

# 初期不整を含む自由突出圧縮鋼板の 極限強度特性について\*

## ULTIMATE STRENGTH CHARACTERISTICS OF OUTSTANDING STEEL PLATES WITH INITIAL IMPERFECTIONS UNDER COMPRESSION

小松定夫\*\*・北田俊行\*\*\*

By Sadao KOMATSU and Toshiyuki KITADA

### 1. ま え が き

本論文では、プレートガーダーの自由突出圧縮フランジおよび圧縮補剛板の縦補剛材などのような溶接組立て部材の自由突出圧縮板要素の極限強度特性について取り扱っている。これらの突出圧縮板要素は、実際には断面の他の構成要素に接合されており、それらの拘束のもとに挙動するものである。本研究では問題を単純化して安全側の見地より、突出板要素をその接合辺で単純支持され1辺で自由の単一板にモデル化し、この単一突出板の極限強度について論ずるものである。このようなモデル化は従来もよく行われている<sup>1)~3)</sup>。

#### (1) 既往の研究成果

このような単一突出板の極限強度を理論的に取り扱うには2つのアプローチがあると考えられる。1つは、突出圧縮板を1側辺が単純支持された矩形断面の圧縮柱と考え、柱のねじり座屈問題として近似的に取り扱う方法である。この方法では、横断面形状は不変で、断面は回転のみを生じるという仮定が導入される。さらに、断面全体としてのつり合い条件のみしか考えないため、自由縁では力学的な境界条件が満足されず、支持側辺では常にモーメントが0となり単純支持の境界条件しか厳密には取り扱うことができないなどの欠点がある。他の1つは、突出板を3辺が単純支持で1辺が自由の等方性圧縮板として取り扱う方法で、横断面形状の変化や境界条件を実際に評価することができる。

まず、前者の方法の歴史的な背景について述べることにする。十字型断面のようなねじり抵抗の小さい薄肉開

断面柱を圧縮柱として用いると、オイラーの曲げ座屈応力度よりも小さい応力でねじれ変形を生じて座屈することがある。この現象を柱のねじり座屈として最初に定式化したのは Wagner<sup>4)</sup> (1904年)であった。彼は、ねじり中心とせん断中心が一致する純ねじり座屈について取り扱ったが、非対称なL型断面柱のような場合には、一般に曲げとねじりが連成したいわゆる曲げねじり座屈(はりの場合には横倒れ座屈)を生じることになる。

ねじり座屈に関する Wagner の基礎微分方程式は次式で与えられる。

$$EC_w \cdot \frac{d^3 \phi}{dx^3} - (GJ - \sigma_{cr} I_p) \frac{d\phi}{dx} = 0 \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 $E$  はヤング係数、 $G$  はせん断弾性係数、 $J$  は St. Venant のねじり定数、 $I_p$  はせん断中心回りの断面極2次モーメント、 $C_w$  は曲げねじり定数、 $\phi$  は断面回転角(ねじれ角)である。式(1)より、座屈長  $L$  の圧縮柱のねじり座屈応力度  $\sigma_{cr}$  は以下のように与えられている。

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{I_p} \left( GJ + \frac{\pi^2}{L^2} EC_w \right) \dots \dots \dots (2)$$

本研究で取り扱う長さ  $L$ 、幅  $h_s$  の3辺が単純支持で1辺が自由な平板の弾性ねじり座屈応力度は一般に次式で表現できる。

$$\sigma_{cr} = k \cdot \sigma_e \dots \dots \dots (3)$$

ここに、 $\sigma_e$  は単位幅の厚さ  $t$ 、座屈長  $h_s$  の帯板の弾性分岐座屈応力度で、座屈係数  $k$  は次式で与えられる。

$$k = 6(1-\nu)/\pi^2 + (1-\nu^2)h_s^2/L^2 \dots \dots \dots (4)$$

塑性域での座屈には、塑性流れ理論と塑性変形理論の2つがあり、どちらが正しいのかという議論が1890年ごろから1950年ごろまでなされ、最終的には初期たわみ考えた塑性流れ理論に軍配が上がった。流れ理論に従うと、塑性域で圧縮柱がねじり座屈を起こす瞬間の増分せん断応力  $d\tau$  と増分せん断ひずみ  $dr$  の関係は弾性域と同じく次式で与えられる<sup>5)</sup>。

\* 第32回土木学会年次学術講演会にて発表(昭和52年10月)。

\*\* 正会員 工博 大阪大学教授 工学部土木工学科

\*\*\* 正会員 工博 大阪市立大学講師 工学部土木工学科

$$d\tau = Gdr \dots\dots\dots (5)$$

せん断に関しては独立に弾性的な取り扱いになるという矛盾が現われる。ところが、塑性変形理論に従うと、式(2)の  $G$  が割線弾性係数  $G_s$  になるので、かえってねじり座屈応力度の理論値は実験値とよい相関を示す結果となった。一方、流れ理論による結果が実験値とあまり一致しない理由として、Onat-Drucker<sup>9)</sup> は不可避の初期たわみの存在を挙げている。初期たわみの存在により、式(5)は式(6)に代わることを示し、わずかな初期たわみに対しても座屈応力度は敏感に影響されることを明らかにした。

$$d\tau = G[E_t/E + (1 - E_t/E)(\tau/Gr) / \{1 + 3(\tau/\sigma)^2\}]dr \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 $E_t$  は接線弾性係数である。

福本・伊藤<sup>7)</sup> は、残留応力を有する自由突出フランジのねじり座屈について取り扱った。彼らは、フランジプレートと、腹板との接合線に沿って弾性回転支持された帯板にモデル化している。塑性域での座屈理論には、流れ理論および変形理論の両方を用いている。残留応力を有する圧縮柱の弾性域でのねじり座屈に対する彼らの基礎微分方程式は以下に示すとおりである。

$$EC_w \cdot \frac{d^4\phi}{dx^4} - \left[ GJ - \int (\sigma_r + \sigma_{cr})(y^2 + z^2) dydz \right] \cdot \frac{d^2\phi}{dx^2} + K_\phi \cdot \phi = 0 \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 $\sigma_r$  は残留応力度であり、 $K_\phi$  は回転ばね定数である。

西野・Tall・奥村<sup>8)</sup> も、塑性変形理論を用い、残留応力を有する2軸対称断面柱のねじり座屈について取り扱った。

Stowell<sup>9)</sup> は、圧縮柱のねじりに関する後座屈強度を弾塑性有限変位理論の立場から取り扱った。材料の塑性化に関しては変形理論を用いている。彼の導いた圧縮柱の有限変位ねじりに関する基礎微分方程式は以下に示すとおりである。

$$EC_w \cdot \frac{d^3\phi}{dx^3} - (GJ - \sigma_{cr}I_p - \sigma_r I_{pr}) \frac{d\phi}{dx} - \frac{2}{15} Eh_s^2 I_p \left( \frac{d\phi}{dx} \right)^3 = 0 \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 $\sigma_r I_{pr}$  は残留応力に関する項であり、非線形項を含んでいる。そして楕円関数を用いて方程式(8)の解析解を得ている。

