂線の距離(ライズ) $\delta = R \{1 - \cos(\alpha/2)\}$ と、フランジ軸力 $P = M_c/I \cdot h/2 \cdot A_{fc}$ との積で与えることができるので、フランジ面内の曲げモーメント M_f をも考慮した降伏モーメント M_{yc} は、

$$M_{yc} = \sigma_y \cdot h \{ A_{fc}(1 - \xi) + A_w/6 \} \quad \dots \dots \dots (1)$$

と表わすことができる。ここに、 ξ は図-2に示すように、曲げと圧縮力を同時に考えたときに圧縮フランジに引張応力が発生する領域を示し、

$$\xi = 1 + \lambda - \sqrt{1 + \lambda^2}, \quad \lambda = \delta/b \quad \dots \dots \dots (2)$$

である。したがって、降伏モーメント M_{yc} は直桁の場合と異なり、ライズ δ の関数でもあることに注意する必要がある。

また、弾性係数 $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$ ($2.1 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$)、ポアソン比 $\nu=0.3$ 、降伏応力 $\sigma_y=294 \text{MPa}$ (3000kg/cm^2)とした。

残留応力は、図-3に示すような溶接型のものを使用した。ただし腹板の残留応力に関しては、実際の曲線桁腹板の桁高は大きく、また板厚は薄いと考えられるので、腹板の圧縮残留応力 σ_{wc} は小さいと考えられること、また筆者らが行なった曲線桁($h/t_w=176$)の残留応力測定結果²⁵⁾でも $\sigma_{wc}=0.03 \sigma_y$ ときわめて小さい値であったことを考慮して、 $\sigma_{wc}=0.03 \sigma_y$ は $h/t_w=120$ 、 $R\alpha/h=1$ の場合にのみ採用し、他の解析ケースでは腹板の残留応力は考慮しないこととした。

4. 結果と考察

パラメトリック解析を行なって得られた曲線桁腹板のたわみの一例を、図-4に示す。図には、以後の考察を行なうために、特に着目した点あるいは断面の位置もあわせて示した。以下では、図-4の記号を用いて位置を表わすこととする。

解析によって得られた変位、たとえば図-4のC-C断面の腹板のたわみは、梁のねじれ角によって生じる腹板の r 方向変位と断面変形に起因して現われるそれとが加えられた形で現われる。本解析では、フランジねじれ角や腹板のたわみなどの変位は、

文献18)と同様な手法によって、梁の変位と断面変形による変位とに分解して表現し、ここでは断面変形に起因する変位だけを示した。なお、梁のねじれ角による変位は、解析したスパンが短いこともあって、図-4でもわかるように断面変形による変位に比べて極めて小さい値であった。

(1) 断面変形による変位

腹板縦横比 $R\alpha/h=1$ とし、各腹板幅厚比 h/t_w について断面変形にともなう変位を示せば、図-5～6を得る。ここで図-5および図-6は、それぞれ中央断面圧縮側

(点B)の腹板面外変位と点Aのフランジねじれ角を、荷重係数 k について表わしたものである。本解析では図-3のような残留応力を仮定しているので、荷重初期から引張フランジにおいて塑性域が徐々に進展するが、これらの図では、圧縮フランジの曲率中心側の縁が降伏するときの荷重係数もあわせて示した。また、圧縮フランジのみを取り出して有限帯板法により弾塑性ね

じれ座屈解析を行ない、得られた座屈圧縮力を用いて梁理論から計算される座屈モーメントも図-6に示した。この座屈解析では、フランジウェブおよびフランジ鉛直補剛材接合辺上で、たわみに対して単純支持を仮定した。

図-5から、腹板圧縮側のたわみ u/t_w は、弾性域では h/t_w の大きさにかかわらず荷重係数 k に対してほぼ同じ値となっているのがわかる。これは、本解析では曲率パラメータ $Z(=11.45)$ を一定としたためと考えられる。また、本解析程度のフランジ($b/t_f=13.3, A_{fc}/A_w=1$)では、腹板のたわみ挙動におよぼすフランジ剛性の影響は各ケースとも同じ程度であることを図-5は示している。

