

鋼箱形断面部材の全体座屈と局部座屈の連成強度の一評価

EVALUATION FOR OVERALL AND LOCAL COUPLED BUCKLING STRENGTH
OF STEEL BEAM-COLUMNS WITH BOX-SECTION

内田裕也*・藤井伸彦**・堂垣正博***

Yuya UCHIDA, Nobuhiko FUJII, and Masahiro DOGAKI

- * 学士(工学) 関西大学大学院博士課程(前期課程)工学研究科土木工学専攻
(〒564-8680 大阪府吹田市山手町 3-3-35)
- ** 修士(工学) 松尾橋梁(株) 工事部計画課 (〒551-0023 大阪府大阪市大正区鶴町 3-1-17)
- *** 工博 関西大学教授 工学部土木工学科 (〒564-8680 大阪府吹田市山手町 3-3-35)

This paper describes an appropriate method for evaluating the interactive ultimate strength between overall and local buckling of thin-walled steel box members, based on the Q-factor method and multiplication method. Ultimate strengths of steel box beam-columns under compression and bending are obtained by applying the finite difference method to a set of differential equations for the equilibrium of stress resultants. The numerical computation are carried out to examine the ultimate strength of beam-columns, particularly in the case of simultaneous buckling between flange and web under compression and bending.

Key words: interactive buckling, ultimate strength, thin-walled steel box members, compression, bending, combined loading, finite difference method

1. まえがき

構造物を構成する部材の強度は、材料の降伏や座屈によって支配される。このうち、座屈は部材の全体変形と局部変形が連成したり、部材断面を構成する板パネル間の相互作用が生じたりするなどの複雑な現象である。

わが国の道路橋示方書¹⁾では、部材の全体座屈と局部座屈の連成強度が、局部座屈を無視して求められる全体座屈強度と部材を構成する板パネル単独の局部座屈強度との積、いわゆる積公式で算定される。この場合、断面を構成する板パネル間の連成や後座屈が十分に考慮されていないため、局部座屈強度が精度よく評価されているとは言い難い。限界状態設計法への移行が進められようとしている現在、構造物の安全性評価が明確になされるためには、部材のさまざまな強度特性を正確に把握しておく必要がある。

箱形断面部材の全体座屈と断面を構成する板要素の局部座屈との連成挙動は、部材全体を4枚の板パネルからなる折板構造にモデル化して解析できるが、必ずしも得策とは言えない。これとは別に、全体と局部の連成挙動の近似的な解析法として、つぎの3方法が考えられる。

①局所的な変形が顕著に現れると思われる領域を板要素で、その他の領域を棒要素でモデル化した、いわゆる結合モデルで解析する方法：西村ら^{2),3)}は連成座屈強度解析をこれで行い、柱やはり一柱の強度を評価した。

②短柱の局部座屈解析から $M-P-\Phi$ 曲線を構築し、部材長さ方向に積分する方法：これはLittle⁴⁾が提案した方法である。宇佐美ら⁵⁾は $M-P-\Phi$ 曲線を弾塑性有限変位解析によって定め、その精度を向上させた。また、ピーク荷重後の挙動についても検討した。

③道路橋示方書での積公式やAISC⁶⁾でのQ-factor法によって終局強度を算定する方法：この場合、部材の全体座屈強度と局部座屈強度をそれぞれ精度よく評価しておく必要がある。織田ら⁷⁾はこれらの強度を初期不整の関数で表し、実験値との比較を行った。なお、局部座屈強度は有効幅の概念を用いた4辺単純支持板の強度式から算定している。

これらの理論的研究のほか、実験的研究として、宇佐美ら^{8),9)}、山尾・崎元¹⁰⁾による溶接箱形断面部材の連成圧縮強度実験がある。また、久保・小川^{11),12)}は多くの実験データを整理し、鋼薄肉断面部材の強度評価を行った。

以上のように、部材の連成座屈強度は理論および実験の両面から次第に明らかにされつつある。しかし、構成板パネル間の相互作用、部材の全体変形と局部変形の連成を考慮した強度算定法に関する研究は比較的少ないように思われる。

本研究では、無補剛箱形断面部材を対象に、前述の連成挙動を解析的に明らかにし、簡易な終局強度評価法を提示する。

2. 箱形断面部材の全体座屈と局部座屈の終局強度解析に必要な基礎式

前述のように、局部座屈が加味された部材の全体座屈強度の評価法に積公式やQ-factor法がある。ここでは、鋼箱形断面部材を対象に、これらの手法で局部座屈強度を勘案した全体座屈強度を評価する。以下、部材の全体座屈と局部座屈の強度解析に必要な基礎式について述べる。

2.1 解析対象の鋼箱形断面部材と初期不整

Fig.1に示すフランジの幅 b_f 、厚さ t_f 、腹板の幅 b_w 、厚さ t_w の鋼箱形断面部材が圧縮力 N と曲げモーメント M を受ける場合を対象に、その全体座屈強度と局部座屈強度を個々に検討する。ただし、部材の長さは、全体座屈解析の場合には l 、局部座屈解析の場合には a とする。

つぎに、初期不整のうち、部材の全体座屈解析に必要な初期たわみとして、大きさが $0.8l/1000$ の正弦半波の初期たわみを仮定した。また、部材の局部座屈解析に必要で、断面を構成するフランジと腹板の初期たわみを、Fig.2(a)に示すように、

$$v_0 = \mp C_f b_f \cos \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi z}{b_f},$$

$$w_0 = C_w b_w \cos \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b_w} \quad (1)$$

と仮定した。ここに C_f 、 C_w は初期たわみの倍率で、純圧縮の場合には $C_f = C_w = 0.5/150$ 、純曲げの場合には $C_f = 0.5/150$ 、 $C_w = 0.5/250$ とした。上段と下段の符号はそれぞれ上フランジと下フランジに適用される。

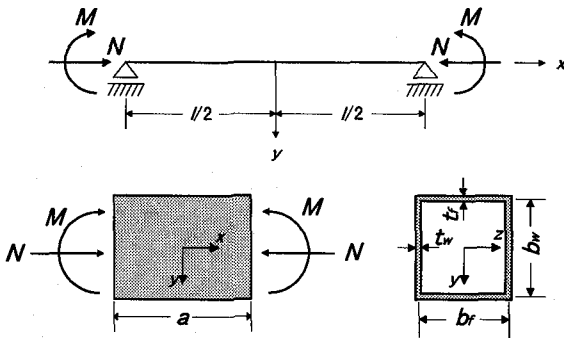
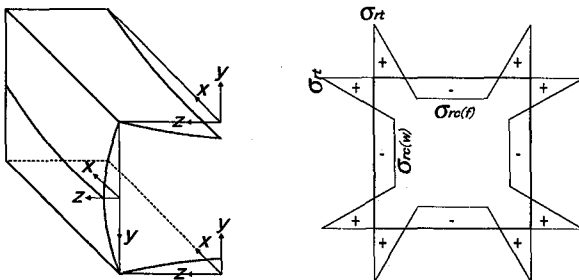


Fig.1 圧縮と曲げを受ける鋼箱形断面部材



(a) 初期たわみの形状

(b) 残留応力分布

Fig.2 初期不整の分布形状

溶接による残留応力として、Fig.2(b)に示す自己平衡型で台形分布のそれを仮定し、その引張残留応力を $\sigma_{rt} = \sigma_y$ 、圧縮残留応力を $\sigma_{rc} = -0.25 \sigma_y$ とした。ここに、 σ_y は降伏点応力である。

初期不整が考慮された幾何学的・材料的非線形理論に基づき、圧縮と曲げを受ける鋼箱形断面部材の終局強度解析を行う。解析に際し、以下の仮定を設ける。

- 1) 部材は完全弾塑性体からなる。
- 2) Kirchhoff-Loveの仮定が成り立つ。
- 3) 降伏はvon Misesの等価応力に従い、降伏後の応力-ひずみ関係にZieglerの移動硬化則が適用できる。

また、圧縮と曲げを受ける短い鋼箱形断面部材の局部座屈（以下、これを局部連成座屈と称する）を明らかにするために、つぎのようにモデル化する。すなわち、

- 1) 箱形の断面は4枚の薄板で構成される。
- 2) 断面を構成する4枚の薄板の載荷辺は単純支持される。
- 3) 薄板の接合部は変形後も直角を保つ。

2.2 部材の全体座屈解析に必要な諸式

(1) つり合い式

箱形断面部材の弾塑性有限変位解析に必要なつり合い式は、 x および y 方向の力のつり合いと z 軸まわりのモーメントのつり合いから、

$$\frac{dN_{x(c)}}{dx} = 0,$$

$$\frac{d^2 M_{z(c)}}{dx^2} + N_{x(c)} \frac{d^2 \bar{v}_{(c)}}{dx^2} = 0 \quad (2)$$