Rogers<sup>10)</sup> は、塑性流れ理論を適用して Stowell の有限変位理論を拡張し、ひずみの除荷を考慮できるように改良している。さらに Rogers の基礎微分方程式には、初期たわみに関する項  $A \cdot d\phi_0/dx$  が追加されている。

Chatterjee-Dowling<sup>11)</sup> は、初期たわみのある矩形断面柱のねじり変形に関する弾性解を求め、局部降伏を耐

荷力基準にする Perry-Robertson の考え方をい、近似的な耐荷力算定式を導いている。

次に、3辺単純支持1辺自由の圧縮板として取り扱うもう一つのアプローチについて過去の研究成果を述べる。一様圧縮応力を受ける3辺単純支持板の弾性分岐座屈応力度を最初に求めたのは Timoshenko<sup>12)</sup> (1910年)であった。彼は座屈波形を次式のように仮定し、解析的に座屈応力度を求めている。

$$w = f(y) \sin(m\pi x/L) \dots\dots\dots (9)$$

長い板に対しては、彼の導いた座屈係数  $k$  は、 $\nu = 0.25$  の場合、次式で与えられる。

$$k = 0.456 + h_s^2/L^2 \dots\dots\dots (10)$$

式(4)で、ポアソン比  $\nu = 0.25$  とおくと、 $k = 0.456 + 0.94 \cdot h_s^2/L^2$  となり式(10)に示す Timoshenko の値とほぼ一致する。

Ban<sup>13)</sup> は、座屈波形を次式で仮定し、圧縮応力と面内曲げ応力を受ける3辺単純支持1辺自由板の弾性座屈解析を行った。

$$w = C\{y + \beta y \sin(\pi y/h_s)\} \sin(\lambda x) \dots\dots\dots (11)$$

単純支持の非載荷辺(あるいは自由縁)に、最大応力度が存在する3角形状の圧縮応力分布を受けるのに十分に長い板に対する座屈係数  $k$  として、1.71(あるいは1.567)なる値を示した。この値は、DIN 4114<sup>14)</sup> および ÖNORMB 4600/4<sup>15)</sup> に採用されている。

残留応力を有する3辺単純支持1辺自由板の塑性および弾塑性域での分岐座屈については、塑性変形理論を用い上田<sup>16)</sup>が解析を行っている。

その後、西野・Tall<sup>1)</sup>も上田と同様な問題を差分法を用いて解析し、一様圧縮応力を受ける場合について残留応力の分布形およびその大きさをパラメーターに多くの座屈曲線を提示した。この解析結果では、次式で与える幅厚比パラメーター  $R_s$  が 0.7 以下の場合には、残留応力は座屈強度にまったく影響しないことを示している。この結論が現行の道路橋示方書(以下、道示という)<sup>3)</sup> に採用され、自由突出板の幅厚比規準が定められた。

$$R_s = \frac{h_s}{t_s} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}}, (k = 0.425) \dots\dots\dots (12)$$

ここに、 $h_s, t_s$  は自由突出板の幅および厚さである。

Klöppel-Bilstein-Unger<sup>17)</sup> は、弾性有限変位理論に基づいて3辺単純支持板の座屈後の挙動および有効幅に関する研究を行っている。図-1のケースI~IVの荷重状態について、以下に示すような簡単なたわみ波形を用い、近似的な解析解を得ている。

$$w = (f_1 - f_{10})y/h_s \cdot \cos(\pi x/L) \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 $f_{10}$  は自由縁中央での初期たわみである。ま

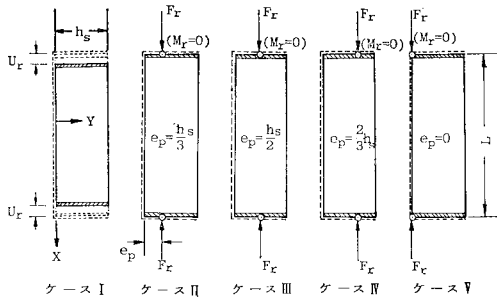


図-1 荷荷方法

た、彼らは、最大膜応力度が降伏点に達した時点をもって、直観的に極限強度と定義している。

Rhodes-Harvey<sup>18)</sup>、Fox<sup>20)</sup> も Klöppel らと同様に弾性有限変位解析を行っている。彼らはたわみ波形に次式を用いている。

$$w = \left( \sum_{n=1}^N A_n \cdot Y_n \right) \cos \frac{\pi x}{L} \dots \dots \dots (14)$$

ここに、 $Y_n$  は境界条件を満足する  $y$  の多項式で与えている。彼らは、両側の荷荷辺に剛棒を取り付け、(i) 一様相対圧縮変位を与えた場合<sup>18)</sup>、(ii) 圧縮と曲げを作用させた場合<sup>19)</sup>、および、(iii) 初期たわみが存在する場合<sup>20)</sup>について解析を行っている。その際、Klöppel らと同様、最大膜応力度の降伏点到達をもって極限強度の基準としている。

Bradfield<sup>21)</sup> は、初期たわみを有する3辺単純支持1辺自由板の弾塑性有限変位解析を差分法を用いて行っている。材料の塑性化については流れ理論を用いているが、板厚方向の塑性域の広がりについては、Crisfield<sup>22)</sup> によって改良された Ilyushin の降伏曲面を適用して近似的に取り扱っている。

また、塑性解析においては周知のように、断面が完全に塑性ヒンジにより崩壊機構を形成するまで、どの断面部分も塑性化や局部座屈を起こさないことが前提条件となっている。このような観点から、ひずみ硬化域における自由突出板の座屈問題について取り扱った研究には、Haaijer<sup>23)</sup>、Lay<sup>24)</sup>、福地<sup>25)</sup>、加藤<sup>26)</sup>、田中・高梨<sup>27)</sup>らの研究がある。

一方、自由突出圧縮板に関する実験には以下の研究が挙げられる。まず、H形あるいは十字型断面柱を用いてねじり座屈実験を行ったものには、Haaijer<sup>23)</sup>、福本・伊藤<sup>7)</sup>、西野・Tall・奥村<sup>8)</sup>、Ractliffe<sup>28)</sup>、国広・井上<sup>29)</sup>、吉識・藤田・吉田<sup>30)</sup>、McDermott<sup>31)</sup>らの実験がある。また、単純支持治具を製作し、3辺単純1辺自由支持の条件で行った実験には、Rhodes-Harvey-Fox<sup>12)</sup>と Rogers<sup>32)</sup>の実験がある。