また図-5は、腹板幅厚比 $h/t_w \leq 200$ の場合には、弾性解析($h/t_w=300$)にみられるような腹板の幾何学的非線形挙動が顕著となる前に塑性域の影響を強く受けており、道路橋示方書²²⁾のプレートガーダーの腹板幅厚比制限($h/t_w \leq 152$)を満足する曲線桁では、腹板の幾何学的非線形挙動が曲げ耐力力におよぼす影響はそれほど大きいものではないことを示している。これに対して薄い腹板($h/t_w \geq 300$)を持つ曲線桁では、そ

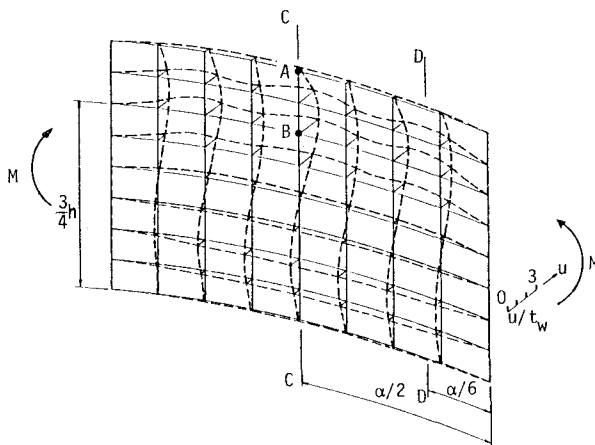


図-4 腹板面外変位($k=85.4, h/t_w=500, R\alpha/h=1.5$)

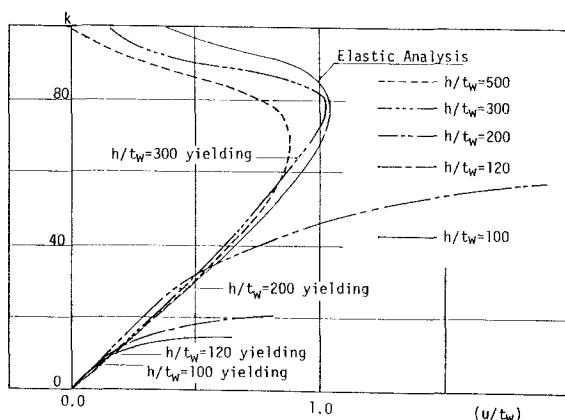


図-5 荷重(k)-腹板面外変位曲線(点B, $R\alpha/h=1$)

の腹板の挙動は極めて幾何学的非線形性が強く、腹板のたわみにともなって変化するフランジを支える腹板の支持力、すなわちBaslerらが観測した圧縮フランジの垂直座屈に起因する崩壊形式の観点から、今後十分な検討を要することも図-5は示唆していると思われる。

図-6からは、圧縮フランジの曲率中心側の縁が降伏すると圧縮側のフランジねじれ角は増加し、 $h/t_w \leq 200$ の桁では有限帯板法で得られた座屈モーメントに漸近しているのがわかる。このことから $h/t_w \leq 200$ の桁は圧縮フランジのねじれ座屈に起因する崩壊形式と考えられるが、このフランジねじれ座屈現象は、腹板の挙動に影響されて荷重の小さい段階からわずかではあるがフランジねじれ角を生じるために、明確な分岐現象ではない。そして、一旦フランジにねじれ座屈が発生すると、図-5に示すように、これに影響されて腹板圧縮側のたわみが急増するのが認められる。

一方、腹板幅厚比を300とし各腹板縦横比 $R\alpha/h$ について、腹板圧縮側点Bのたわみを示せば図-7を得る。この図から、荷重係数 $k=40$ までは、腹板縦横比の差異にかかわらず、ほぼ同程度のたわみ値であるのがわかる。また、 $R\alpha/h=0.667$ の腹板のたわみは、荷重とともに増加し、 $k=80$ 付近から徐々にたわみの増加率が大きくなっている。これに対し $R\alpha/h=1.0$ では、3次モードへのたわみの移行が現われて、 $k \geq 80$ では、たわみは減少傾向を示す。また $R\alpha/h=1.5$ の場合には、 $k=40$ 付近でたわみの増加率は減少するが、 $k \geq 70$ から再びそれは大きくなっている。これは、 $R\alpha/h=1.5$ では荷重の増加につれて腹板のたわみが1次モードから3次モードへ移行し、さらに図-4に示すように5次モードへと移行するためである。このように、腹板縦横比 $R\alpha/h$ が大きくなるにつれて、そのたわみ形は高次のモードがあらわれた。