のように得られる。ここに、 $\bar{v}_{(c)}$ は全たわみで、初期たわみ $v_{0(c)}$ と荷重によるたわみ $v_{(c)}$ の和で与えられる。また、下添字(c)は棒要素を表す。

式(2)中の弾塑性有限変位場での断面力、いわゆる軸力 $N_{x(c)}$ と z 軸まわりの曲げモーメント $M_{z(c)}$ は、Lin¹³⁾あるいはMassonnet¹⁴⁾の弾塑性論に従えば、

$$N_{x(c)} = EA \left\{ \frac{du_{(c)}}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{d\bar{v}_{(c)}}{dx} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{dv_{0(c)}}{dx} \right)^2 \right\} - N_{x(c)}^p,$$

$$M_{z(c)} = -EI_z \left(\frac{d^2 \bar{v}_{(c)}}{dx^2} - \frac{d^2 v_{0(c)}}{dx^2} \right) - M_{z(c)}^p \quad (3)$$

と与えられる。ここに、 $u_{(c)}$ は部材軸方向変位、 A は断面積、 I_z は z 軸まわりの断面2次モーメント、 E はヤング率である。

また、上添字 p 付きの断面力は、真の断面力を得るために導入された仮想的な断面力である。これは、弾塑性状態にある部材を弾性と仮定して求められる断面内の応力 $\sigma_{x(c)}^p$ が降伏点応力 σ_y を越えた場合、その超過量を断面内で数値積分して得られる。すなわち、

$$N_{x(c)}^p = \sum \sigma_{x(c)}^p \Delta A, \quad M_{z(c)}^p = \sum \sigma_{x(c)}^p y \Delta A \quad (4)$$

である。ここに、 $\sigma_{x(c)}^p$ は仮想応力で、

$$\sigma_{x(c)}^p = \sigma_{x(c)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(c)}}\right) (\sigma_{x(c)}^e - \sigma_{x(c)}^b) \quad (5)$$

で与えられる。式中、上添字 b つきの応力は前荷重段階での仮想応力である。ただし、負荷にも関わらずひずみが反転したり除荷したりする場合には

$$\sigma_{x(c)}^p = \sigma_{x(c)}^b \quad (6)$$

とされる。なお、初期降伏までの間、 $\sigma_{x(c)}^b$ はゼロである。また、下添字 $eq(c)$ つきの応力は

$$\sigma_{eq(c)} = \left| \sigma_{x(c)}^e - \sigma_{x(c)}^b \right| \quad (7)$$

から求められる。

(2) 境界条件

両端で単純支持され、圧縮と曲げを同時に受ける鋼箱形断面部材を解析対象とする。圧縮力に等価な部材軸方向の強制変位を u_L 、曲げモーメントに等価な z 軸まわりの強制回転角を ϕ とすれば、 x 、 y 方向変位、および z 軸まわりの回転に関する境界条件が

$$u_{(c)} = -u_L,$$

$$\bar{v}_{(c)} - v_{0(c)} = 0,$$

$$\frac{d\bar{v}_{(c)}}{dx} - \frac{dv_{0(c)}}{dx} = -\phi \quad (8)$$

のように与えられる。

圧縮と曲げが作用する割合を一定に保ったまま、2つの強制変位を独立に漸増させながら解析することは、極めて困難なように思われる。それゆえ、支配的な荷重に対応する強制変位のみを漸増させながら与える。一方、もう一つの強制変位を与える代わりに、解析対象の荷重の組合せ条件を与えることにする。すなわち、

①圧縮の作用が曲げの作用より卓越する場合 (Fig.3に示す強度相関図の①の領域)

この場合には、式(8)の第3式の代わりに

$$\frac{M_{z(c)}}{M_p} = \Psi \frac{N_{x(c)}}{N_p} \quad (9)$$

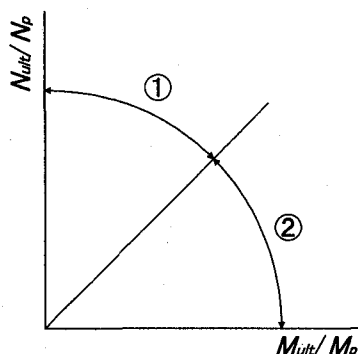


Fig. 3 組合せ荷重下における強度相関の模式図

を条件式とする。

②曲げの作用が圧縮の作用より卓越する場合 (Fig.3に示す強度相関図の②の領域)

この場合には、式(8)の第1式の代わりに

$$\frac{N_{x(c)}}{N_p} = \Psi \frac{M_{z(c)}}{M_p} \quad (10)$$

を条件式とする。

ここに、 N_p 、 M_p はそれぞれ部材の全強と全塑性モーメントである。また、 Ψ は作用する圧縮力と曲げモーメントの割合を表すパラメータで、 $0 \leq \Psi \leq 1$ である。

2.3 局部連成座屈解析に必要な諸式

(1) つり合い式

箱形断面部材の局部連成座屈解析に必要なつり合い式は、フランジおよび腹板の微小要素に作用する力の x 、 y 、 z 方向のつり合いから誘導される。その結果、弾塑性有限変位場におけるつり合い式が、フランジでは

$$\begin{aligned} \frac{\partial N_{x(f)}}{\partial x} + \frac{\partial N_{xz(f)}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial N_{xz(f)}}{\partial x} + \frac{\partial N_{z(f)}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial^2 M_{x(f)}}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xz(f)}}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 M_{z(f)}}{\partial z^2} \\ + N_{x(f)} \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x^2} + 2 N_{xz(f)} \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x \partial z} + N_{z(f)} \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial z^2} &= 0 \end{aligned} \quad (11)$$

腹板では

$$\begin{aligned} \frac{\partial N_{x(w)}}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy(w)}}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial N_{xy(w)}}{\partial x} + \frac{\partial N_{y(w)}}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial^2 M_{x(w)}}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy(w)}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_{y(w)}}{\partial y^2} \\ + N_{x(w)} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} + 2 N_{xy(w)} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} + N_{y(w)} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} &= 0 \end{aligned} \quad (12)$$

のように得られる。ここに $\bar{v}$ 、 $\bar{w}$ はそれぞれフランジの y 方向および腹板の z 方向のたわみで、初期たわみと荷重によるたわみの和である。また、下添字 (f) と (w) はそれぞれフランジと腹板を表す。

式(11)と(12)中の弾塑性有限変位場での断面力 $N_{x(f)}$ 、 $N_{z(f)}$ 、 $N_{xz(f)}$ 、 $M_{x(f)}$ 、 $M_{z(f)}$ 、 $M_{xz(f)}$ 、および、 $N_{x(w)}$ 、 $N_{y(w)}$ 、 $N_{xy(w)}$ 、 $M_{x(w)}$ 、 $M_{y(w)}$ 、 $M_{xy(w)}$ は、式(3)と同様、LinあるいはMassonnetの弾塑性論に従い、

$$\begin{aligned} N_{x(f)} &= B_f \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_0}{\partial x} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. + v \left\{ \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial z} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_0}{\partial z} \right)^2 \right\} \right] - N_{x(f)}^p, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
N_{z(f)} &= B_f \left[v \left\{ \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_0}{\partial x} \right)^2 \right\} \right. \\
&\quad \left. + \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial z} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_0}{\partial z} \right)^2 \right] - N_{z(f)}^p, \\
N_{xz(f)} &= \frac{(1-\nu)}{2} B_f \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \frac{\partial \bar{v}}{\partial z} - \frac{\partial v_0}{\partial x} \frac{\partial v_0}{\partial z} \right) - N_{xz(f)}^p, \\
M_{x(f)} &= -D_f \left\{ \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 v_0}{\partial x^2} + \nu \left(\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 v_0}{\partial z^2} \right) \right\} - M_{x(f)}^p, \\
M_{z(f)} &= -D_f \left\{ \nu \left(\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 v_0}{\partial x^2} \right) + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 v_0}{\partial z^2} \right\} - M_{z(f)}^p, \\
M_{xz(f)} &= -(1-\nu) D_f \left(\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial x \partial z} - \frac{\partial^2 v_0}{\partial x \partial z} \right) - M_{xz(f)}^p \quad (13)
\end{aligned}$$

