(昭和 41 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

座屈と塑性を考慮した最小重量設計

— 第 1 報 ガーダーの剪断座屈をともなう塑性崩壊荷重 —

正員 秋 田 好 雄*

正員 藤 井 登 喜 男*

Minimum weight design of structures based on buckling
strength and plastic collapse

1 st Report

Plastic collapsing load of plate girders accompanied by web's shear buckling

By Yoshio Akita, *Member*

Tokio Fujii, *Member*

Summary

A study on the plastic design method of plate girders whose webs buckled in shear is presented.

Local buckling of flanges and shear buckling of webs set limitations to the plastic design of plate girders, and it is recommended that the dimensions of cross section should be so designed as to prevent various types of buckling from taking place up to the strain hardening range.

The web height, however, is regarded as the most important factor when we aim at the minimum weight, and girders are able to carry shear force by tension field action after buckling occurs in their webs.

So it is necessary to introduce the concept of incomplete tension field into the plastic design method. The problem was studied by K. Basler, but the interaction curve he proposed seemed to be unsafe and the theoretical direction of tension field does not coincide with our experiments.

The authors tried a different approach based on the lower bound theory and the assumption that the compressive principal stress after web's shear buckling maintains the value at buckling in the same direction. Conclusions are as follows.

(1) There are two types of shear collapsing modes. One is that the web yields uniformly along the tension field and deforms in rhombic. The other is that the yielded band grows nearly in diagonal direction and the adjacent flanges are pulled into the web finally.

(2) Interaction curve between bending moment and shearing force including the web buckling in shear is introduced. It is showed that the maximum carrying moment is reduced by not only the shearing stress in web, but also the compressive stress in flanges caused by the tension field action.

(3) The generalized method to decide the collapsing load of indeterminate girders using the linear programming method is showed.

(4) Tests were carried out on 2 span continuous girders subjected to concentrated loads, and the tests results showed a good agreement with the theory.

1 緒 言

塑性設計をガーダーに適用するためには、塑性崩壊以前にフランジの局部座屈、ウェブの座屈、横倒れ座屈等々

原稿受付：昭和 41 年 1 月 10 日

* 石川島播磨重工業研究所

生じないことが前提条件となつている。

このため塑性設計を適用するためのフランジ、ウェブの寸法比、ブラケットの間隔等が研究され報告されている⁽¹⁾。

しかし実際に用いられているガーダーのウェブの寸法比は、上記の数値の範囲をこえるものが多く、これらには塑性設計法を適用することができないと考えられている。またガーダーの重量を軽くするにはウェブの高さが最も重要な因子となるため、ウェブの高さと板厚の比を座屈を生じないような数値におさえた塑性設計では重量を軽くすることができないと考えられる。

これを解決するには、ウェブが剪断座屈してもその後ウェブの張力場の作用で剪断力の一部が負担され、さらに高い荷重に耐えうる点を考慮してウェブの剪断座屈も含めた塑性設計法を導く必要がある。

完全張力場の弾性理論は H. Wagner によつて研究され⁽²⁾、その後 P. Kuhn 等によつて半張力場の研究がなされている。このような問題の塑性解析法を K. Basler は純粋剪断応力場と張力場の重ね合わせで求めているが、張力場の方向の理論と実験に合わない点があり、また張力場となることによつてフランジに圧縮応力が生じ、これがガーダーの耐え得る最高モーメントを減少させることを考慮していないため、危険側の数値を与えると考えられる。

著者等はウェブの座屈後の座屈の波に直角方向の主応力は座屈時のその方向の応力に保たれているとの仮定のもとで応力の釣合式と塑性条件を満足する応力場を導いてガーダーの剪断崩壊荷重を求め、さらに張力場を考慮した曲げモーメントと剪断力の相関曲線を導き、剪断座屈をとまなうガーダーの塑性設計法を示して実験と比較した。