また、図-6で圧縮フランジの内側縁が降伏するときの荷重が腹板幅厚比の小さいもののほど低い値となっているのは、荷重係数 k で表現したことのほかに、曲率パラメータ Z を一定としたために h/t_w が小さいもののほど曲率半径が小さいので、ライズ δ が大きく、これに起因してフランジ面内の曲げモーメントが大きくなるためと考えられる。同様のことが図-7でも考えられ、腹板縦横比 $R\alpha/h$ が小さいもののほどフランジ面内の曲げモーメントは小さくなるので、 $R\alpha/h=0.667$ の桁は他と比べて圧縮フランジ縁が降伏するときの荷重が大きくなっている。

(2) 塑性域の進展

各荷重段階における塑性域の進展状況を示せば、図-8、9を得る。これらの図は腹板縦横比 $R\alpha/h=1$ で、それぞれ腹板幅厚比 $h/t_w=120$ および200の桁について表わしたもので、 $h/t_w=120$ では、フランジのほかに腹板の残留応力も考慮されている。

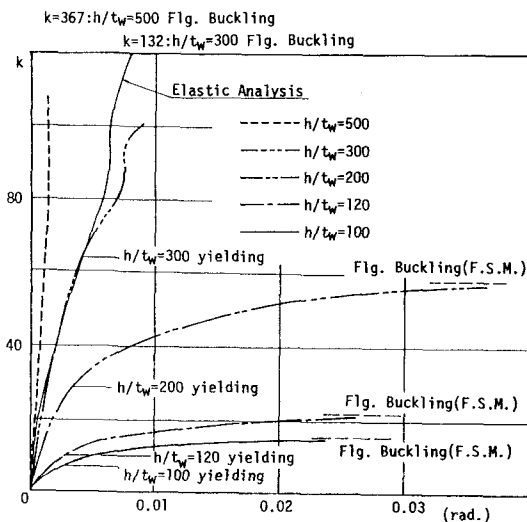


図-6 荷重(k)-フランジねじれ角曲線
(点A, $R\alpha/h=1$)

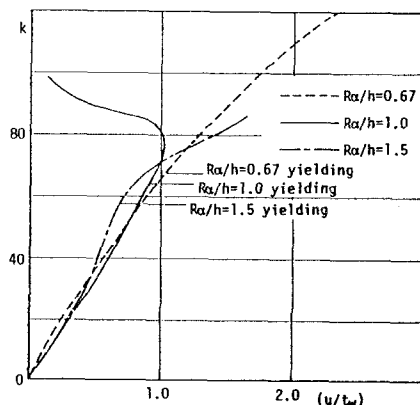


図-7 荷重(k)-腹板面外変位曲線
(点B, $h/t_w=300$)

フランジの周方向応力は、桁の曲げモーメントによる応力と残留応力、そして曲線桁特有のフランジ面内の曲げモーメントによる応力とが加えられた形で現われるが、これと対応して塑性域が拡まっているのがこれらの図からわかる。すなわち、圧縮フランジでは残留応力の存在によりフランジ縁端部から降伏し、しかもフランジ面内の曲げモーメントによって（本解析では解析モデルの両端で反りを自由としているので）曲率中心側が

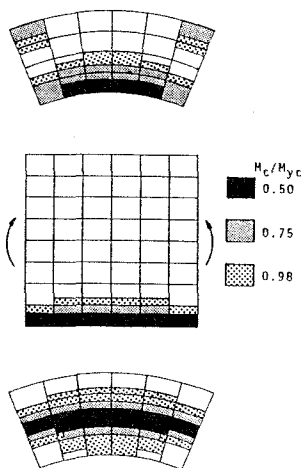


図-8 塑性域の拡がり
($h/t_w=120, R\alpha/h=1$)

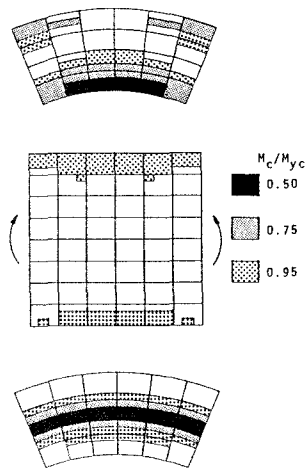


図-9 塑性域の拡がり
($h/t_w=200, R\alpha/h=1$)