腹板では

$$\begin{aligned}
N_{x(w)} &= B_w \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_0}{\partial x} \right)^2 \right. \\
&\quad \left. + \nu \left\{ \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial y} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_0}{\partial y} \right)^2 \right\} \right] - N_{x(w)}^p, \\
N_{y(w)} &= B_w \left[\nu \left\{ \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial x} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_0}{\partial x} \right)^2 \right\} \right. \\
&\quad \left. + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial y} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_0}{\partial y} \right)^2 \right] - N_{y(w)}^p, \\
N_{xy(w)} &= \frac{(1-\nu)}{2} B_w \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial \bar{w}}{\partial x} \frac{\partial \bar{w}}{\partial y} - \frac{\partial w_0}{\partial x} \frac{\partial w_0}{\partial y} \right) - N_{xy(w)}^p, \\
M_{x(w)} &= -D_w \left\{ \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} + \nu \left(\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \right) \right\} - M_{x(w)}^p, \\
M_{y(w)} &= -D_w \left\{ \nu \left(\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right) + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \right\} - M_{y(w)}^p, \\
M_{xy(w)} &= -(1-\nu) D_w \left(\frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \right) - M_{xy(w)}^p \quad (14)
\end{aligned}$$

である。ここに、 u はフランジと腹板の x 方向変位、 w 、 v はそれぞれフランジの z 方向および腹板の y 方向の変位である。 B_f 、 B_w はそれぞれフランジと腹板の伸び剛さ、 D_f 、 D_w はそれぞれフランジと腹板の曲げ剛さ、 ν はポアソン比である。

また、上添字 p 付きの断面力は、仮想断面力である。これらは、弾塑性状態にある部材を弾性と仮定して求められる応力 $\sigma_{x(f)}^e$ 、 $\sigma_{z(f)}^e$ 、 $\tau_{xz(f)}^e$ 、 $\sigma_{x(w)}^e$ 、 $\sigma_{y(w)}^e$ 、 $\tau_{xy(w)}^e$ を von

Misesの等価応力式に代入し、それが降伏点応力 σ_y を越えた場合、その超過量を板厚方向に単位幅にわたって集めて得られる。すなわち、フランジでは

$$\begin{aligned}
N_{x(f)}^p &= \sum \sigma_{x(f)}^p \Delta y, \quad N_{z(f)}^p = \sum \sigma_{z(f)}^p \Delta y, \\
N_{xz(f)}^p &= \sum \tau_{xz(f)}^p \Delta y, \\
M_{x(f)}^p &= \sum \sigma_{x(f)}^p y \Delta y, \quad M_{z(f)}^p = \sum \sigma_{z(f)}^p y \Delta y, \\
M_{xz(f)}^p &= \sum \tau_{xz(f)}^p y \Delta y \quad (15)
\end{aligned}$$

腹板では

$$\begin{aligned}
N_{x(w)}^p &= \sum \sigma_{x(w)}^p \Delta z, \quad N_{y(w)}^p = \sum \sigma_{y(w)}^p \Delta z, \\
N_{xy(w)}^p &= \sum \tau_{xy(w)}^p \Delta z, \\
M_{x(w)}^p &= \sum \sigma_{x(w)}^p z \Delta z, \quad M_{y(w)}^p = \sum \sigma_{y(w)}^p z \Delta z, \\
M_{xy(w)}^p &= \sum \tau_{xy(w)}^p z \Delta z \quad (16)
\end{aligned}$$

である。ここに、 $\sigma_{x(f)}^p$ 、 $\sigma_{z(f)}^p$ 、 $\tau_{xz(f)}^p$ 、 $\sigma_{x(w)}^p$ 、 $\sigma_{y(w)}^p$ 、 $\tau_{xy(w)}^p$ は仮想応力で、フランジでは

$$\begin{aligned}
\sigma_{x(f)}^p &= \sigma_{x(f)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(f)}} \right) \left(\sigma_{x(f)}^e - \sigma_{x(f)}^b \right), \\
\sigma_{z(f)}^p &= \sigma_{z(f)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(f)}} \right) \left(\sigma_{z(f)}^e - \sigma_{z(f)}^b \right), \\
\tau_{xz(f)}^p &= \tau_{xz(f)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(f)}} \right) \left(\tau_{xz(f)}^e - \tau_{xz(f)}^b \right) \quad (17)
\end{aligned}$$

腹板では

$$\begin{aligned}
\sigma_{x(w)}^p &= \sigma_{x(w)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(w)}} \right) \left(\sigma_{x(w)}^e - \sigma_{x(w)}^b \right), \\
\sigma_{y(w)}^p &= \sigma_{y(w)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(w)}} \right) \left(\sigma_{y(w)}^e - \sigma_{y(w)}^b \right), \\
\tau_{xy(w)}^p &= \tau_{xy(w)}^b + \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_{eq(w)}} \right) \left(\tau_{xy(w)}^e - \tau_{xy(w)}^b \right) \quad (18)
\end{aligned}$$

で与えられる。式中、上添字 b 付きの応力は、前荷重段階における仮想応力で、負荷にも関わらずひずみが反転したり除荷したりする場合、

$$\begin{aligned}
\sigma_{x(f)}^p &= \sigma_{x(f)}^b, \quad \sigma_{z(f)}^p = \sigma_{z(f)}^b, \quad \tau_{xz(f)}^p = \tau_{xz(f)}^b, \\
\sigma_{x(w)}^p &= \sigma_{x(w)}^b, \quad \sigma_{y(w)}^p = \sigma_{y(w)}^b, \quad \tau_{xy(w)}^p = \tau_{xy(w)}^b \quad (19)
\end{aligned}$$

とされる。ただし、初期降伏までの間、 $\sigma_{x(f)}^b$ 、 $\sigma_{z(f)}^b$ 、 $\tau_{xz(f)}^b$ 、 $\sigma_{x(w)}^b$ 、 $\sigma_{y(w)}^b$ 、 $\tau_{xy(w)}^b$ はゼロである。また、下添字

eqつきの応力は等価応力で、フランジでは

$$\sigma_{eq(f)} = \left\{ (\sigma_{x(f)}^e - \sigma_{x(f)}^b)^2 - (\sigma_{x(f)}^e - \sigma_{x(f)}^b)(\sigma_{z(f)}^e - \sigma_{z(f)}^b) + (\sigma_{z(f)}^e - \sigma_{z(f)}^b)^2 + 3(\tau_{xz(f)}^e - \tau_{xz(f)}^b)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (20)$$

腹板では

$$\sigma_{eq(w)} = \left\{ (\sigma_{x(w)}^e - \sigma_{x(w)}^b)^2 - (\sigma_{x(w)}^e - \sigma_{x(w)}^b)(\sigma_{y(w)}^e - \sigma_{y(w)}^b) + (\sigma_{y(w)}^e - \sigma_{y(w)}^b)^2 + 3(\tau_{xy(w)}^e - \tau_{xy(w)}^b)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (21)$$

である。

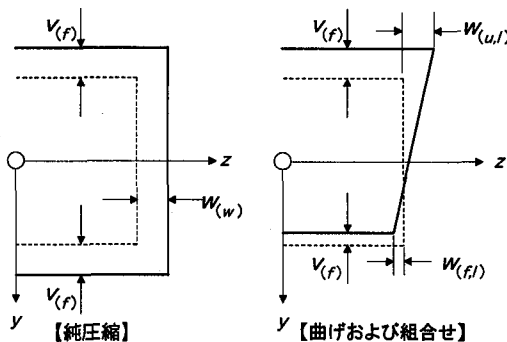
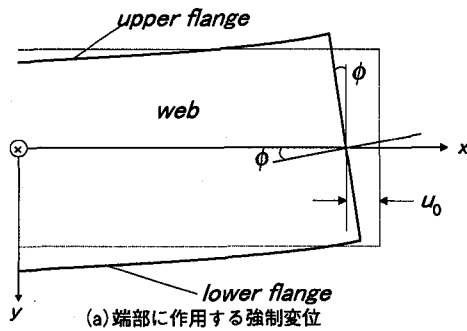
(2) 境界条件

両端で単純支持された箱形断面部材において、断面を構成する板パネルの面内および面外方向の変形に関する境界条件は、つぎのようである。すなわち、箱形短柱の端部では、圧縮や曲げによって、その断面が圧縮されるとともに回転する。また、部材を構成する4枚の薄板が単純支持されているものとすれば、Fig. 4(a)に示すように、フランジでは

$$\begin{aligned} u_{(f)} &= -u_0 \mp \frac{b_w}{2} \phi, \\ N_{xz(f)}^e - N_{xz(f)}^b &= 0, \\ \bar{v}_{(f)} - v_{0(f)} &= -v_{(w)}, \\ \frac{\partial^2 \bar{v}_{(f)}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 v_{0(f)}}{\partial x^2} &= 0 \end{aligned} \quad (22)$$