(2) 本研究の特徴

本研究では、以下のような理由で自由突出圧縮板を3辺単純支持1辺自由板として解析することにする。

① 支持側辺および自由縁での境界条件を正確に評価することが重要である。たとえば、棒のねじり座屈として簡易に扱うと、支持側辺が固定の場合の解析ができない。

② 圧縮軸に直角方向のたわみ波形を正確に評価する必要がある。実際には横断面は剛体回転するとは限らない。

③ 本文中でも述べるが、弾塑性域での座屈では、縦横比  $\alpha$  が 1~2 のあたりで最も極限強度が低下する。このように縦横比の小さい自由突出板では、棒としてよりは板としての性状を強く示す<sup>18)</sup>。

④ 将来、突出板とそれに接合している他の板要素との連成現象を考えると、断面変形がないとする棒のねじり理論は役に立たず、研究に発展性および一般性がない。

また、初期たわみが存在する板では、圧縮荷重の増加とともに、応力の再配分が生じる。この現象を忠実に評価するために本研究では有限変位理論を用いることにした。さらに、圧縮板、特に、残留応力を有する板の極限膜応力度を正確に評価するため、塑性流れ理論に従って、板厚方向および板面内方向の塑性域の広がりを忠実に追跡することにした。

(3) 本研究の目的

本研究の目的は以下に示すとおりである。

① 図-1 に示すような5ケースの荷荷状態を対象にして自由突出板の極限強度特性を明らかにする。

② ケース I の解析結果を用いて、自由突出圧縮フランジに関する各国示方書の設計基準について考察を加える。

③ 圧縮と曲げを受ける自由突出板に関する設計基準の合理化のための資料を提供する。

2. 解析法

解析法には、文献 33) の弾塑性有限変位理論に基づいた有限要素法を用いる。自由突出板を図-2 に示すような3辺単純支持1辺自由の圧縮板にモデル化する。支持側辺における面内境界条件については、自由突出板の面内側方曲げ

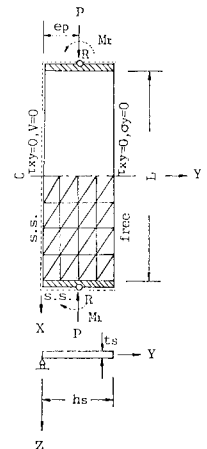


図-2 解析モデル

による柱としての不安定現象と横倒れ不安定現象の連成を避けるため Y 軸方向の変位を拘束する場合を取り扱った。念のため図-1 のケース I に示すような一様相対圧縮変位を受ける場合について、Y 軸方向変位を拘束する場合としない場合の 2 通りを比較計算したが両者の結果には有意な差は認められなかった<sup>34)</sup>。載荷辺では、図-1 に示すような剛棒を取り付け、剛棒の外側に設けたヒンジ R に相対圧縮変位を与えることにより、板に圧縮応力と面内曲げ応力を導入した。導入する面内曲げ応力の相対的大きさは、ヒンジ R を設ける位置 ( $e_p$ ) によって調整する。この方法によると、圧縮応力度から逆に圧縮変位を与えるに要する外力  $P$  を計算することになり、極限状態通過後の収束性や精度について良好な結果が得られる。それで極限応力度を正確に評価することができる。

剛棒を取り付けた節点の境界条件についての処理は以下のようにして行った。図-3 を参照して、剛棒に接続している節点を  $i, j, k \dots m$  とする。これらの節点における X 軸方向の節点変位増分を  $\Delta U_{5i-4}, \Delta U_{5j-4}, \dots, \Delta U_{5m-4}$ 、節点力増分を  $\Delta F_{5i-4}, \Delta F_{5j-4}, \dots, \Delta F_{5m-4}$  とする。さらに、剛棒の外側に設けたヒンジ R の節点変位増分を  $\Delta U_r$ 、回転角増分を  $\Delta \theta_r$ 、節点力増分を  $\Delta F_r$ 、曲げモーメント増分を  $\Delta M_r$  とする。特に、本研究で取り扱うケース I では、 $\Delta \theta_r = 0$ 、ケース II ~ V では、 $\Delta M_r = 0$  となる。つり合い条件よりただちに次式が成立する。

$$\Delta F_r = \delta_s \cdot \Delta F_s, (\delta_s = 1) \dots \dots \dots (15)$$

$$\Delta M_r = \bar{Y}_s \cdot \Delta F_s, (\bar{Y}_s = \bar{Y}_{5j-4} = Y_j) \dots \dots \dots (16)$$

ここに、 $S$  は総和規約 (summation notation) に従い、 $5i-4, 5j-4, \dots, 5m-4$  と変化する。 $Y_j$  は、ヒンジ R から節点  $j$  までの距離である。さらに、適合条件より、 $\Delta U_s = \Delta U_r + \bar{Y}_s \cdot \Delta \theta_r \dots \dots \dots (17)$

剛棒がないときの全体系の節点力増分  $\Delta F_\alpha$  と節点変位増分  $\Delta U_\beta$  の間には以下の関係式が成立するものとする。

$$k_{\alpha\beta} \cdot \Delta U_\beta = \Delta F_\alpha, (\alpha, \beta = 1, 2, \dots, N_u) \dots \dots \dots (18)$$

ここに、 $k_{\alpha\beta}$  は、接線剛性マトリックス  $\mathbf{K}_T$  の  $\alpha$  行  $\beta$  列要素を表わす (文献 33) の式 (2.2.22) を参照。ま

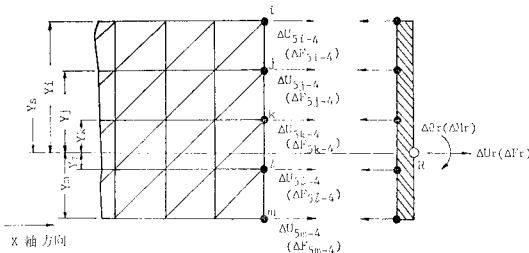


図-3 剛棒接続点の節点変位増分および節点力増分

た、 $\alpha, \beta$  も総和規約に従い、 $1, 2, \dots, N_u$  と変化する。 $N_u$  は全未知数を表わし、 $\{5 \times (\text{総節点数})\}$  となる。

式 (17) を式 (18) に代入すると次式が成立する。

$$k_{pq} \cdot \Delta U_q + k_{ps} \cdot \delta_s \cdot \Delta U_r + k_{ps} \cdot \bar{Y}_s \cdot \Delta \theta_r = \Delta F_p, (p, q = 1, 2, \dots, N_u) \dots \dots \dots (19)$$