それと反対側よりも先に降伏する。これに対して、引張フランジでは腹板接合部から縁端部へ降伏域が広がるが、圧縮フランジと同様にフランジ面内の曲げモーメントによって曲率中心側が先に降伏する。

また、解析モデルの両端で反りを自由としているので、フランジ面内に生じる曲げモーメントは端部近傍では中央部（C-C断面）に比べて小さくなる。したがってフランジの曲率中心側では中央から両端に向かって塑性域が進行し、逆に曲率中心と反対側では両端から中央に向かって塑性域が進行する。

なお、他の解析ケースでも同様の塑性域の進展がみられたが、腹板幅厚比が大きい場合 ($h/t_w \geq 300, h/t_w \geq 1.0$) には、塑性域があまり拡らないうちに解析を続行することができなくなった。これは、変位あるいは応力性状などもあわせて考えると、弾塑性域における分岐現象ではないかと思われるが、今後十分な検討を行なうつもりである。

一方、図-8と図-9を比較すると、フランジでは同じ様な塑性域の進展が認められるが、腹板については、残留応力を考慮した $h/t_w=120$ （図-8）では、荷重の低いレベルから引張側において徐々に塑性域が進行しており、またフランジの大部分が降伏しても圧縮側は全く降伏していない。これに対し図-9（ $h/t_w=200$ ）では、 $M_o/M_{yc}=0.95$ 程度となると、腹板圧縮側および引張側ともにフランジ接合部近傍が急激に降伏するのがわかる。

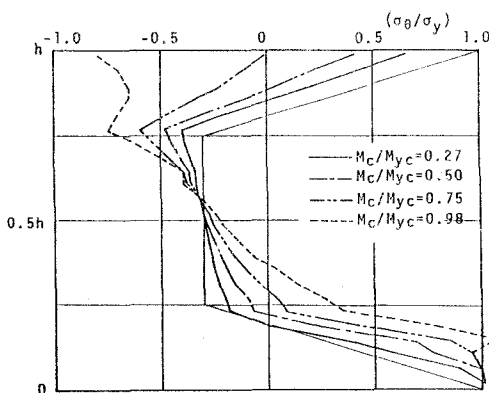


図-10 腹板周方向応力分布
($h/t_w=120, R\alpha/h=1$)

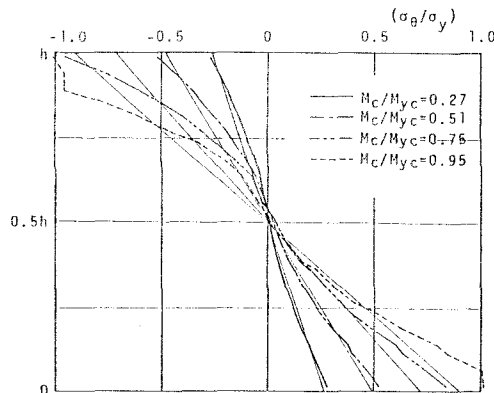


図-11 腹板周方向応力分布
($h/t_w=200, R\alpha/h=1$)

(3) 腹板周方向応力と腹板の負担する曲げモーメント

腹板の残留応力を考慮した $h/t_w=120, R\alpha/h=1$ の場合の腹板の周方向応力分布を、各荷重の大きさについて示せば、図-10のようになる。また、腹板残留応力を無視した場合の一例を図-11に示す。図-11では梁理論から得られる腹板応力分布も細線であわせて示した。これらの図は、中央断面(C-C)付近のもので、周方向応力 σ_θ は降伏応力 σ_y との比で、また曲げモーメント M の大きさは、先に述べたフランジ面内の曲げモーメント(反りねじりモーメント)を考慮して得られる降伏モーメント M_{yc} との比で示した。図-12は、考察のために $R\alpha/h=1$ の桁のC-C断面における圧縮フランジのねじれ角を M_c/M_{yc} とともに表わしたものである。