腹板では

$$u_{(w)} = -u_0 + y\phi,$$



(b) 断面の膨張および収縮

Fig. 4 部材端部における変形状態

$$N_{xy(w)}^e - N_{xy(w)}^b = 0,$$

$$\bar{w}_{(w)} - w_{0(w)} = \frac{b_w/2 - y}{b_w} w_{(f,u)} + \frac{b_w/2 + y}{b_w} w_{(f,l)},$$

$$\frac{\partial^2 \bar{w}_{(w)}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_{0(w)}}{\partial x^2} = 0 \quad (23)$$

が仮定できる。ここに、 u_0 と ϕ はそれぞれ端部における部材軸方向の強制変位とz軸まわりの強制回転角である。ちなみに、式(22)と(23)の第3式では、圧縮や曲げの作用で箱断面がFig. 4(b)のように膨張したり収縮したりできるように考えた。なお、上段と下段の符号はそれぞれ上フランジと下フランジに適用される。

圧縮と曲げが同時に作用する場合、強制変位と強制回転角をそれぞれ独立に与えながら解析することもできるが、ここではその割合を一定に保ったまま解析するため、式(22)と(23)の第1式のほかに、荷重の組合せ条件を付加する。その際、圧縮と曲げのいずれの作用が卓越するかを勘案する。すなわち、

① 圧縮の作用が曲げの作用より卓越する場合

部材軸方向変位 u_0 を独立変数、断面回転角 ϕ を従属変数とし、式(22)と(23)の第1式をそれぞれ

$$\begin{aligned} u_{(f)} \pm \frac{b_w}{2} \phi &= -u_0, \\ u_{(w)} - y\phi &= -u_0 \end{aligned} \quad (24)$$

のように書き改める。さらに、圧縮と曲げが作用する割合を与える

$$\Psi_N \frac{\left| \int \sigma_x dA \right|}{N_p} - \Psi_M \frac{\int \sigma_x y dA}{M_p} = 0 \quad (25)$$

の荷重条件式を付加する。ただし、

$$\Psi_M = 1, 0 \leq \Psi_N \leq 1$$

である。

② 曲げの作用が圧縮の作用より卓越する場合

断面回転角 ϕ を独立変数、部材軸方向変位 u_0 を従属変数とし、式(22)と(23)の第1式を

$$\begin{aligned} u_{(f)} + u_0 &= \mp \frac{b_w}{2} \phi, \\ u_{(w)} + u_0 &= y\phi \end{aligned} \quad (26)$$

のように書き改める。さらに、圧縮と曲げが作用する割合を示す

$$\Psi_N \frac{\left| \int \sigma_x dA \right|}{N_p} - \Psi_M \frac{\int \sigma_x y dA}{M_p} = 0 \quad (27)$$

を荷重条件として付加する。ただし、

$$0 \leq \Psi_M \leq 1, \Psi_N = 1$$

である。

(3) 連続条件

フランジと腹板の接合部における変位の連続性から

$$u_{(f)} = u_{(w)},$$

$$\bar{v}_{(f)} - v_{0(f)} = -v_{(w)},$$

$$w_{(f)} = \bar{w}_{(w)} - w_{0(w)},$$

$$\frac{\partial \bar{v}_{(f)}}{\partial z} - \frac{\partial v_{0(f)}}{\partial z} = \frac{\partial \bar{w}_{(w)}}{\partial y} - \frac{\partial w_{0(w)}}{\partial y} \quad (28)$$

が得られる。

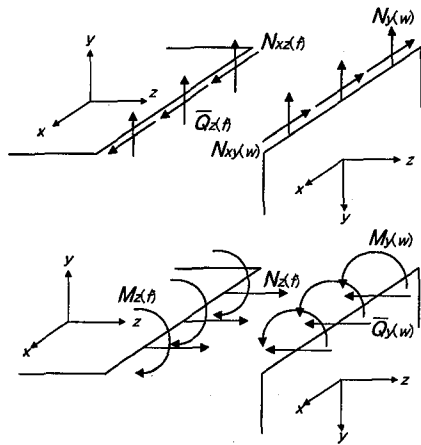
また、Fig.5を参照し、フランジと腹板の接合部において、フランジと腹板の膜せん断力 $N_{xz(f)}$, $N_{xy(w)}$, フランジの反力 $\bar{Q}_{z(f)}$ と腹板の y 方向膜力 $N_{y(w)}$, フランジの z 方向膜力 $N_{z(f)}$ と腹板の反力 $\bar{Q}_{y(w)}$, x 軸まわりの曲げモーメント $M_{z(f)}$, $M_{y(w)}$ の連続性から

$$N_{xz(f)} = \pm N_{xy(w)},$$

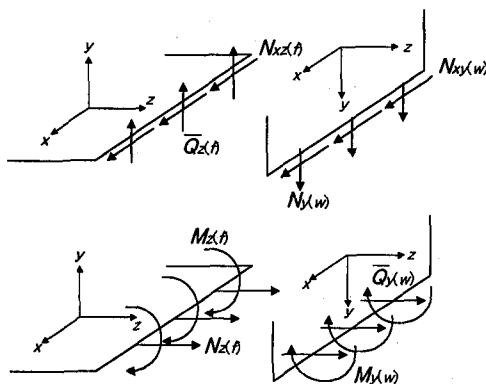
$$\bar{Q}_{z(f)} = \mp N_{y(w)},$$

$$N_{z(f)} = \pm \bar{Q}_{y(w)},$$

$$M_{z(f)} = \pm M_{y(w)} \quad (29)$$



(a) 上フランジと腹板の接合部



(b) 下フランジと腹板の接合部

Fig.5 フランジと腹板の接合部に作用する断面力

の条件式を得る。ここに、

$$\begin{aligned} \bar{Q}_{z(f)} &= \frac{\partial M_{z(f)}}{\partial z} + 2 \frac{\partial M_{xz(f)}}{\partial x}, \\ \bar{Q}_{y(w)} &= \frac{\partial M_{y(w)}}{\partial y} + 2 \frac{\partial M_{xy(w)}}{\partial x} \end{aligned} \quad (30)$$

である。ただし、上段と下段の符号はそれぞれ上フランジと腹板、下フランジと腹板の接合部での連続条件式に適用される。

2.4 数値解析法

2.2と2.3で詳述した部材の全体座屈と局部座屈の解析に必要な基礎式を解き、箱形断面部材の終局強度を明らかにする。これらは非線形の常微分あるいは偏微分方程式であるため、ここでは差分法でそれらを代数方程式に置換する。その結果、

$$[K][\Delta\delta] = \{R\} \quad (31)$$

なる多元連立の非線形代数方程式を得る。ここに、 $[K]$ は係数マトリクス、 $\{\Delta\delta\}$ は増分変位ベクトル、 $\{R\}$ は残差不平衡力ベクトルである。これを増分法と修正Newton-Raphson法を併用した混合法で解く。なお、非線形性の増大とともに、求解に必要な反復回数が増加するため、Lagrangeの補間法とJacobiの加速法で解の収束を早めた。

3. 数値解析結果とその考察

2.で述べた基礎式と数値解析法を用い、箱形断面からなる柱の終局圧縮強度、はりの終局曲げ強度、はり一柱の終局強度を明らかにする。解析対象の鋼材は、降伏点 $\sigma_y=235\text{MPa}(2,400\text{kgf/cm}^2)$, ヤング率 $E=206\text{GPa}(2.1 \times 10^6\text{kgf/cm}^2)$, ポアソン比 $\nu=0.3$ である。

はじめに、解析に必要な差分分割数と解との関係を調べたところ、部材を軸方向に全体座屈解析の場合には22分割、局部座屈解析の場合には24分割すればよいことがわかった。また、断面を構成するフランジと腹板を幅方向にそれぞれ24分割、板厚方向にそれぞれ10分割した結果、よい精度の解が得られた。

3.1 鋼柱の終局圧縮強度

(1) 全体座屈強度

断面を構成する板パネルの局部変形を考慮せず、部材の終局圧縮強度を求めれば、Fig.6に■印で示す結果を得る。ここに、断面の形状比 $b_w/b_f=1.0$, フランジと腹板の幅厚比 $b_f/t_f=b_w/t_w=22.5$ である。図中、縦軸は全強 N_p で無次元化された終局圧縮強度 $N_{ult,global}/N_p$, 横軸は部材の修正細長比

$$\bar{\lambda} = \frac{l}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \cdot \frac{A}{I_z}} \quad (32)$$

である。

Perry-Robertson型の強度式¹⁵⁾を参考に、得られた解析値 $N_{ult,global}/N_p$ を修正細長比 $\bar{\lambda}$ の関数で表せば、部材の終局圧縮強度曲線が

$$\frac{N_{ult,global}}{N_p} = f(\bar{\lambda}) = \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \left(X - \sqrt{X^2 - 4\bar{\lambda}^2} \right) \quad (33)$$