2 半張力場の塑性解析

Fig. 1 Notation and girder section

Fig. 1 に示す深さ h 、スチフナ間隔 l でかこまれたアスペクト比 λ なるガーダーのウェブに対して単純剪断応力場を考える。

フランジと角度 ϕ の方向およびそれに直角方向の応力は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\sigma_{\xi} &= \tau \sin 2\phi \\ \sigma_{\eta} &= -\tau \sin 2\phi \\ \tau_{\xi\eta} &= \tau \cos 2\phi\end{aligned}\quad (1)$$

したがって剪断座屈応力を τ_{cr} とすると、座屈時の応力状態は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\sigma_{\xi cr} &= \tau_{cr} \sin 2\phi \\ \sigma_{\eta cr} &= -\tau_{cr} \sin 2\phi \\ \tau_{\xi\eta cr} &= \tau_{cr} \cos 2\phi\end{aligned}\quad (2)$$

ウェブが座屈したあと座屈の波に沿つて張力場ができ、これによつてウェブはさらに高い剪断力を負担することができる。このときの応力状態は、引張りの主応力の方向と座屈の波の方向が一致し、これと直角方向の圧縮の主応力 σ_2 は座屈時のこの方向の応力の値に保たれているものと仮定することができる。パネルの周囲では、これと釣合うために Fig. 2 のように σ_v, σ_w, τ が発生する。 σ_v はフランジを介してスチフナの圧縮力によつて支えられ、 σ_w はフランジ内に生ずる圧縮力と釣合っている。

主応力の方向のフランジとのなす角を α とすると、フランジとの境界での応力の釣合式は次のように与えられる。

$$\begin{aligned}\sigma_1 \sin^2 \alpha + \sigma_2 \cos^2 \alpha &= \sigma_v \\ (\sigma_1 - \sigma_2) \sin \alpha \cdot \cos \alpha &= \tau\end{aligned}\quad (3)$$

ここで、ウェブの板厚が薄く剪断座屈応力がほとんど零のいわゆる完全張力場を考える場合には、フランジの曲げ剛性を無視することができず、 σ_v を考慮する必要がある。しかし一般に船体構造に用いられているようにウェブの剪断座屈応力がある程度高くウェブの断面積に比例する引張剛性に対してフランジの曲げ剛性が無視できる場合には σ_v を零と

Fig. 2 Stress equilibrium

みなしても良いと考えられる。したがって (3) において $\sigma_y = 0$ とし、さらに

$$\sigma_2 = -\tau_{cr} \sin 2\alpha \quad (4)$$

から

$$\sigma_1 = 2\tau_{cr} \cos^2 \alpha \cot \alpha \quad (5)$$

$$\cot \alpha = \frac{\sqrt{\tau}}{\sqrt{2\tau_{cr} - \tau}} \quad (6)$$

となる。(6) は主応力の方向を与える式で $\tau = \tau_{cr}$ のとき $\alpha = 45^\circ$ であるが、 τ の増加とともに α は小さくなり座屈の波の方向がねてくる。

このような一様応力状態でウェブが降伏する荷重、すなわち剪断崩壊荷重は、計算を簡単にするため Tresca の降伏条件

$$|\sigma_1 - \sigma_2| = \sigma_{wy} \quad (7)$$

ただし σ_{wy} : ウェブの降伏応力

を用い (4) (5) (6) を代入することによって

$$v_u = \frac{2v_{cr}}{1+v_{cr}^2} \quad (8)$$

$$\cot \alpha = \frac{1}{v_{cr}} \quad (9)$$

と与えられる。

ただし $v_u = \frac{\tau_u}{\tau_{wy}}$: 無次元化したウェブの剪断崩壊荷重

$v_{cr} = \frac{\tau_{cr}}{\tau_{wy}}$: 無次元化したウェブの剪断座屈荷重

$\tau_{wy} = \frac{\sigma_{wy}}{2}$: ウェブの剪断降伏応力

τ_u : ウェブの剪断崩壊応力

このときの断面の応力状態は Fig. 3 に示すように、ウェブが半張力場になることによって、軸方向引張応力 σ_w を生じ、フランジ内に生ずる圧縮応力 σ_f と釣合っている。すなわち

$$F = 2A_f \sigma_f = A_w \sigma_w = A_w (\sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_2 \sin^2 \alpha)$$