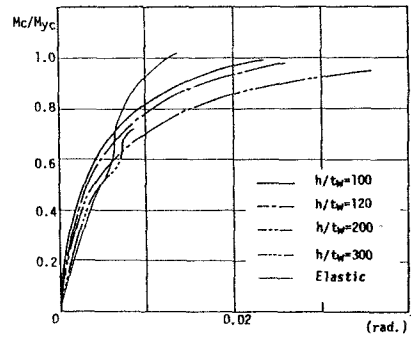


図-12 荷重-フランジねじれ角曲線(点A)

図-10では、腹板引張縁近傍で、残留応力の影響によって、荷重の低いレベルから降伏域が広がっており、逆に圧縮縁では最高荷重($M_c/M_{yc}=0.98$)となっても弾性域のままである。また、荷重のかなり大きい場合($M_c/M_{yc} \geq 0.75$)には、腹板圧縮側の応力の欠損がみられるが、引張側ではそれは圧縮側ほど顕著ではない。

一方図-11では、腹板の残留応力を考慮していないので、最高荷重($M_c/M_{yc}=0.95$)では、引張縁のみならず圧縮縁も降伏しているのがわかる。また、引張縁の応力は梁理論から得られる応力よりもかなり大きく現われている。これは、引張フランジに残留応力が存在するために、腹板との接合辺近傍がすぐに降伏するため、引張フランジが分担すべき応力の一部を腹板が受け持っていることを示している。また、圧縮側の応力についても梁理論のそれよりも若干大きめの値を与えている。そして、荷重の増加に連れて圧縮縁応力と梁理論との差異は大きくなり、圧縮側の応力欠損も大きくなることがわかる。

このように、腹板圧縮縁の応力の増加が $M_c/M_{yc} \geq 0.5$ で顕著となるのは、次のことが考えられる。まず図-9に示すように圧縮フランジでは、 $M_c/M_{yc}=0.5$ で残留応力とフランジ面内の曲げモーメントに影響されて曲率中心側で降伏し、降伏域の進展にともなって腹板がフランジの圧縮力を分担しなければならなくなること、さらに図-12でみられるように $M_c/M_{yc} \geq 0.7$ では圧縮フランジのねじれ角が急増しており、これにともなって圧縮フランジ縁付近ではたわみ(w)を生じるために、フランジは曲げによる圧縮力に対し十分な抵抗力を維持できなくなって、腹板との接合辺付近に応力が集中することが考えられる。

なお、図-12で圧縮フランジの曲率中心側が降伏する時の曲げモーメントは、腹板幅厚比の差異にはあまり関係なく、 $M_c/M_{yc}=0.455 \sim 0.464$ の間であった。

一方、従来の研究報告に指摘されているように、腹板圧縮側では、荷重の小さい段階からたわみを生じるために、周方向応力の欠損が起こる。そしてこのことも、フランジ圧縮縁応力が梁理論による縁応力よりも大きくなることの一因であるのは言うまでもないが、筆者らがとくに興味を持ったのは、この応力欠損にともなって腹板の分担すべき曲げモーメントが、フランジの一部が降伏した場合に、どのように変化するかといった問題である。

いま、腹板の断面2次モーメントを $I_w (=A_w h^2/12)$ 、桁の断面2次モーメントを $I (=I_w + A_f c h^2/2)$ とするとすれば、梁理論にしたがう腹板の曲げモーメント分担率は I_w/I で与えられる。したがってフランジ・ウェブ面積比 $A_{fc}/A_w=1$ の場合、 $I_w/I=1/7$ となる。一方、解析によって得られた腹板の応力分布から計算される曲げモーメントを M_w とし、 M_w/M と I_w/I の比を荷重とともに示せば、図-13a), b)および図-14となる。図-13a), b)は $R\alpha/h=1$ とし、各腹板幅厚比に対して表わしたもので、それぞれC-C断面およびD-D断面近傍の腹板曲げモーメント分担率を示す。また、図-14は $h/t_w=300$ とし腹板縦横比 $R\alpha/h$ が変化した場合である。なお、 $\xi=0$ の場合には、全塑性モーメント($=A_{fc} \sigma_y h + A_w \sigma_y h/4$)状態における