のように求められる。これを図示すれば、Fig.6の太い実線のようになる。ここに、

$$X = 1 + 0.243(\bar{\lambda} - 0.15) + \bar{\lambda}^2$$

である。同図には、織田・長谷川・宇佐美⁷⁾による強度式（点線）、現行道路橋示方書の強度曲線（破線）、ECCSのb曲線¹⁶⁾（1点鎖線）、SSRCのNo.2曲線¹⁷⁾（2点鎖線）も示す。図から明らかなように、本強度曲線は他の強度曲線とよい相関にあり、箱形断面柱の終局圧縮強度を精度よく推定しているものと思われる。

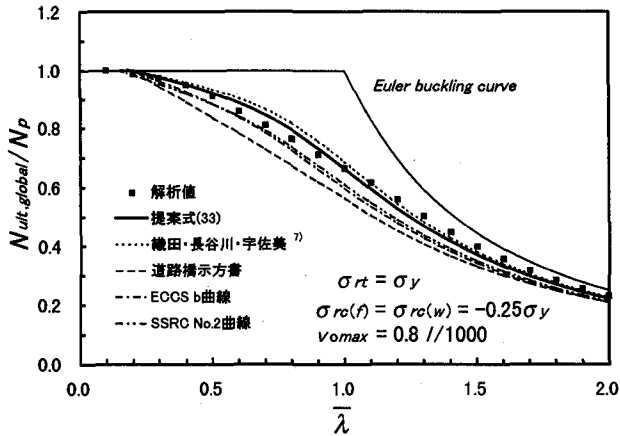


Fig.6 鋼箱形断面柱の終局圧縮強度曲線

(2) 局部座屈強度

薄肉断面部材の局部連成座屈強度の整理には、一般に等価幅厚比パラメータが用いられる。等価幅厚比パラメータには弾性座屈係数が含まれる。弾性座屈係数は、箱形断面の形状やフランジと腹板の幅厚比によって板パネル相互の拘束の度合いが異なるため、大いに変化する。したがって、板パネル相互の拘束が正しく評価された座屈係数を用いるのが望ましい。

フランジと腹板の幅厚比の比 $\gamma = b_{fw}/b_w t_f$ と局部連成座屈係数 $k_{cr,int}$ ($\sigma_{cr} = k_{cr,int} \sigma_{ew}$, $\sigma_{ew} = \pi^2 D_w / b_w^2 t_w$) との関係調べた¹⁸⁾。弾性座屈係数と γ との関係において、その一例を示すと、Fig.7のようになる。ここに、腹板の縦横比は $a/b_w = 1.0$ 、断面形状比は $b_w/b_f = 1.0$ である。図中、上側の1点鎖線は載荷辺が単純支持され、非載荷辺が固定の腹板の座屈係数を、下側の1点鎖線は周辺単純支持された腹板のそれを示す。また、右側の点線は載荷辺が単純支持され、非載荷辺が固定のフランジの座屈係数曲線を、左側の点線は周辺単純支持されたフランジのそれを示す。

図からも明らかなように、箱形断面短柱の局部連成座屈係数（実線）は $\gamma = 1.0$ で周辺単純支持されたフランジの単一板の座屈係数（左側の点線）および腹板の単一板の座屈係数（下側の1点鎖線）と一致し、箱断面を構成するフランジと腹板は同時に座屈する。

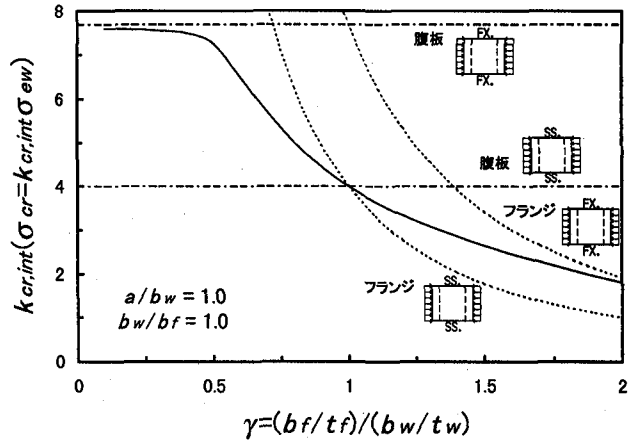


Fig.7 純圧縮を受ける箱形短柱のフランジと腹板の幅厚比の比と局部連成座屈係数との関係

フランジと腹板が同時座屈するパラメータ ($a/b_w = 1.0$, $b_w/b_f = 1.0$, $b_{fw}/b_w t_f = 1.0$) に対し、終局圧縮強度を求めれば、Fig.8(a)に■印で示す解を得る。同図には、箱形断面短柱の実験結果^{8),9),19)~24)}も示す。図中、縦軸は全強 N_p で無次元化された終局圧縮強度 $N_{ult,local}/N_p$ 、横軸は久保・小川¹¹⁾が提案したフランジと腹板の幅厚比パラメータ R_f , R_w の相乗平均で与えられる等価幅厚比パラメータ

$$R_{fw} = \sqrt{R_f \cdot R_w} \quad (34)$$

である。ここに、

$$R_f = \frac{b_f}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{k_f \pi^2}}$$

$$R_w = \frac{b_w}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{k_w \pi^2}}$$

である。

一方、相乗平均による等価幅厚比パラメータ R_{fw} に代えて、Nakai-Kitada-Miki²⁵⁾はフランジと腹板の連成効果を考慮した等価幅厚比パラメータ

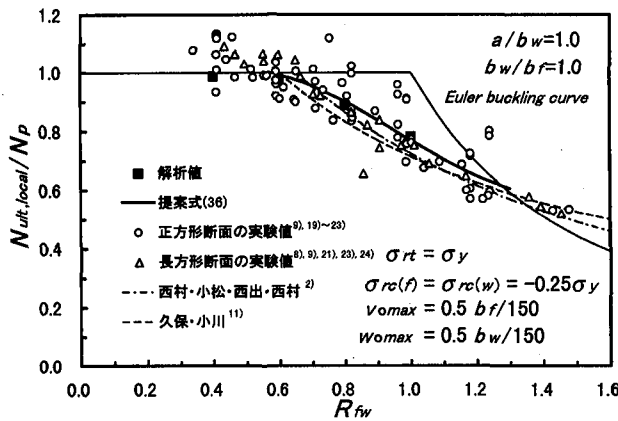
$$R_a = \frac{b_f}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{k_a \pi^2}} \quad (35)$$

を提案している。ここに、

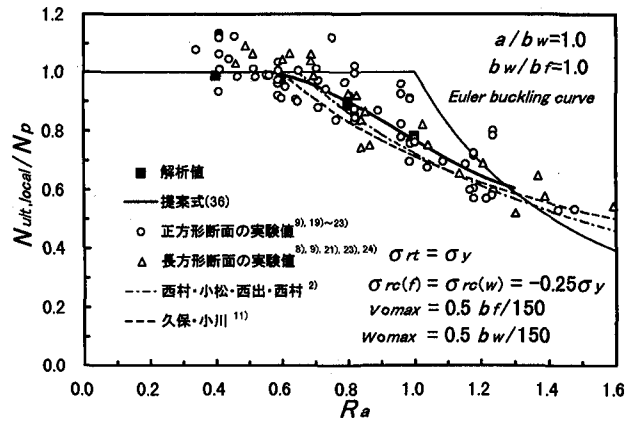
$$k_a = \frac{(\alpha_f + 1/\alpha_f)^2 + (t_w/t_f)^2 (b_w/b_f)(\alpha_w + 1/\alpha_w)^2}{1 + (b_w/b_f)^2 (t_w/t_f)^2},$$

$$\alpha_f = a_0/b_f, \quad \alpha_w = a_0/b_w,$$

$$a_0 = b_f \left\{ \frac{1 + (b_w/b_f)^2 (t_w/t_f)^2}{1 + (b_w/b_f)^2 (t_w/t_f)^2} \right\}$$



(a) 等価幅厚比パラメータに相乗平均値を用いた場合



(b) 等価幅厚比パラメータに式(35)を用いた場合

Fig.8 箱形断面短柱の終局圧縮強度曲線

である。式(35)を用い、実験結果を整理すれば、Fig.8(b)を得る。

Fig.8の(a)と(b)との比較から明らかなように、等価幅厚比パラメータが相違しても実験結果のばらつきに有意な差は認められない。したがって、純圧縮を受ける箱形断面短柱の等価幅厚比パラメータにフランジと腹板の幅厚比パラメータの相乗平均値 R_{fw} を用いる。