上式に (4) (5) (9) を代入して σ_f が次式のように求められる。

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_{fy}} = \frac{1}{2z} \frac{1-v_{cr}^2}{1+v_{cr}^2} \quad (10)$$

ただし σ_{fy} : フランジの降伏応力

$$z = \frac{A_f \sigma_{fy}}{A_w \sigma_{wy}} \quad (11)$$

A_f : フランジの断面積 (片側)

A_w : ウェブの断面積

スチフナ間隔が比較的小さい場合には、Fig. 4 の斜線部のように張力がスチフナの軸力によって支えられる部分を生ずる。この部分では、(3) を満たす必要がなく、大きい引張力を負担することができる。したがって、この部分は降伏状態にあると考えると、引張応力 σ_1' (Fig. 4) は

$$\sigma_1' = \sigma_{wy} - \tau_{cr} \sin 2\alpha \quad (12)$$

他の部分の応力は (4) (5) で与えられる。したがって剪断力 V は

$$\begin{aligned} V &= (\sigma_1 - \sigma_2) l t_w \tan \alpha \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ &\quad + (\sigma_1' - \sigma_2) (h - l \tan \alpha) t_w \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ &= 2 h t_w \tau_{wy} \sin \alpha \cdot \cos \alpha (1 + \lambda v_{cr} - \lambda \tan \alpha) \end{aligned} \quad (13)$$

となる。

ただし h : ウェブの深さ

Fig. 3 Stress distribution (uniform incomplete tension field)

Fig. 4 Incomplete tension field with yielded band

l : スチフナの間隔

t_w : ウェブの板厚

$\lambda = l/h$: ウェブのアスペクト比

α が小さくなると降伏帯の幅は大きくなるが、垂直方向の分力が小さくなり、(13) は α のある値に対して極大値をとる。 $\partial V / \partial \alpha = 0$ としてこれを求めると

$$\tan 2\alpha = \frac{1 + \lambda v_{cr}}{\lambda} \quad (14)$$

これを (13) に代入して (8) と同様に無次元化すると、このときの剪断崩壊荷重が次式のように得られる。

$$v_u = \sqrt{\lambda^2 + (1 + \lambda v_{cr})^2} - \lambda \quad (15)$$

Fig.5 Stress distribution (incomplete tension field with yielded band)

このときパネル端部での応力状態は Fig. 5 に示すように、降伏帯の鉛直方向の幅の間では、軸応力と剪断応力の他に、垂直方向の圧縮応力 σ_c を生ずる。この圧縮力はスチフナによって支えられる、この圧縮力 S は

$$S = (h - l \tan \alpha) t_w \sigma_c = A_w (1 - \lambda \tan \alpha) (\sigma_1' \sin^2 \alpha + \sigma_2 \cos^2 \alpha)$$

上式に (4) (12) (14) を代入して

$$\frac{S}{A_w \sigma_{wy}} = \frac{1}{2} \frac{(1 + \lambda v_{cr} - \lambda v_u)(v_u - v_{cr} - \lambda v_{cr}^2)}{(1 + \lambda v_{cr})(\lambda + v_u)} \quad (16)$$

また、ウェブに働く軸応力 σ_w, σ_w' も同様にして

$$\frac{\sigma_w}{\sigma_{wy}} = \frac{v_{cr}}{v_u} \frac{\lambda(1 + \lambda v_{cr})}{\lambda + v_u} \quad (17)$$

$$\frac{\sigma_w'}{\sigma_{wy}} = \frac{(1 + \lambda v_{cr})(1 + \lambda v_{cr} - v_{cr} v_u)}{2v_u(\lambda + v_u)} \quad (18)$$