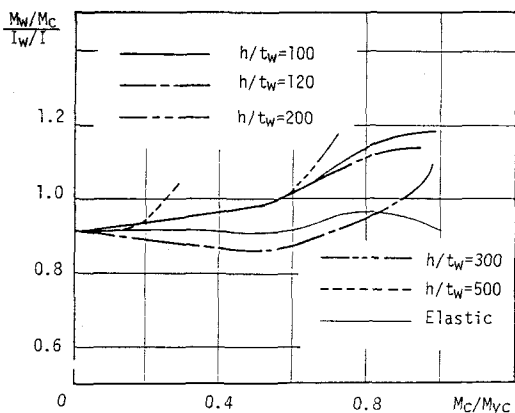
腹板曲げモーメント分担率は、 $A_{fc}/A_w=1$ の場合、 $M_w/M_o=1/5$ であるから、 $(M_w/M_o)/(I_w/I)=1.4$ となる。

図-13および図-14からは、荷重の初期段階から腹板の曲げモーメント分担率は、梁理論におけるそれ($=1/7$)よりも10%程度減少しているのがわかる。すなわち荷重初期では、梁の曲げモーメント M_o の1.43%を余分にフランジが受け持つことをこれらの図は示している。これは曲板の弾性線形解析でも腹板の引張側、圧縮側ともに周方向応力の欠損が現われ、直線分布とはならないためである。

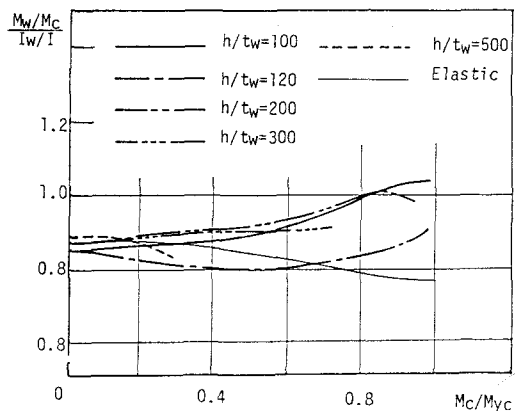
また図-13 a), b)を比較すると、腹板残留応力を考慮した $h/t_w=120$ の場合を除いて、中央断面C-Cでは荷重の増加とともに腹板の曲げモーメント分担率は増加し、 $h/t_w \leq 300$ では $M_o/M_{yc}=0.6$ 付近で梁理論から導かれるのと同様の分担率となり、さらに大きな荷重では $(M_w/M_o)/(I_w/I) > 1$ となる。これに対してD-D断面では、図-13 a)と同様な傾向が認められるものの、 $(M_w/M_o)/(I_w/I)=1$ となるときの曲げモーメントは降伏モーメントの8割程度であり、腹板曲げモーメント分担率は断面の位置によって異なることがわかる。これは、腹板周方向応力の欠損が断面によって異なるためで、図には示さなかったが、腹板圧縮側のたわみの周方向分布が極値を与える位置では、応力欠損は比較的小さく、D-D断面のように極値から極値へ移り変わる位置においてそれは顕著であったことと対応している。また、腹板残留応力を考慮した場合は、荷重の増加とともに腹板曲げモーメント分担率は、D-D断面では一旦梁理論に対し2割程度減少するが、 $M_o/M_{yc}=0.6$ 付近から増加し、降伏モーメント付近になると腹板が受け持つ曲げモーメントの割合はかなり大きくなる。

一方、図-14でも図-13 a), b)と同様の傾向を示すが、腹板縦横比が大きいほど腹板の分担する曲げモーメントは小さい。これは腹板縦横比が大きくなるとライズ δ が大きくなり、曲板としての性質がより強くなるためと思われる。

これに対して弾性解析では、倉西・樋渡⁽¹³⁾が既に指摘しているように、 $(M_w/M_o)/(I_w/I)$ の増加はなく、腹板の曲げモーメント分担率は荷重の増加とともに急激に減少しているのがわかる。



(a) C-C 断面



(b) D-D 断面

図-13 腹板の曲げモーメント分担率($R\alpha/h=1$)

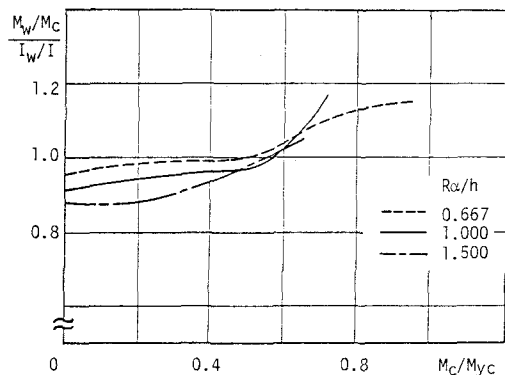


図-14 腹板の曲げモーメント分担率
(C-C断面, $h/t_w=300$)