本解を参照し、鋼柱の圧縮強度算定式を

$$\begin{aligned} \frac{N_{ult,local}}{N_p} &= 1.0 & 0 < R_{fw} \leq 0.565 \\ &= R_{fw}^3 - 2.88R_{fw}^2 + 2.11R_{fw} + 0.55 & 0.565 < R_{fw} \leq 1.3 \end{aligned} \quad (36)$$

のように提案する。同図には、比較のため、西村ら²⁾による板パネルの基本強度式（1点鎖線）

$$\frac{N_{ult,local}}{N_p} = \left(1 + \frac{R_{fw} - 0.65}{2}\right)^{-2} \quad (37)$$

久保・小川¹¹⁾による実験データの回帰曲線（破線）

$$\frac{N_{ult,local}}{N_p} = \frac{1}{R_{fw} + 0.4} \quad (38)$$

も示す。図から明らかなように、本解析による強度曲線は、西村らによる強度曲線（式(37)）や久保・小川による強度曲線（式(38)）に比べ、やや高めの値を示している。同時座屈する断面すなわち正方形断面の実験結果と比較したところ、本曲線はほぼ平均値相当の強度を与えており、式(36)は局部連成座屈強度を精度よく推定しているものと思われる。

(3) 部材の全体と局部の連成強度

箱形断面部材の連成強度 $N_{ult,int}$ の評価にあたり、式(33)で与えられる局部座屈を無視した部材の全体座屈強度と式(36)で与えられる部材の局部座屈強度とを利用する。

Q-factor法では、全体座屈と局部座屈の連成強度が

$$\frac{N_{ult,int}}{N_p} = Q \cdot f(\sqrt{Q\lambda}) \quad (39)$$

で表される。ここに、係数 Q は鋼材の降伏点応力の低減係数に相当し、式(36)の局部連成座屈強度が用いられる。一方、積公式による連成強度は

$$\frac{N_{ult,int}}{N_p} = Q \cdot f(\lambda) \quad (40)$$

で表される。

式(33)と(36)を式(39)あるいは(40)に適用して連成座屈強度を算定し、それらを実験値と比較したところ、Fig.9を得た。ここに、図(a)、(b)、(c)はそれぞれ局部座屈を無視した全体座屈強度（式(33)）、Q-factor法による強度（式(39)）、積公式による強度（式(40)）と実験値との比較である。図中、横軸は終局強度の推定値、縦軸は実験値である。

図(a)に示す局部座屈を無視した座屈強度の推定値は、実験値に比べ、かなり高めのものが多い。局部座屈による部材の剛性低下が考慮されていないので、当然の結果といえる。つぎに、図(b)に示すQ-factor法による連成座屈強度は、若干のばらつきがあるものの、平均値相当の強度を呈している。また、図(c)に示す積公式による連成座屈強度は、Q-factor法に比べて、若干安全側の傾向にある。

3.2 鋼はりの終局曲げ強度

箱断面の形状比 b_w/b_f が極端に大きくならないかぎり、箱形断面はりには横倒れ座屈せず、その終局曲げ強度は局部座屈に左右される。ここでは曲げを受ける短い箱形断面はりを対象に、その終局強度を明らかにする。

圧縮力を受ける箱形断面短柱の場合にも述べたとおり、用いる等価幅厚比パラメータが問題となる。そこで、フランジと腹板の幅厚比の比 $\gamma = b_{fw}/b_{wf}$ と局部連成座屈係数との関係を調べると、Fig.10を得る。ただし、腹板の縦横比は $a/b_w = 1.0$ 、断面形状比は $b_w/b_f = 1.0$ である。図中、

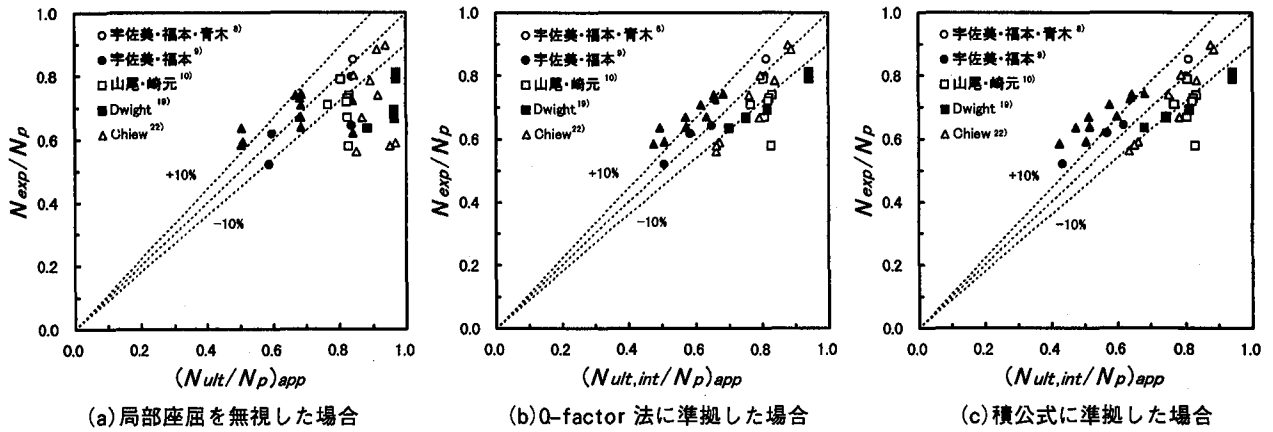


Fig.9 各種評価法による箱形断面圧縮柱の連成強度と実験値との比較

上側の1点鎖線は載荷辺が単純支持され、非載荷辺が固定の腹板の曲げ座屈係数を、下側の1点鎖線は周辺単純支持された腹板のそれを表す。また、右側の点線は載荷辺が単純支持され、非載荷辺が固定のフランジの圧縮座屈係数曲線を、左側の点線は周辺単純支持されたフランジのそれを表す。図から明らかなように、フランジと腹板が同時に座屈するパラメータ γ の値は $\gamma=0.4$ である。ちなみに、この場合、フランジと腹板の弾性座屈係数はそれぞれ $k_f=4$ 、 $k_w=25.5$ である。

フランジと腹板が同時座屈するパラメータ ($a/b_w=1.0$, $b_w/b_f=1.0$, $b_{fw}/b_w t_f=0.4$) に対し、終局曲げ強度を求めれば、Fig.11(a)を得る。同図には、箱形断面はりの実験結果^{26)~30)}も示す。図中、縦軸は全塑性モーメント M_p で無次元化された終局曲げ強度 $M_{ult,local}/M_p$ 、横軸は久保・小川¹²⁾が提案したフランジと腹板の幅厚比パラメータの相乗平均で与えられる等価幅厚比パラメータ R_{fw} である。

一方、相乗平均による等価幅厚比パラメータ R_{fw} に代えて、西村ら³⁾はフランジと腹板の連成を考慮した等価幅厚比パラメータ

$$R_b = \frac{b_f}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{k_b \pi^2}} \quad (41)$$

を提案している。ここに、

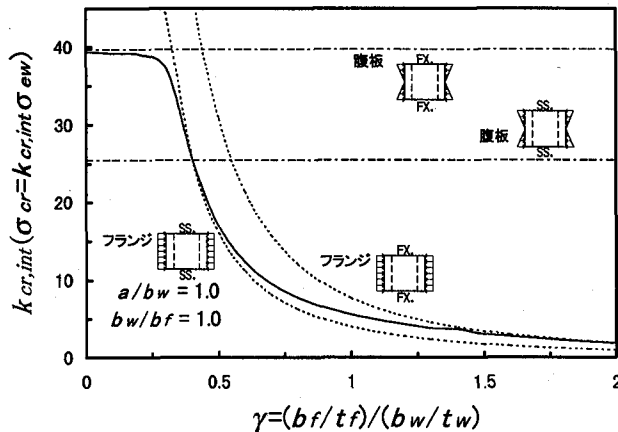


Fig.10 純曲げを受ける部材のフランジと腹板の幅厚比の比と局部連成座屈係数との関係

$$k_b = \frac{6.6 + 3.015\eta - 2.819\eta^2 + (5.961 - 19.485\eta + 17.038\eta^2)\zeta}{0.727 + 1.063\eta - 0.705\eta^2 + (1.511 - 4.947\eta + 4.260\eta^2)\zeta},$$

$$\eta = t_f/t_w, \quad \zeta = b_w/b_f$$

である。

式(41)を用い、実験結果を整理すれば、Fig.11(b)を得る。この場合、同時座屈する断面の供試体はなく、相乗平均で整理した実験結果はかなりばらついている。正方形あるいはそれに近い断面が曲げを受ける場合には、フランジの局部座屈が先行する。すなわち、 $\gamma > 0.4$ の場合には、Fig.10からも明らかなように、同時座屈する部材の連成座屈係数は、周辺単純支持されたフランジ単独の座屈係数(左側の点線)より高い。したがって、正確な座屈係数で計算された等価幅厚比パラメータと相乗平均によるものとはかなり異なった値を示す。そのため、相乗平均による等価幅厚比パラメータはフランジと腹板の連成効果を十分な精度で評価しているとは言い難い。一方、Fig.11(b)の場合、フランジと腹板の連成効果が、Fig.11(a)の場合に比べ、よりよく評価されているように思われる。以下では、曲げを受ける箱形断面はりの等価幅厚比パラメータに式(41)を用いる。