ここに、 $p, q$  も総和規約に従い、 $1, 2, \dots, N_u$  と変化するが、剛棒の接続点  $i, j, \dots, m$  での X 方向の量に対応する番号は飛ばして変化するものとする。したがって、 $p, q$  は  $(N_u - M_g)$  回変化するようになる。ここに  $M_g$  は、1 本の剛棒に接続されている全節点の総数である。このように剛棒を取り付ければ、自由度は  $(N_u - M_g + 2)$  に低減する。また、式 (18) を式 (15), (16) に代入すると次式が得られる。

$$\delta_s \cdot k_{sq} \cdot \Delta U_q + \delta_t \cdot k_{ts} \cdot \delta_s \cdot \Delta U_r + \delta_t \cdot k_{ts} \cdot \bar{Y}_s \cdot \Delta \theta_r = \Delta F_r \dots \dots \dots (20)$$

$$\bar{Y}_s \cdot k_{sq} \cdot \Delta U_q + \delta_t \cdot k_{ts} \cdot \bar{Y}_s \cdot \Delta U_r + \bar{Y}_t \cdot k_{ts} \cdot \bar{Y}_s \cdot \Delta \theta_r = \Delta M_r \dots \dots \dots (21)$$

ここに、 $t = 5i-4, 5j-4, \dots, 5m-4$  と変換し、 $\delta_t = 1$ 。式 (19) ~ (21) を用いて、 $(N_u - M_g + 2)$  個の未知量  $\Delta U_q$  ( $q = 1, \dots, N_u$ )、 $\Delta U_r$ 、 $\Delta \theta_r$  を求めることができる。

載荷方法としては、図-1 に示す 5 つのケースを考えた。ケース I では一様相対圧縮変位を与え、ケース II ~ V では剛棒に設けるヒンジの位置を、それぞれ、 $e_p = h_s/3, h_s/2, 2h_s/3, 0$  と変化させ、ヒンジ位置で外力モーメント  $M_r = 0$  なる条件で相対圧縮変位を与えた。弾性線形解析では、ケース I とケース III はまったく同じ結果になるが、有限変位解析では非常に異なった挙動を呈する。ケース I の場合、板が横倒れ変形を起こすまでの初期の段階では、板に生じる軸方向応力による合力の作用位置はケース III と一致するが、板の横倒れ変形が大きくなるにつれて応力の合力の作用線は支持側辺の側へと移動していく。

弾性の線形解析を行ったときの各ケースの応力分布を図-4 に示す。ケース I はプレートガーダーの自由突出圧縮フランジ、ケース II ~ V は偏心載荷された偏心補剛板 (片面のみに補剛材を有する板) の補剛材、ガセットを介して偏心圧縮力を受ける T 型断面柱、L 型断面柱、山型断面柱など、および、床版応力と主桁応力を同時に受ける鋼床版の縦リブなどの局部座屈を考察する場合に

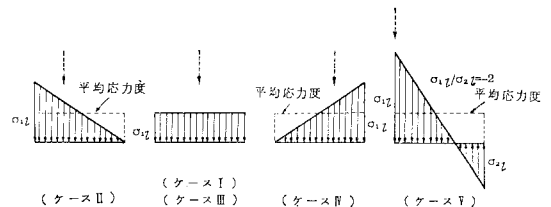


図-4 弾性線形時における応力分布

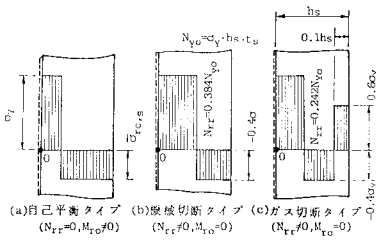


図-5 残留応力分布のパターン

相当する。

今回の解析に用いた3種の残留応力分布を図-5に示す。残留応力による軸方向合力を  $N_{rr}$ 、同じく支持側辺0点回りのトルクを  $M_{r0}$  とする。図-5 (a) は、 $N_{rr}=0$  の自己平衡タイプである。等脚の十字型断面柱の一構成要素などの残留応力分布はこのタイプに属すると考えられる。残留応力によるトルクは断面全体で0になればいいから、自由突出フランジや十字型断面柱の場合には、各構成要素では、 $M_{r0}$  は0になる必要はない。実際には、ガス切断の熱の影響で自由縁付近には図-6に示すような引張りの残留応力が存在するが、今回は、安全側の見地より、図-5 (a) のような分布形と仮定した。

図-5 (b) と (c) は、 $M_{r0}=0$  のタイプである。板の片面のみに補剛された板 (L型およびT型断面柱なども含む) の補剛材などを想定したものである。補剛板の板パネル自身の残留応力による面外曲げモーメントは小さく無視すると、補剛材の残留応力によるトルク  $M_{r0}$  は0になるとみなしてよい。しかし、残留応力による軸方向合力は補剛板全体で0になればよく、補剛材内の残留応力による合力  $N_{rr}$  は0になる必要はない。タイプ (b) は、先端を機械仕上げした場合、タイプ (c) は先端をガス切断した場合を想定したものである。タイプ (c) が最も実際的な分布形であり、先端部の残留引張応力度の大きさとその分布幅は、文献35)の補剛板の実測値を参照にして定めた。残留圧縮応力度が  $-0.4\sigma_Y$  程度の実測結果<sup>35)</sup>とタイプ (c) を比較して図-6に示す。タイプ (c) が実測結果によく適合していることがわかる。タイプ (a) の残留圧縮応力度  $\bar{\sigma}_{rc,s}$  の大きさは、十字型断面柱を用いた福本・伊藤<sup>7)</sup>の実測結果を参照にして  $-0.4\sigma_Y$  とした (SS 41 材の場合)。

タイプ (b) および (c) の残留圧縮応力度  $\bar{\sigma}_{rc,s}$  は、補剛板の補剛材では、 $-0.2\sigma_Y$  (SS 41) 程度であるが<sup>35)</sup>、それ以外の構造要素 (T型、L型断面柱の一構成要素など) のことも考慮し、安全側の見地より、 $\bar{\sigma}_{rc,s}=-0.4\sigma_Y$  とした。

なお、タイプ (a) の場合、残留応力による極限応力度の敏感性を調べるため  $\bar{\sigma}_{rc,s}$  を  $0 \sim -0.4\sigma_Y$  の範囲

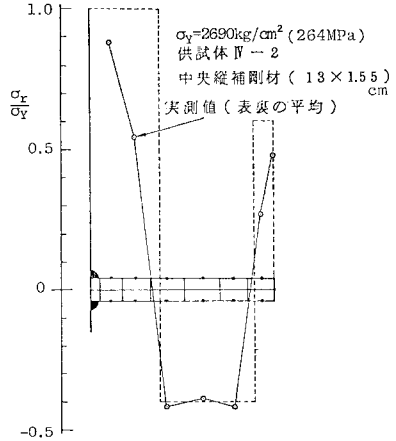


図-6 実測残留応力分布 (補剛材)

内で変化させた解析も行って見た。

本解析に用いた初期たわみ波形を図-7に示す。初期たわみの大きさは道示のフランジに対する直角度の規準を参考にして、 $\bar{W}_0/h_s=1/100$  とした。なお、ケース I の場合、初期たわみに対する極限応力度の敏感性を調べるため、 $\bar{W}_0/h_s$  を  $0.0005 \sim 0.025$  の範囲内で変化させた解析も行って見た。