のように求められる。フランジに働く圧縮応力は断面の軸力とモーメントの釣合式から

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_{fy}} = \frac{1}{2\alpha} \left\{ \lambda \tan \alpha (2 - \lambda \tan \alpha) \frac{\sigma_w}{\sigma_{wy}} + (1 - \lambda \tan \alpha)^2 \frac{\sigma_w'}{\sigma_{wy}} \right\} \quad (19)$$

$$\frac{\sigma_f'}{\sigma_{fy}} = \frac{1}{2\alpha} \left\{ \lambda^2 \frac{\sigma_w}{\sigma_{wy}} \tan^2 \alpha + (1 - \lambda^2 \tan^2 \alpha) \frac{\sigma_w'}{\sigma_{wy}} \right\} \quad (20)$$

のように与えられる。

ウェブの剪断崩壊荷重が (15) で与えられるのは、そのときの主応力の方向がパネルの対角線よりねている条件

$$\cot \alpha > \lambda \quad (21)$$

と、塑性条件

$$\sigma_1' > \sigma_1 \quad (22)$$

を満足する場合である。(5) (12) (14) を上式に代入してこの条件を求めると次式が得られる。

$$\lambda < \frac{1}{v_{cr}} \frac{1 - v_{cr}^2}{1 + v_{cr}^2} \equiv \lambda_{cr} \quad (23)$$

λ_{cr} の値を Fig. 6 に示す。

すなわち、 $\lambda > \lambda_{cr}$ の場合は、ウェブは一様な応力場で降伏して崩壊し、崩壊荷重は (8) で与えられる。崩壊の形式は Fig. 6 中に示すように、ウェブが一様に剪断変形する形となる。またフランジに対しては、(10) で与えられる応力に対して降伏しないだけの断面積が要求される。

$\lambda < \lambda_{cr}$ の場合は、ウェブのはぼ対角線の方に降伏帯を生じ、剪断力が (15) で与えられる値に達すると降伏帯が両側の三角形の部分に拡がり、その部分で (3) の第 1 式が成立しなくなる。このためフランジがウェブ内に引きこまれて Fig. 6 中に示すような形で崩壊す

Fig. 6 Shear collapsing modes and λ_{cr} value

る。スチフナに対しては (16), フランジに対しては (20) で与えられる応力で降伏しないだけの断面積が要求される。

(8) (15) で与えられる v_{cr} と v_u の関係を Fig. 7 に示した。 v_{cr} として, $\tau_{wy} > \tau_{wy}/2$ に対して Johnson の公式を準用して次式のように与える。

$$\left. \begin{aligned} v_{cr} &\leq 0.5 \\ v_{cr} &= \frac{k\pi^2}{12(1-\nu^2)} \frac{E}{\tau_{wy}} \left(\frac{t_w}{h}\right)^2 \\ v_{cr} &> 0.5 \\ v_{cr} &= 1 - \frac{3(1-\nu^2)}{k\pi^2} \frac{\tau_{wy}}{E} \left(\frac{h}{t_w}\right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

ただし

$$\begin{aligned} k &= 4.00 + \frac{5.34}{\lambda^2} & \lambda &\leq 1 \\ k &= 5.34 + \frac{4.00}{\lambda^2} & \lambda &> 1 \end{aligned}$$

上式を用いた場合の v_u の値は Fig. 8 のように与えられる。

Fig. 7 Nondimensionalized ultimate shear force v_u versus buckling shear force v_{cr}