本解を参照し、鋼はりの曲げ強度算定式を

$$\frac{M_{ult,local}}{M_p} = 1.0 \quad 0 < R_b \leq 0.46$$

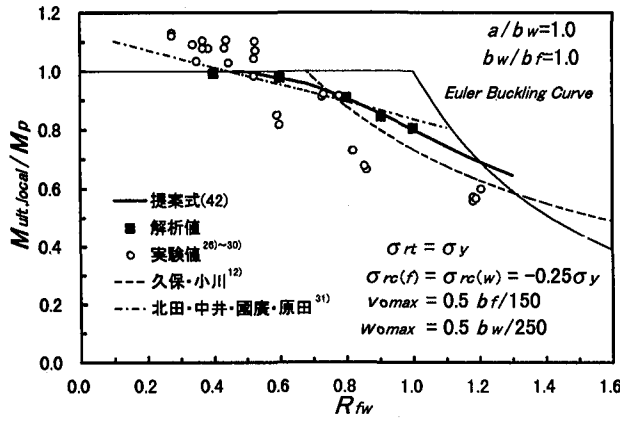
$$= 0.60R_b^3 - 1.83R_b^2 + 1.30R_b + 0.73 \quad 0.46 < R_b \leq 1.3 \quad (42)$$

のように提案する。

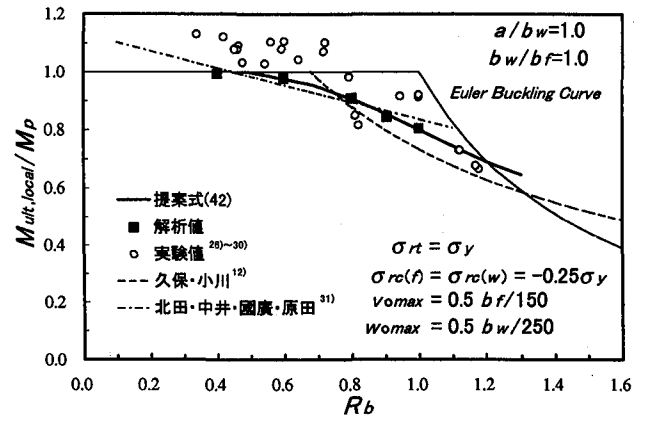
同図には、比較のため、久保・小川¹²⁾による実験データの回帰曲線(破線)

$$\frac{M_{ult,local}}{M_p} = \frac{0.88}{R_b + 0.2} \quad (43)$$

北田ら³¹⁾による弾塑性有限変位解析による強度曲線(1点鎖線)



(a) 等価幅厚比パラメータに相乗平均値を用いた場合



(b) 等価幅厚比パラメータに式(41)を用いた場合

Fig.11 鋼箱形断面はりの終局曲げ強度曲線

$$\frac{M_{ult,local}}{M_p} = -0.296R_b + 1.132 \quad (44)$$

も示した。

図から明らかなように、式(42)の強度曲線は実験値の平均値相当の曲線を与えているものと思われる。

3.3 圧縮と曲げを受けるはり一柱

(1) 局部座屈を無視したはり一柱の終局強度

局部座屈が無視された圧縮と曲げを受ける鋼箱形断面部材の終局強度の強度相関を図示すれば、Fig.12 のようになる。図中、縦軸は圧縮柱の終局強度 $N_{ult,global}$ で無次元化された組合せ荷重下での終局圧縮強度 $N_{ult,com}/N_{ult,global}$ 、横軸は全塑性モーメント M_p で無次元化された組合せ荷重下での終局曲げ強度 $M_{ult,com}/M_p$ である。ただし、 $b_w/b_f=1.0$ 、 $b_f/t_f=b_w/t_w=22.5$ である。

図から明らかなように、柱の修正細長比 $\bar{\lambda}$ の増大とともに、強度相関曲線は外側に凸の曲線から内側に凸の曲線へと変化する。これらの解析結果を参照し、終局強度相関式

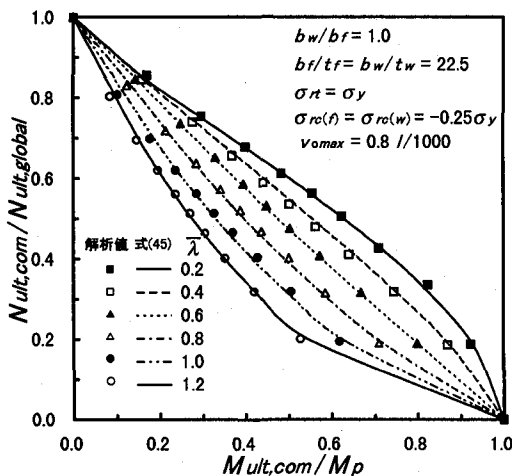


Fig.12 圧縮と曲げを受ける箱形断面部材の終局強度相関曲線

$$\left(\frac{N_{ult,com}}{N_{ult,global}} \right)^\alpha + \left\{ \frac{M_{ult,com}}{(1 - N_{ult,com}/N_E)M_p} \right\}^\beta \leq 1 \quad (45)$$

を提案する。ここに、 N_E はオイラーの座屈強度、指数 α 、 β は修正細長比 $\bar{\lambda}$ の関数で、

$$\alpha = 0.563\bar{\lambda}^2 - 2.193\bar{\lambda} + 2.194$$

$$\beta = 0.415\bar{\lambda}^2 - 1.307\bar{\lambda} + 1.533$$

で与えられる。図から明らかなように、式(45)はいずれの修正細長比に対する終局強度相関関係をも精度よく近似している。

(2) 局部座屈を考慮したはり一柱の終局強度

鋼箱形断面部材の全体座屈と局部座屈の連成強度はQ-factor 法によって算定できる。すなわち、式(45)の $N_{ult,global}$ には局部座屈を考慮した鋼箱形断面柱の終局圧縮強度

$$N_{ult,lim} = Q \cdot f(\sqrt{Q\bar{\lambda}})N_p \quad (46)$$

を代入する。ここに、

$$f(\sqrt{Q\bar{\lambda}}) = \frac{1}{2Q\bar{\lambda}^2} \left(X - \sqrt{X^2 - 4Q\bar{\lambda}^2} \right),$$

$$X = 1 + 0.243(\sqrt{Q\bar{\lambda}} - 0.15) + Q\bar{\lambda}^2,$$

$$Q = R_{fw}^3 - 2.88R_{fw}^2 + 2.11R_{fw} + 0.55 \quad 0.565 < R_{fw} \leq 1.3$$

である。また、式(45)の M_p には鋼箱形断面はりの終局曲げ強度

$$M_{ult,local} = (0.60R_b^3 - 1.83R_b^2 + 1.30R_b + 0.73)M_p \quad 0.46 < R_b \leq 1.3 \quad (47)$$

を代入する。

上述の式(45)を式(46)と式(47)で補正した終局強度算定法を検証する。比較のための適当な実験結果がみあたらないため、ここでは棒要素と板要素の結合モデルによる弾塑性有限変位解析結果³⁾を用いる。

Table 1 解析モデルの諸元

Model	$\bar{\lambda}$	b/t_f	b_w/t_w	R_{fw}	R_b
C1013	1.02	73.14	73.14	1.30	1.12
C0813	0.83	73.14	73.14	1.30	1.12
C0811	0.83	61.87	61.87	1.10	0.95
C0709	0.67	50.62	50.62	0.90	0.77