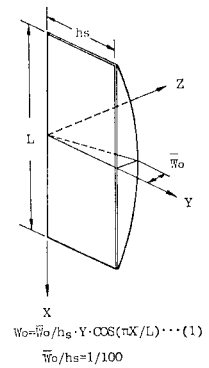


図-7 初期たわみ波形

今回の解析モデルにおいては、自己平衡でない残留応力分布の存在、および面内曲げ荷重の存在により、板が座屈しないとした場合

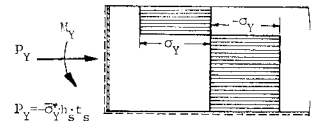


図-8 全断面塑性状態

で、図-8に示すような全断面塑性の極限状態に達したときの極限平均圧縮応力度  $\bar{\sigma}_Y^*$  は、降伏点  $\sigma_Y$  に必ずしも一致しない。この  $\bar{\sigma}_Y^*$  は次のようにして求めることができる。まず、軸力および曲げモーメントのつり合い条件より次式を得る。

$$\left( \frac{P_Y}{N_{Y0}} - \frac{N_{rr}}{N_{Y0}} \right)^2 \pm \left( \frac{M_Y}{M_{Y0}} + 2 \frac{N_{rr}}{N_{Y0}} \right) = 1 \dots (22)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} P_Y &= \bar{\sigma}_Y^* \cdot h_s \cdot t_s, & N_{Y0} &= \sigma_Y \cdot h_s \cdot t_s \\ M_Y &= P_Y (e_p - h_s/2), & M_{Y0} &= \sigma_Y \cdot h_s^2 \cdot t_s / 4 \end{aligned} \right\} \dots (23 \sim 26)$$

式 (23)~(26) を式 (22) に代入し、整理すると、

$$(\bar{\sigma}_Y^*/\sigma_Y)^2 + (\pm \alpha - 2 \bar{\epsilon}_{rr}) (\bar{\sigma}_Y^*/\sigma_Y) + \bar{\epsilon}_{rr}^2 \pm 2 \bar{\epsilon}_{rr} - 1 = 0 \dots (27)$$

ここに、

表一  $\bar{\sigma}_Y^*/\sigma_Y$

ケース	I	II	III	IV	V
なし	1.000 0	0.720 7	1.000 0	0.720 7	0.414 2
ガス切断	1.242 2	1.106 4	0.960 2	0.590 9	0.656 4
機械切断	1.384 3	1.270 2	0.899 1	0.442 0	0.762 5

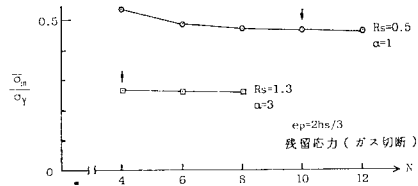
$$\alpha = 2 - 4 e_p/h_s, \quad \bar{\epsilon}_{r,r} = N_{r,r}/N_{Y_0} \dots\dots\dots(28, 29)$$

式(27)を用いて、各種荷重方法および残留応力分布に対して、 $\bar{\sigma}_Y^*/\sigma_Y$  を求めその結果を表一に示す。ただし、ケースIについては、圧縮変位を増加するにつれて圧縮応力の合力が支持側辺側に移動し、最終的には全断面が圧縮の降伏点に達すると考えた。表一で  $\bar{\sigma}_Y^*/\sigma_Y$  が1より大になっているのは、残留応力の存在が極限強度に対して有利に影響しているためである。以下、この  $\bar{\sigma}_Y^*$  のことを全塑性平均圧縮応力度という。 $\bar{\sigma}_Y^*$  は、圧縮応力度と曲げ応力度が共存する部材が座屈を生じないと仮定した場合の極限応力度を与えるもので、この種の部材の極限強度を論ずるのに適している。これを、残留応力と曲げ応力の影響を同時に含む基準値とすることは有意義である。この  $\bar{\sigma}_Y^*$  が横倒れによる強度低下量を考察する際の基準となるものである。

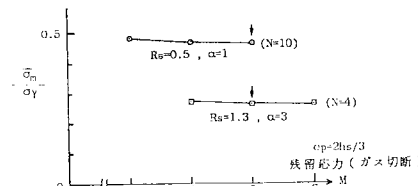
### 3. メッシュ分割と精度の関係

一様相対圧縮変位を受ける自由突出板の場合には、曲げ変位が生じないため、その挙動は文献(33)の周辺単純支持板の場合によく類似すると考えられるので同文献を参照して、図一2に示すように、圧縮軸方向には4~5分割、それに直角方向には4分割とした。

ケースII~Vでは、圧縮変位とともに曲げ変位も発生する。板の面内曲げに対しては、文献(33)で用いているような一定ひずみの三角形有限要素は一般に精度がよくないといわれている。そこで、不安定現象という立場からは最も不利な荷重方法であるケースIVの場合について、メッシュ分割と精度の関係を調べてみた。幅厚比パラメーター  $R_s$  が0.5と小さく弾塑性域での不安定現象を呈する場合と  $R_s$  が大きく1.3で弾性域での不安定現象を呈する場合の解析結果を図一9、10に示す。解析には、 $\bar{\sigma}_m$  が最も小さくなるような縦横比  $\alpha ( = L/h_s )$  をそれぞれ用いた。まず横方向の分割数  $M$  を4に固定し、縦方向の分割数  $N$  を変化させてみた。 $R_s=0.5$  の板では  $N=10$ 、 $R_s=1.3$  の板では  $N=4$  でほぼ収束解が得られていることが図一9でわかる。さらに、 $R_s=0.5$  の場合には  $N=10$ 、 $R_s=1.3$  の場合には  $N=4$  に固定し、 $M$  を変化させてみた。 $M$  を4~5にとれば十分収束解が得られることがわかる。以上のことから、ケースII~Vの解析では  $R_s=1.3$  および1.1の一部を除



図一9 Y 軸方向の分割数と解の収束状況 ( $M=4$ )



図一10 X 軸方向の分割数と解の収束状況

いて、 $M=5$ 、 $N=10$  のメッシュ分割を用いた。

## 4. 解析結果

### (1) 縦横比と極限応力度の関係

縦横比  $\alpha$  と極限応力度  $\bar{\sigma}_m$  の関係を図一11~14に示す。 $R_s=0.7$  の板では、ケースI~IVのすべての場合について、 $\alpha=1\sim 2$  の間で  $\bar{\sigma}_m$  が最も小さくなっている。 $R_s=1.3$  の板では、ケースIの場合は  $\alpha=2\sim 3$  の間で  $\bar{\sigma}_m$  が最も小さくなっている。他の場合は、 $\alpha$  が大きくなるにつれて  $\bar{\sigma}_m$  が小さくなる傾向を示しているが、ケースIIIおよびIVでは、 $\alpha=3$  でほぼ一定値に収束していることがわかる。