Fig. 8 Nondimensionalized ultimate shear force

3 ウェブの剪断座屈を考慮した曲げと剪断の相関曲線

ウェブが座屈しない場合 Fig. 9 のような応力分布を仮定すると, 曲げと剪断の相関曲線は次式で与えられる。

$$M = M_{fp} + M_{wp} \sqrt{1 - \left(\frac{V}{V_p}\right)^2} \quad (25)$$

ただし $M_p = M_{fp} + M_{wp}$: ガーダーの塑性モーメント
 $M_{fp} = h A_f \sigma_{wy}$: フランジの塑性モーメント
 $M_{wp} = h A_w \sigma_{wy} / 4$: ウェブの塑性モーメント
 $V_p = A_w \tau_{wy}$: 塑性剪断力

Fig. 9 Plastic moment of girders free from shear buckling

図に表わすと, Fig. 10 の AB'C' のようになる。ウェブが剪断座屈している場合には, ウェブが半張力場となることによってフランジ

に圧縮力を生ずる。したがって剪断力が剪断崩壊荷重 V_u に達している状態で支えうるモーメントは M_{fp} より小さく, 相関曲線は Fig. 10 ABCD のようになる。相関曲線は最大塑性仕事の原理によつて, 外向きに凸となる。

Fig. 10 Interaction between bending moment and shearing force under tension field action

したがって ABCD の各点がわかれば、これを直線で結ぶことによって相関曲線の安全側の近似が得られる。

$$m = \frac{M}{M_p}, \quad m_{fp} = \frac{M_{fp}}{M_p}, \quad m_{wp} = \frac{M_{wp}}{M_p}$$

$$v = \frac{V}{V_u}, \quad v_u = \frac{V_u}{V_p}, \quad v_{cr} = \frac{V_{cr}}{V_p}$$

の無次元表示を用いると (v_u, v_{cr} は (8) (9) で定義したものと同じである)

$$A \text{ 点は } v_A = 0, \quad m_A = 1 \quad (27)$$

$$D \text{ 点は } v_D = 1, \quad m_D = 0 \quad (28)$$

B 点 は (25) から

$$v_B = v_{cr}/v_u, \quad m_B = m_{fp} + m_{wp} \sqrt{1 - v_{cr}^2} \quad (29)$$

C 点 は $v_c = 1, m_c$ は $\lambda \geq \lambda_{cr}$ によつて異なる値をとる。

ウェブが半張力場となり剪断崩壊荷重に達しているときには、フランジに (10) あるいは (19) (20) で与えられる圧縮応力が働いている。したがって負担しう曲げモーメントは

$\lambda > \lambda_{cr}$ の場合

$$m_c = m_{fp} \left(1 - \frac{\sigma_f}{\sigma_{fy}} \right) = 1 - m_{wp} \left(1 + 2 \frac{1 - v_{cr}^2}{1 + v_{cr}^2} \right) \quad (30)$$

$\lambda < \lambda_{cr}$ の場合同様にして

$$m_c = 1 - m_{wp} \left\{ 1 + 2\lambda v_{cr} + \frac{(1 + \lambda^2)(v_u - v_{cr} - \lambda v_{cr}^2)}{\lambda + v_u} \right\} \quad (31)$$

となる。

4 ガーダーの崩壊荷重算定への線形計画法の応用

ウェブの剪断座屈を考慮した場合の曲げと剪断の相関曲線は Fig. 11 のように表わされる。このように相関曲線を多角形で近似することは安全側で設計できると同時に、崩壊荷重を求めるのに線形計画法を利用できる利点がある。

Fig. 11 Linearized and nondimensionalized interaction curve

Fig. 12 Generalized method for linear programming

Fig. 12 に示すような任意の端部境界条件、荷重条件、断面性能をもつガーダーを考える。塑性関節となる可能な点を ①②……⑩とし各関節ごとに切断して、断面に働く曲げモーメントと剪断力を Fig. 12 のようにとると ($n-1$) の部材に対して