このように、弾性解析では腹板の曲げモーメント分担率が小さくなるのに対して、弾塑性解析では荷重の増加につれて大きくなるのは、塑性域の進展あるいはフランジねじれ座屈などにより、フランジが曲げによる軸力を十分に受け持たなくなるために、腹板の分担する曲げモーメントは、弾性解析の場合と異なって、逆に増加しなければならないことを示している。

以上のことから判断すると、腹板幅厚比が大きい($h/t_w > 300$) 桁では、フランジが降伏するまでに腹板の圧縮側の応力欠損が顕著となるので、腹板有効幅を設定することは極めて意義深いと考えられるが、フランジの弾塑性ねじれ座屈に起因する崩壊あるいは塑性崩壊を起こす場合のような腹板幅厚比が小さい曲線桁では、腹板の応力欠損が曲げ耐荷力におよぼす影響は小さいものと思われる。

5. 結 論

本研究は、幾何学的のみならず材料学的な非線形性をも考慮した弾塑性有限要素解析を行なって、曲げを受ける曲線 I 形桁の断面変形挙動を把握して、その曲げ耐荷力解明のための一資料を得ることを試みたものである。

得られた結果に対して考察したことをまとめれば、次のようになる。

1) 腹板幅厚比 $h/t_w < 200$ の桁の崩壊は、圧縮フランジのねじれ座屈に起因すると考えられた。しかし、このフランジねじれ座屈現象は、荷重初期からねじれ角を生じるので、直桁のような明確な分岐現象ではない。そしてフランジねじれ角が大きくなると、これが腹板のたわみにおよぼす影響は大きく、腹板圧縮側のたわみは急増する。

2) 塑性域の進展は、フランジ面内の曲げモーメントと残留応力そして曲げによるフランジ軸力によって、フランジの中央断面曲率中心側で降伏し、これは両端部に向かって拡る。逆に、曲率中心と外側側のフランジでは両端から中央に向かって塑性域が進展する。

3) 腹板幅厚比 $h/t_w < 200$ の桁では、腹板の幾何学的非線形性が強く現われる前にフランジが降伏する。したがってこのような腹板幅厚比に対しては、腹板の幾何学的非線形性が曲げ耐荷力におよぼす影響は大きいものではないと思われる。

4) フランジの降伏あるいは弾塑性ねじれ座屈現象によって、曲げによるフランジ軸力に対して圧縮フランジが十分な抵抗力を持たなくなると、腹板はこれに影響されて圧縮縁応力が急増する。このため、弾性解析とは異なり、腹板の負担曲げモーメントは増加傾向を示す。

5) したがって、腹板幅厚比 $h/t_w > 300$ のような曲線桁では、腹板の応力欠損が顕著に現われるので腹板有効幅を設定するのは有意義であると思われるが、 $h/t_w < 200$ のような幅厚比の小さい曲線桁では、腹板の応力欠損が曲げ耐荷力におよぼす影響は小さいものと思われる。

6) また弾性解析、弾塑性解析ともに、腹板縦横比 R_{α}/h が大きくなると、荷重の増加につれて腹板圧縮側のたわみ形は周方向に高次のモードが現われる。

参 考 文 献

- 1) たとえば、小西一郎他：プレートガーダーの耐荷力に関する理論と実験、関西橋梁鉄骨溶接研究会、1965年7月。
- 2) 長谷川彰夫・堀口隆良・西野文雄：プレートガーダーの耐荷力に関する一考察（上）（下）、橋梁と基礎、vol.11, No.4, No.5, pp.25-32, 8-12, Apr., May, 1977.
- 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) Basler, K. and Thurlimann, B.: STRENGTH OF PLATE GIRDERS IN BENDING, Proc. of ASCE, vol.87, No.ST6, pp.153-181, Aug., 1961.