### (2) 平均圧縮応力度とたわみの関係

次に、ケースI~IVの  $R_s=0.7$  およびケースVの  $R_s=0.873 (h_s/t_s=16)$  の場合の平均圧縮応力度  $\bar{\sigma}$  と自由縁中央点のたわみの関係を図一15~19に示す。ケースI、III、IVでは、初期たわみおよび残留応力の存在により全塑性平均圧縮応力度  $\bar{\sigma}_Y^*$  より若干の強度低下が認められる。しかし、ケースIIではほとんど強度低下は認められないことがわかる。旧道示<sup>2)</sup>では、腹板の中間垂直補剛材および引張応力を受ける突出板においては  $h_s/t_s \leq 16$  という規準を設けていた。中間垂直補剛材に関しては、現行の道示<sup>3)</sup>では、 $h_s/t_s \leq 13$  と改訂された。中間垂直補剛材は腹板の斜張力による偏心圧縮力を受ける。このことに関連して、図一19は、 $h_s/t_s=16$  なるケースVの結果を示したものである。ケースVの場合には、自由縁で引張応力を受けるため、自由縁でのたわみは初期たわみを減少させる方向に変位し、突出板は横倒れ現象を起こさないことがわかる。したがって、 $\bar{\sigma}_m$  も

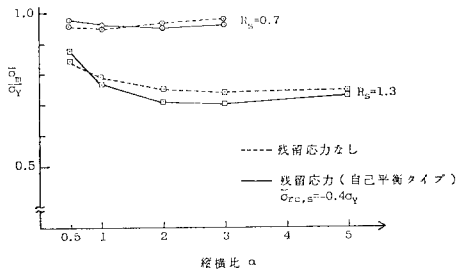


図-11 縦横比と極限応力度の関係(ケース I)

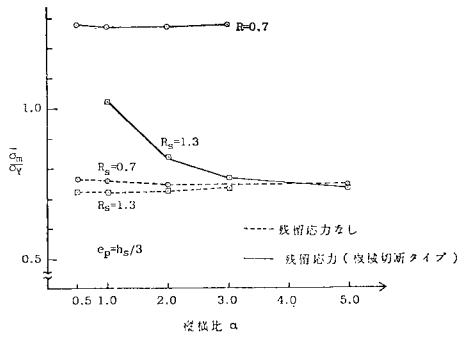


図-12 縦横比と極限応力度の関係(ケース II)

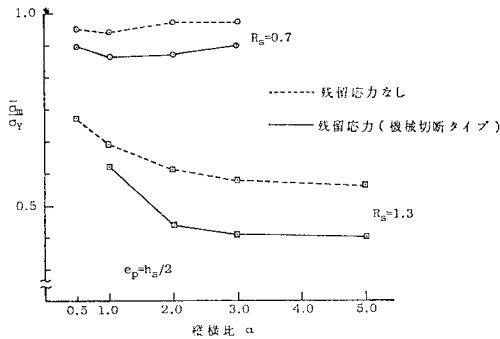


図-13 縦横比と極限応力度の関係(ケース III)

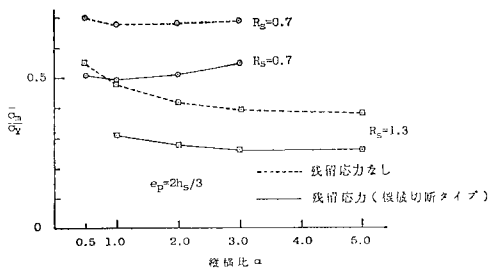


図-14 縦横比と極限応力度の関係(ケース IV)

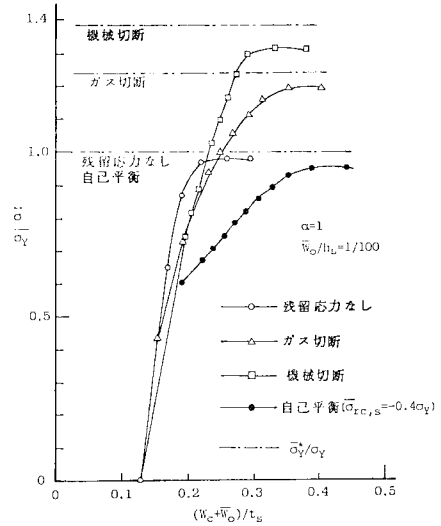


図-15 平均圧縮応力度と自由縁中央点のたわみ(ケース I,  $R_s=0.7$ )

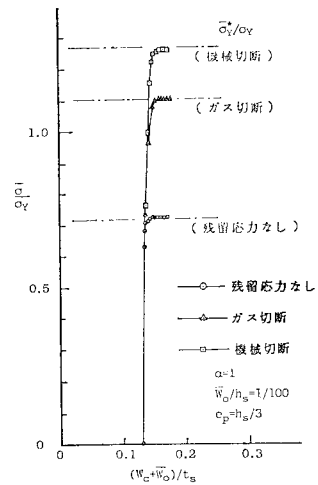


図-16 平均圧縮応力度と自由縁中央点のたわみ(ケース II,  $R_s=0.7$ )

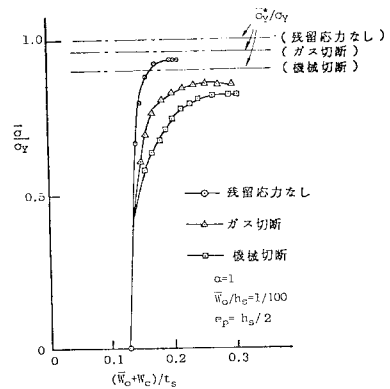


図-17 平均圧縮応力度と自由縁中央点のたわみ(ケース III,  $R_s=0.7$ )

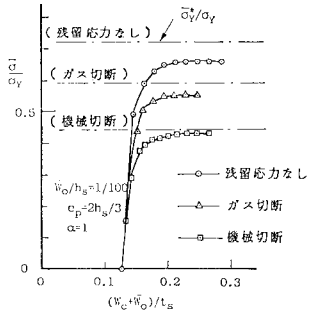


図-18 平均圧縮応力度と自由縁中央点のたわみ (ケースIV,  $R_s=0.7$ )

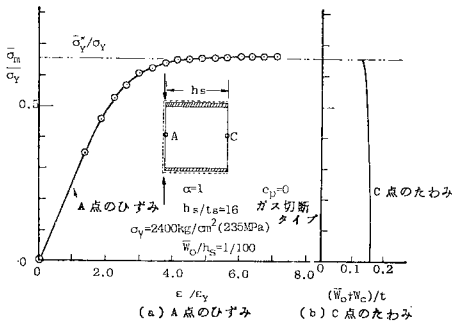


図-19 平均圧縮応力度と自由縁中央点のたわみおよび支持側辺の平均軸方向ひずみ (ケースV,  $R_s=0.873$ )