$$V_{i+1} - V_i = q \int_0^{L_i} k_i(x) dx \quad (32)$$

$$M_{i+1} + M_i + L_i V_{i+1} = q \int_0^{L_i} k_i(x) x dx \quad (33)$$

が成立する。これを各部材の塑性モーメント M_{pi} 、塑性剪断力 V_{pi} 、剪断崩壊荷重 V_{ui} を用いて無次元化し、

これら2($n-1$)箇の式から q を消去する。たとえば、 q を与える式として部材④($k+1$)の剪断力の釣合式を選ぶと

$$q = -\frac{v_{uk}}{\alpha_k} v_k + \frac{v_{uk}}{\alpha_k} v_{k+1} \quad (34)$$

$$\frac{\alpha_i}{\alpha_k} v_{ui} v_k - \frac{\alpha_i}{\alpha_k} v_{ui} v_{k+1} - v_{ui} v_i + v_{ui} v_{i+1} = 0 \quad (35)$$

$$m_i + m_{i+1} + \frac{\beta_i}{\alpha_k} v_{uk} v_k - \frac{\beta_i}{\alpha_k} v_{uk} v_{k+1} + \gamma_i v_{ui} v_{i+1} = 0 \quad (36)$$

ただし

$$\alpha_i = \frac{\int_0^{L_i} k_i(x) dx}{V_{pi}} \quad (37)$$

$$\beta_i = \frac{\int_0^{L_i} k_i(x) x dx}{M_{pi}} \quad (38)$$

$$\gamma_i = \frac{V_{pi} L_i}{M_{pi}} \quad (39)$$

(34)~(36)は変数 m_i, v_i に関して線形であるが、線形計画法を適用するためには変数が常に正であることが要求される。したがって次式で与えられる $\bar{m}_i, \bar{v}_i$ を新しく変数と考え(34)~(36)を書き直す。

$$\left. \begin{aligned} \bar{m}_i &= m_i + 1 \\ \bar{v}_i &= v_i + 1 \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

$$q = -\frac{v_{uk}}{\alpha_k} \bar{v}_k + \frac{v_{uk}}{\alpha_k} \bar{v}_{k+1} \quad (41)$$

$$\frac{\alpha_i}{\alpha_k} v_{ui} \bar{v}_k - \frac{\alpha_i}{\alpha_k} v_{ui} \bar{v}_{k+1} - v_{ui} \bar{v}_i + v_{ui} \bar{v}_{i+1} = 0 \quad (42)$$

$$\bar{m}_i + \bar{m}_{i+1} + \frac{\beta_i}{\alpha_k} v_{uk} \bar{v}_k - \frac{\beta_i}{\alpha_k} v_{uk} \bar{v}_{k+1} + \gamma_i v_{ui} \bar{v}_{i+1} = 2 + \gamma_i v_{ui} \quad (43)$$

これらは Fig. 11 で与えられる塑性条件を満たす必要があり、これは次のように与えられる。

$$\pm(\bar{m}_i - 1) \pm (1 - m_{Bi}) \frac{v_{ui}}{v_{crl}} (\bar{v}_i - 1) \leq 1 \quad (44)$$

$$\pm \frac{1 - \frac{v_{crl}}{v_{ui}}}{m_{Bi} - m_{ci} \frac{v_{crl}}{v_{ui}}} (\bar{m}_i - 1) \pm \frac{m_{Bi} - m_{ci}}{m_{Bi} - m_{ci} \frac{v_{crl}}{v_{ui}}} (\bar{v}_i - 1) \leq 1 \quad (45)$$

$$\pm(\bar{v}_i - 1) \leq 1 \quad (\text{符号は全ての組合せをとる}) \quad (46)$$

以上の式は $\bar{m}_i, \bar{v}_i$ に関して全て線形であり、したがって塑性設計の下限定理から(42)~(46)を制約条件式として(41)の最大値を求めれば、崩壊荷重 q_c が得られる。