Table 2 解析値³⁾と提案式による結果との比較

Model	$\bar{N}$	$\bar{M}$	$\bar{M}_{app}$	$\bar{M}/\bar{M}_{app}$
C1013	1.000	0.000	0.000	
C1013-03	0.792	0.144	0.159	0.909
C1013-05	0.694	0.206	0.223	0.926
C1013-10	0.549	0.325	0.325	0.999
C1013-20	0.396	0.469	0.448	1.047
C1013-30	0.312	0.544	0.524	1.037
C1013-M	0.000	1.000	1.000	1.000
C0813	1.000	0.000	0.000	
C0813-05	0.693	0.224	0.267	0.840
C0813-10	0.547	0.354	0.386	0.918
C0813-20	0.390	0.505	0.526	0.959
C0813-M	0.000	1.000	1.000	1.000
C0811	1.000	0.000	0.000	
C0811-03	0.788	0.171	0.182	0.938
C0811-05	0.688	0.233	0.259	0.898
C0811-10	0.542	0.368	0.379	0.971
C0811-20	0.384	0.519	0.522	0.996
C0811-30	0.301	0.612	0.603	1.015
C0811-M	0.000	1.000	1.000	1.000
C0709	1.000	0.000	0.000	
C0709-03	0.783	0.182	0.202	0.904
C0709-05	0.694	0.269	0.280	0.960
C0709-10	0.542	0.421	0.420	1.003
C0709-20	0.377	0.584	0.582	1.005
C0709-30	0.293	0.681	0.669	1.018
C0709-M	0.000	1.000	1.000	1.000

解析モデルの諸元をTable 1に示す。いずれのモデルも断面形状比は $b_w/b_f=1.0$ である。Table 2には圧縮柱の連成強度で無次元化された組合せ荷重下での連成圧縮強度 $\bar{N}=N_{ult,com}/N_{ult,int}$ と全塑性モーメントで無次元化された組み合わせ荷重下での連成曲げ強度 $\bar{M}=M_{app}/M_p$ を示す。ここに、 $\bar{M}$ は西村らによる解析値³⁾、 $\bar{M}_{app}$ は本提案式による結果を示す。組合せ荷重下での終局連成強度が精度よく評価されているのがわかる。

4. あとがき

幾何学的・材料的非線形理論に基づき、箱形断面部材を弾塑性有限変位解析し、局部変形を考慮した鋼箱形断面部材の終局強度を理論的に明らかにした。本研究を要約すれば、以下のとおりである。

- (1) 箱形断面鋼柱の全体座屈強度と局部座屈強度を個々に明らかにし、その簡易強度評価法を提示した。また、得られた強度式をQ-factor法と積公式に適用し、全体座屈と局部座屈の連成強度を求めた。

- (2) 箱形断面鋼はりの局部連成座屈強度を明らかにし、その簡易強度評価法を提示した。
- (3) 圧縮と曲げを同時に受ける鋼箱形断面部材の終局強度を明らかにし、精度よく相関関係を評価した強度算定式を提示した。また、局部座屈を考慮した鋼箱形断面部材の終局連成強度を明らかにするため、相関関係式にQ-factor法を適用し、既往の研究による解析結果と比較したところ、本法はその終局強度を精度よく推定していることがわかった。

参考文献

- 1) 日本道路協会編：道路橋示方書・同解説，I 共通編，II 鋼橋編，丸善，1997-2。
- 2) 西村宣男・小松定夫・西出俊亮・西村良司：局部座屈を考慮した鋼箱形断面柱の設計公式，構造工学論文集，土木学会，Vol.33A，pp.171-182，1987-3。
- 3) 西村宣男・吉田信博・竹内正一：局部座屈を考慮した鋼箱形断面はり-柱部材の強度評価式，土木学会論文集，No.416/I-13，pp.385-393，1990-4。
- 4) Little, G. H. : The strength of square steel box columns-design curves and their theoretical basis, The Structural Engineer, Vol.57A, No.2, pp.49-61, Feb., 1979。
- 5) 宇佐美勉・土屋信洋・福本啓士：鋼圧縮部材の連成座屈挙動の理論的研究，土木学会論文集，No.362/I-4，pp.303-312，1985-10。
- 6) AISC : Specification for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Buildings, 1969。
- 7) 織田博孝・長谷川雄一・宇佐美勉：初期不整の関数で表わした連成座屈強度公式の実験データによる検証，土木学会論文集，No.543/I-36，pp.31-40，1996-7。
- 8) 宇佐美勉・福本啓士・青木徹彦：溶接箱形断面柱の局部座屈と全体座屈の連成強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，No.308，pp.47-58，1981-4。
- 9) 宇佐美勉・福本啓士：鋼圧縮部材の連成座屈強度実験と有効幅理論による解析，土木学会論文報告集，No.326，pp.41-50，1982-10。
- 10) 山尾敏孝・崎元達郎：溶接箱形断面柱の連成座屈強度実験，土木学会論文報告集，No.335，pp.195-198，1983-7。
- 11) 久保全弘・小川春由樹：薄肉鋼柱の極限強度の簡単な評価法，構造工学論文集，土木学会，Vol.37A，pp.83-91，1991-3。
- 12) 久保全弘・小川春由樹：薄肉鋼はりの極限強度の簡単な評価法，構造工学論文集，土木学会，Vol.37A，pp.145-154，1991-3。
- 13) Lin, T. H. : Theory of Inelastic Structures, John Wiley & Sons Inc., New York, 1968。

- 14) Massonnet, Ch. : General theory of elastic-plastic membrane-plates, Engineering Plasticity, ed. by Heyman, J. and Leckie, F. A., Cambridge University Press, pp.443-471, 1968.
- 15) Rondal, J. and Maquoi, R. : Single equation for SSRC column-strength curve, Jour. of the Struct. Div., ASCE, Vol.105, No.ST1, pp.247-250, Jan., 1979.
- 16) Beedle, L. S. (ed.) : Stability of Metal Structures, A World View, 2nd ed., Structural Stability Research Council, Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University, 1991.
- 17) Galambos, T. V. (ed.) : Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 4th ed., John Wiley & Sons, New York, 1988.
- 18) 堂垣正博・米澤 博：圧縮と曲げを受ける薄肉箱形部材の局部連成座屈, 技苑, 関西大学工業技術研究所, No.74, pp.31-38, 1993.
- 19) Dwight, J. B. and Moxham, K. E. : Welded steel plates in compression, The Structural Engineer, Vol.47, No.2, pp.49-66, Feb., 1969.
- 20) 奥村敏恵・西野文雄・長谷川彰夫：箱形断面柱の局部座屈強度, 土木学会論文報告集, No.205, pp.19-30, 1972-9.
- 21) 中井 博・北田俊行・酒造敏廣：圧縮を受ける薄肉箱形短柱の終局強度特性と終局強度算定法に関する研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.31A, pp.65-77, 1985-3.
- 22) Chiew, S. P., Lee, S. L., and Shanmugam, N. E. : Experimental study of thin-walled steel box columns, Jour. of Structural Engineering, ASCE, Vol.113, No.10, pp.2208-2220, Oct., 1986.
- 23) Liew, J. Y. R., Shanmugam, N. E., and Lee, S. L. : Behavior of thin-walled steel box columns under biaxial loading, Jour. of Structural Engineering, ASCE, Vol.115, No.12, pp.3078-3094, Dec., 1989.
- 24) 中井 博・北田俊行・國廣昌史・中村清孝・岸田和人：組合せ断面力を受ける薄肉箱形断面短柱の局部座屈を考慮した終局強度相関曲面に関する実験的研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.36A, pp.89-100, 1990-3.
- 25) Nakai, H., Kitada, T., and Miki, T. : Ultimate strength of thin-walled box columns, Proc. of JSCE, Structural Engrg./Earthquake Engrg., Vol.2, No.1, pp.25-35, Apr., 1985.
- 26) Little, G. H. : Square box sections - experimental behavior under combined bending and compression, Jour. of Strain Analysis, Vol.13, No.3, pp.165-176, 1978.
- 27) 福本嘯士・草間晴幸：薄肉鋼箱形げたの交番座屈挙動特性, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.31A, pp.37-49, 1985-3.
- 28) 北田俊行・中井 博・國廣昌史・松下孝文：圧縮・曲げ・ねじりの組合せ断面力を受ける薄肉箱形短柱の終局強度特性に関する実験的研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.34A, pp.221-231, 1988-3.
- 29) 中井 博・村山泰男・北田俊行・高田佳彦：曲げとねじりとを受ける薄肉箱形断面梁の極限強度に関する実験的研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.36A, pp.63-70, 1990-3.
- 30) 中井 博・北田俊行・國廣昌史・中村清孝・岸田和人：組合せ断面力を受ける薄肉箱形短柱の局部座屈を考慮した終局強度相関曲面に関する実験的研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.36A, pp.89-100, 1990-3.
- 31) 北田俊行・中井 博・國廣昌史・原田直樹：圧縮と曲げとを受ける無補剛・補剛薄肉箱形断面の終局強度相関曲線に関する研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.40A, pp.331-342, 1994-3.

(平成10年9月18日受付)