完全に  $\bar{\sigma}_Y^*$  に達していることがわかる。すなわち全塑性状態に達している。

(3) 幅厚比パラメーターと極限応力度の関係

ケースI~IVの場合について、幅厚比パラメーター  $R_s$  と極限応力度  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  の関係を図-20~23に示す。自己平衡にない残留応力分布が存在する実際的な自由突出圧縮板あるいは圧縮と曲げを同時に受ける自由突出板などの横倒れに対する強度低下を考察するのに便利なように、横倒れを起こさないとした場合の極限值である全塑性平均圧縮応力度  $\bar{\sigma}_Y^*$  で  $\bar{\sigma}_m$  を無次元化することにした。旧道示<sup>2)</sup>では、 $R_s \leq 0.7 \times 1.2$  という規準を設けていたが、道示では、 $h_s/t_s \leq 16$  までその適用範囲が拡張されている。SM 58材 ( $\sigma_Y=4600\text{kg/cm}^2=451\text{MPa}$ ) では、 $h_s/t_s=16$  のとき、 $R_s=1.21$  となる。この点を考慮して、 $0.5 \leq R_s \leq 1.3$  について計算を行った。図-13および14に示すように、縦横比を変化させた場合の  $\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  としては、 $\alpha=1$  と  $\alpha=3$  のそれぞれの  $\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  のいずれか小さい方の値を取れば十分であると考えられる。そこで、縦横比に関しては  $\alpha=1$  および  $\alpha=3$  の場合について解析し、小さい方の  $\bar{\sigma}_m$  を採用することにした。 $\alpha=3$  より、 $\alpha=1$  の場合の  $\bar{\sigma}_m$  の方が小さくなった  $R_s$  の範囲を表-2に示す。

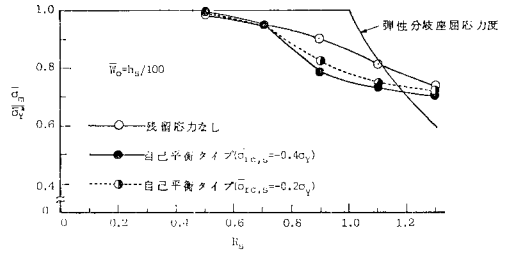


図-20  $R_s$  と  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  の関係 (ケースI)

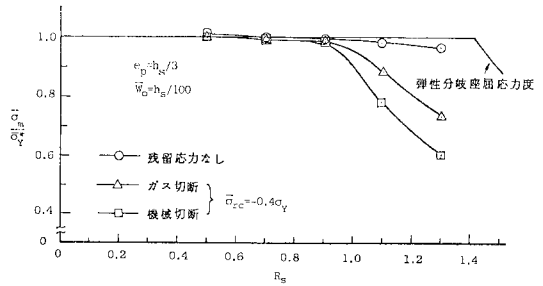


図-21  $R_s$  と  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  の関係 (ケースII)

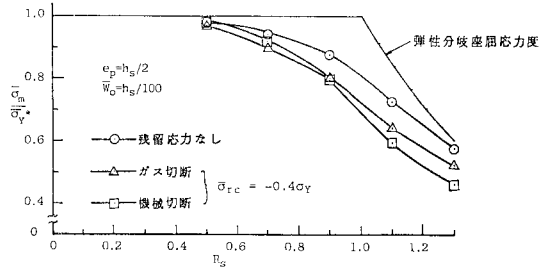


図-22  $R_s$  と  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  の関係 (ケースIII)

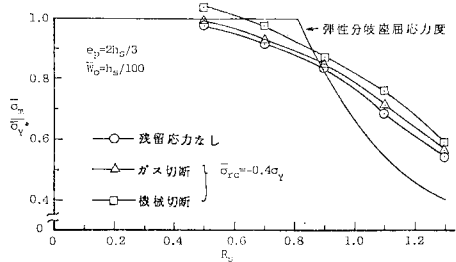


図-23  $R_s$  と  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  の関係 (ケースIV)

表-2  $\alpha=3$  より  $\alpha=1$  の場合の  $\bar{\sigma}_m$  が小さくなった  $R_s$  の値

ケース	I	II	III	IV
残留応力なし	0.5~0.9	0.5~1.3	0.5~0.9	0.5~0.9
自己平衡	0.5~0.7	—	—	—
ガス切断	—	0.5~0.9	0.5~0.9	0.5~0.9
機械切断	—	0.5~0.9	0.5~0.7	0.5~0.9

—: 解析を行わなかった。



ケース I の場合 (図-20),  $R_s > 0.7$  の自由突出板では, 残留応力の存在により  $\bar{\sigma}_m$  がかなり低下することがわかる. このことは, 弾塑性座屈理論の立場からいわれている<sup>1)</sup>. また,  $R_s=0.7$  の板では,  $\bar{W}_0/h_s=1/100$  の初期たわみの存在により, 降伏点から約 5% の強度の低下が認められる注).

ケース II の場合 (図-21),  $R_s < 0.9$  の範囲では, 初期たわみおよび残留応力の存在によりほとんど強度の低下は認められない. また,  $R_s > 0.9$  なる板では, 初期たわみによる強度低下はわずかであるが, 残留応力による強度低下は大きい.

ケース III の場合 (図-22),  $R_s=0.5$  の板では, 初期たわみおよび残留応力の存在による強度の低下はほとんど認められない. また,  $R_s$  が 1 の付近で初期たわみおよび塑性による強度の低下が最も大きく現われることがわかる. 残留応力の影響は,  $R_s \geq 0.9$  では, ほぼ一定と考えられる.  $R_s=0.9$  を境にして, 最も危険となる残留応力のタイプが, ガス切断タイプから機械切断タイプに入れ変わっている. これは,  $R_s < 0.9$  の場合, 機械切断タイプの支持側辺付近の幅広い残留引張応力の部分が有利に働き, 逆に,  $R_s > 0.9$  の領域では, 先端部の残留圧縮応力部分が不利に働いたためと思われる. ケース III の  $R_s=0.7$  の板では, 残留応力がない場合, ガス切断タイプおよび機械切断タイプの残留応力が存在する場合のそれぞれの  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  は, 0.94, 0.89, 0.91 となった.