変断面でスチフナ間隔が変化したり、荷重条件の複雑な場合でも、電子計算機を利用すれば上記線形計画法で容易に求めることができる。

5 実験との比較

Fig. 13 に示すような2スパン不静定ガーダーについて実験を行なった。このような簡単な場合には次の結果が容易に求められる。

塑性関節となる点を①②のように選び Fig. 13 のように力の向きをとると

$$P_u = 2 \left(\frac{1}{\gamma l_2} m_2 + v_u v_2 \right) V_P \quad (47)$$

$$m_1 + m_2 = \gamma_1 l_1 v_u v_1 \quad (48)$$

$$v_1 = v_2 \quad (49)$$

Fig. 13 Loading condition and equilibrium of forces

Fig. 14 Collapsing mechanisms of testing girders

$$\text{ただし } l_1 = \frac{L_1}{L} \quad \gamma = \frac{V_P L}{M_P}$$

崩壊形式としては Fig. 14 に示す 3 種類が存在し、それぞれに対応する崩壊荷重は次のように求められる。

$$(a) \quad m_B \leq \frac{1}{2} \gamma l_1 v_{cr} \quad \text{の場合 (Fig. 14(a))}$$

$$P_u = \frac{\left(2 + \frac{l_1}{l_2}\right) v_u}{\frac{1}{2} \gamma l_1 v_u + (1 - m_B) \frac{v_u}{v_{cr}}} \cdot V_P \quad (50)$$

$$(b) \quad \frac{v_{cr}}{v_u} m_c \leq \frac{1}{2} \gamma l_1 v_{cr} \leq m_B \quad \text{の場合 (Fig. 14 (b))}$$

$$P_u = \frac{\left(2 + \frac{l_1}{l_2}\right) \left(m_B - m_c \frac{v_{cr}}{v_u}\right) v_u}{\frac{1}{2} \gamma l_1 v_u \left(1 - \frac{v_{cr}}{v_u}\right) + m_B - m_c} V_P \quad (51)$$

$$(c) \quad \frac{1}{2} \gamma l_1 v_{cr} \leq m_c \frac{v_{cr}}{v_u} \quad \text{の場合 (Fig. 14 (c))}$$

$$P_u = 2 \left(\frac{1}{\gamma l_2} m_c + 2 v_u \right) V_P \quad (52)$$

Table 1 Summary of Testing Girders and Test Results

No.	A-1	A-1	A-3	B-1	B-2	B-3	
h mm	200	250	301	119	249	300	
t_w mm	3.2	3.2	3.3	3.3	3.5	3.5	
b mm	126	113	100	127	112	102	
t_f mm	6.2	6.2	6.2	6.1	6.2	6.3	
λ	3	2.4	2	1	0.8	0.67	
σ_{fy} kg/mm ²	30.9	31.8	31.5	31.1	31.1	30.3	
σ_{wy} kg/mm ²	43.9	44.0	43.2	32.1	31.1	32.8	
v_{cr}	0.805	0.708	0.625	0.918	0.913	0.902	
v_u	0.977	0.943	0.897	0.997	0.996	0.995	
m_B	0.911	0.919	0.922	0.894	0.863	0.827	
m_c	0.688	0.537	0.338	0.804	0.727	0.633	
mechanism	c	b	b	c	c	c	
Collapse load (t)	Theory	33.7	38.5	41.5	28.0	32.1	42.5
	Exp.	33.3	36.5	42.3	28.8	35.1	42.7
	Exp./The	0.99	0.95	1.02	1.03	1.09	1.00

実験を行なった試験体の種類と実験結果を Table-1 に示す。試験体は全て断面積一定になるようにして、 h と b を変えた。B 系列は A 系列の試験体にスチフナをつけ (a) あるいは (b) の崩壊形式をとるよう計画したが、材料の降伏応力が予定した計画値より低く、A-2、A-3 を除き全て (c) の崩壊形式をとった。