- 5) Herzog, M., A., M.: ULTIMATE STATIC STRENGTH OF PLATE GIRDERS FROM TESTS, Proc. of ASCE, vol. 100, No. ST5, pp. 849-864, May, 1974.
- 6) 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300号, pp. 33-42, 1980年8月.
- 7) 渡辺昇・穆農知徳・薄木征三: 薄肉曲線桁の有限変位場に基づく有限ねじれ変形解析, 土木学会論文報告集, 第317号, pp. 31-45, 1982年1月.
- 8) 前川幸次・吉田博: 伝達マトリックス法による曲線 I 型ばりの耐力解析, 土木学会論文報告集, 第340号, pp. 19-28, 1983年12月.
- 9) Dabrowski, R. and Wachowiak, J.: STRESS IN THIN CYLINDRICAL WEBS OF CURVED PLATE GIRDERS, Proc. of Colloquium of Design of Plate and Box Girders for Ultimate Strength, London, 1971, IABSE, vol. 11, pp. 337-352, 1972.
- 10) Culver, C.G., Dym, C.L. and Brogan, D.K.: BENDING BEHAVIOUR OF CYLINDRICAL WEB PANELS, Proc. of ASCE, vol. 98, pp. 2291-2308, No. ST10, Oct., 1972.
- 11) Culver, C.G., Dym, C.L. and Uddin, T.: WEB SLENDERNESS REQUIREMENTS FOR CURVED GIRDERS, Proc. of ASCE, vol. 98, pp. 417-430, No. ST3, Mar., 1973.
- 12) 三上市蔵・古西和夫・米沢博: 曲げを受ける円筒腹板パネルの非線形挙動, 土木学会論文報告集 第299号, pp. 23-34, 1980年7月.
- 13) 倉西茂・樋渡滋: 曲げを受ける曲線プレートガーダーのウェブプレートの弾性挙動について, 土木学会論文報告集, 第315号, pp. 1-11, 1981年11月.
- 14) Hiwatashi, S. and Kuranishi, S.: THE FINITE DISPLACEMENT BEHAVIOUR OF HORIZONTALLY CURVED ELASTIC I-SECTION PLATE GIRDERS UNDER BENDING, Proc. of JSCE, Struct. Eng./Earth. Eng., vol. 1, No. 2, pp. 173s-183s, Oct. 1984.
- 15) 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形挙動について, 構造工学論文集, vol. 31A, pp. 197-207, Mar., 1985.
- 16) 末武義崇・平嶋政治・依田照彦: 水平補剛材を考慮した I 形曲線桁の弾性変形挙動, 構造工学論文集, vol. 32A, pp. 387-398, Mar. 1986.
- 17) 中井博・北田俊行・大南亮一・川井正: 曲げを受ける曲線桁橋腹板の解析と設計に関する一研究, 土木学会論文集, No. 368/I-5, pp. 235-244, Apr., 1986.
- 18) Fujii, K. and Ohmura, H.: NONLINEAR BEHAVIOUR OF CURVED GIRDER-WEB CONSIDERED FLANGE RIGIDITIES, Proc. of JSCE, Struct. Eng./Earth. Eng., vol. 2, No. 1, pp. 45s-56s, Apr. 1985.
- 19) 大村裕・藤井堅・平尾克之: 曲線桁の断面変形解析における境界条件について, 第9回構造工学における数値解析法シンポジウム論文集, 日本鋼構造協会, pp. 91-96, 昭和60年7月.
- 20) 山田嘉昭: 塑性・粘弾性, コンピュータによる構造工学講座 II-2-A, 培風館, pp. 59-84, 1972年5月.
- 21) ツェンキ-グィツ, O., C., (吉識・山田共訳): 基礎工学におけるマトリックス有限要素法, 培風館, 1975年10月.
- 22) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 鋼橋編: 昭和55年5月.
- 23) 中井博他: 曲線桁腹板の実績調査, 橋梁と基礎, vol. 15, No. 5, pp. 38-43, 1981年5月.
- 24) 近藤明雅・日浦隆文・菊地洋一: 溶接 I 形断面部材の残留応力の推定に関する研究, 土木学会論文報告集, 第288号, pp. 1-11, 1979年8月.
- 25) 大賀昌宏: 曲げを受ける曲線桁の断面変形と耐力について, 広島大学工学部修士論文, 昭和61年2月

(1986年10月17日受付)