試験体は崩壊荷重に達したとき、ウェブの変形の程度、座屈の波の方向等によつて軽い不安定現象を示し、その後再び荷重が漸増するものと、そのまま歪硬化の影響で荷重が漸増するものが観察された。したがって崩壊荷重として、前者に対しては、その極大値をとり、後者に対しては、撓み荷重曲線の弾性域と歪硬化域を延長した交点の荷重を採用した。

Table-1 に示すように理論と実験はほぼ良好な一致を示した。理論は降伏条件、相関曲線において安全側の近似を行なっているのに対して A-2 のように実験値が低目にてたのは、 v_{cr} の推定のしかたによるものと考えられる。

Photo-1 は λ の比較的大きい A-2 の崩壊時近くのウェブの変形状態を示し、Photo-2 は λ の比較的小さい B-3 のウェブの崩壊後の変形状態を示す。座屈の波の方向はいずれも理論とよく一致している。

Photo-1 Deformation of web just before ultimate load A-2

Photo-2 Deformation of web after Collapse B-3

Table-2 Comparison with other test Results⁽⁴⁾

Experiment	Basler	Akita & Fujii
76 t (1.00)	91 t (1.20)	66 t (0.87)

Table-1 の試験体はウェブの剪断崩壊がウェブの一樣降伏によつて起こるもののみで、フランジがウェブ内に引き込まれて崩壊する形式のものが無い。関西橋梁鉄骨溶接研究会で行なつた実験のB桁がこのような崩壊を生じているので、これについて実験値および Basler の式による計算値と比較すると Table-2 のよう

になつている。すなわち Basler の値は実験値より高く、本論文による値は低くでている。

6 結 語

ガーダーはウェブが剪断座屈してもまだ大きな余剰荷重能力をもつ。これを考慮してウェブが剪断座屈した場合にも適用できる塑性解析法を導き次の諸点を明らかにした。

(1) ウェブの剪断崩壊形式に、ウェブが一樣な半張力場となつて全面降伏する場合と、フランジがウェブに引き込まれて崩壊する場合とあることを示し、それぞれの起こる条件、崩壊荷重さらにその際フランジ、スチフナに生ずる圧縮応力を求める式を導いた。

(2) ウェブが剪断座屈する場合も含めた曲げと剪断の相関曲線を導き、ウェブに働く剪断力によつて塑性モーメントが減少するほかに、ウェブが座屈している場合にはフランジに生じている圧縮応力によつてフランジの支えうるモーメントが減少することを示した。

(3) 相関曲線を線形近似することによつて、線形計画法を利用してガーダーの崩壊荷重を求める一般的方法を示した。

(4) 2 スパン不静定ガーダーの崩壊実験を行ない、理論と実験が比較的良く一致することを確めた。

ただし、実験で検証した範囲は理論の一部であつて、今後 h/t_w の値の大きい場合、(a)(b) の崩壊形式をとる場合等についてさらに実験的研究を行なう必要があると思われる。

最後に、倉西・藤田両先生はじめ本研究に対して有益な助言をしていただいた塑性設計研究委員会第1分科会の方々並びに種々助言をいただいた当社前田主任研究員、さらに実験、解析を手伝っていただいた太田、結城、山崎の諸君に感謝致します。

参 考 文 献

- (1) A Joint Committee of the W. R. C.-A. S. C. E. "Commentary on Plastic Design in Steel" Copy 1961 by the W. R. C. & A. S. C. E.
- (2) H. Wagner "Ebene Blechwand Träger mit sehr dünnem Stegblech" Z. F. M. B 20 Heft 8, 9, 10, 11, 12 (1929)
- (3) K. Basler "Strength of Plate Girders in Shear" J. of the Structure Div. Proc. of the A. S. C. E. Oct. 1961
- (4) K. Basler "Strength of Plate Girders under Combined Bending and Shear" J. of the Structure Div. Proc. of the A. S. C. E. Oct 1961
- (5) 関西橋梁鉄骨溶接研究会 "プレートガーダーの耐荷力に関する理論と実験" 昭和 40 年 6 月