次に, ケース IV の場合 (図-23) についても  $R_s=0.5$  では, 初期たわみおよび残留応力による強度の低下はほとんど認められない. また, 各タイプの残留応力による強度の低下量は, 他のケースの場合と違って,  $0.5 \leq R_s \leq 1.3$  の範囲内でタイプごとに一定している. さらに, ケース IV の場合には, 他のケースとは逆に残留応力のない場合の  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  が最も小さくなった. ただし,  $\bar{\sigma}_m$  の絶対値そのものは, 大きい方から並べると, 残留応力なし, ガス切断タイプ, 機械切断タイプとなっていた. これは, 今回用いた残留応力分布が, 全断面塑性状態での応力分布とよく類似しており, 残留応力が存在する場合には, この全塑性応力状態に達しやすく,  $\bar{\sigma}_Y^*$  が小さくなるためである. 一方, 残留応力がない場合には, 全塑性応力状態へと応力の再分配がなされるためには, かなりの変形量が必要であり  $\bar{\sigma}_Y^*$  が比較的大きくそこに至るまでに板が不安定状態になるためと思われる. ケース IV の  $R_s=0.7$  の板では, 残留応力がない場合, ガス切断および機械切断タイプの残留応力分布を有する場合のそれぞれの  $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^*$  は, 0.91, 0.93, 0.97,

注) ケース I の場合,  $N_{rr}=0$  の残留応力分布についてのみ取り扱っているため,  $\bar{\sigma}_Y^*=\sigma_Y$  となる.

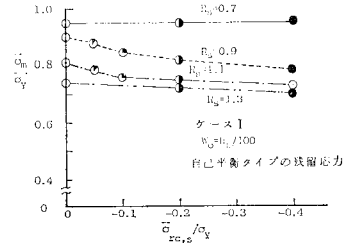


図-24 残留応力度と極限応力度の関係

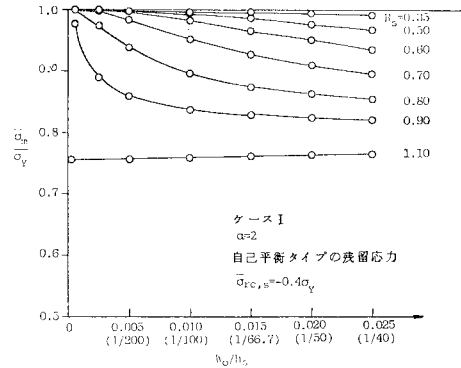


図-25 初期たわみと極限応力度の関係

$\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  は 0.66, 0.55, 0.43 となった.

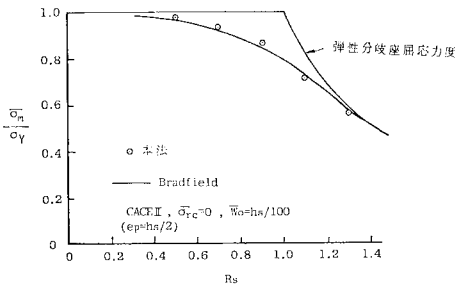
#### (4) 残留応力および初期たわみの極限応力度への影響

自己平衡タイプの残留応力を有するケース I の場合について, 残留圧縮応力度  $\bar{\sigma}_{rc,s}$  と極限応力度  $\bar{\sigma}_m$  の関係を調べ 図-24 に示す. 幅厚比パラメーター  $R_s$  が 0.9 と 1.1 の突出板の極限応力度は,  $\bar{\sigma}_{rc,s}$  が  $0 \sim -0.2\sigma_Y$  の範囲内で, 残留応力の大きさに非常に敏感に左右されることがわかる.  $|\bar{\sigma}_{rc,s}|$  が  $0.2\sigma_Y$  より大きい場合, および,  $R_s$  が 0.7 の場合には, 極限応力度は残留応力の大きさにそれほど敏感ではないことがわかる.

また, 残留圧縮応力度を  $-0.4\sigma_Y$  に固定し, 初期たわみを変化させた場合の結果を 図-25 に示す.  $R_s$  が 0.8~0.9 の突出板の極限応力度が初期たわみに最も敏感に左右されることがわかる. また,  $R_s \geq 0.6$  では  $R_s$  が大きくなるほど,  $\bar{W}_0/h_s > 1/100$  の範囲で初期たわみに対する感度が低くなることがわかる.

### 5. 他の解析法および計算法との比較

本解析法の検証を行うため, 残留応力なしで荷重ケース II の圧縮板について Bradfield<sup>21)</sup> の解析結果と本解析結果を比較し 図-26 に示す. Bradfield は差分法を用いて弾塑性有限変位解析を行っている. 弾塑性解析には, Crisfield<sup>22)</sup> により改良された Ilyushin の近似的



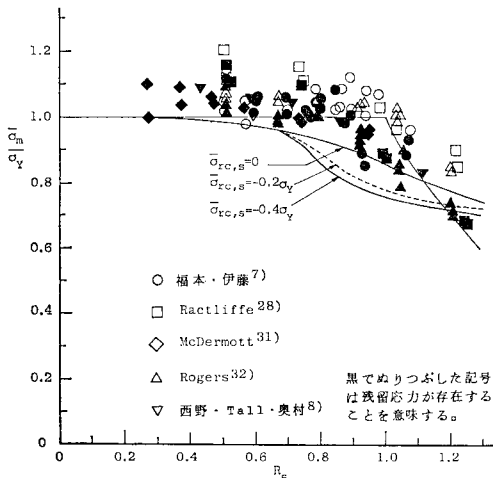
図—26 本解析結果と Bradfield の結果との比較

な降伏曲面を用いた塑性流れ理論を採用している。図—26 に示すように、本解析による  $\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  は、 $R_s < 1.0$  の領域では、Bradfield の結果よりわずかに大きめの値、 $R_s > 1.0$  では、わずかに小さめの値を示しているが、両者の結果はよく一致している。この誤差は、Bradfield の解析では、板厚方向への塑性域の広がりやを厳密に評価できないためと思われる。

また、Bradfield は残留応力を有する板の解析結果を示していないが、この種の板に対しては、Ilyushin の降伏曲面を用いる彼の理論は厳密性に欠けるように思われる。

6. 各種実験結果との対比

ケース I の解析結果と一樣相対圧縮変位を受ける十字型断面柱<sup>7), 8), 28), 31)</sup> および帯板<sup>32)</sup> を用いた実験結果との比較を図—27 に示す。帯板に関しては、圧縮軸に平行な中央線に沿った線状加熱により残留応力を導入した供試体を用い、その中央線を単純支持した実験値を採用した。これらの実験供試体の残留応力分布は、すべて、自己平行タイプであると解釈できるので、比較計算におい



図—27 本解析値と種々の実験結果との比較

ては力学モデル 図—5 (a) を用いた。ここで採用した実験値は、 $R_s < 1.3$  の実際的な幅厚比領域のものに限られている。 $R_s > 1.2$  なるあまり実用されない領域を除いて、本極限応力度曲線は、各種実験値の下限値に適合している。 $0.7 < R_s < 1.0$  の範囲で若干計算値が小さめであるのは、実験供試体に含まれる残留圧縮応力度あるいは、初期たわみなどが本計算に仮定した値に比して小さめであったものが多かったためと思われる。

また、 $R_s > 0.8$  なる領域では、残留応力の有無により、実験結果が完全に 2 つの領域に分かれ、 $R_s$  が大なる領域では、残留応力が極限強度に及ぼす影響が大きいたることがわかる。この傾向は、本解析結果からもうなずける。

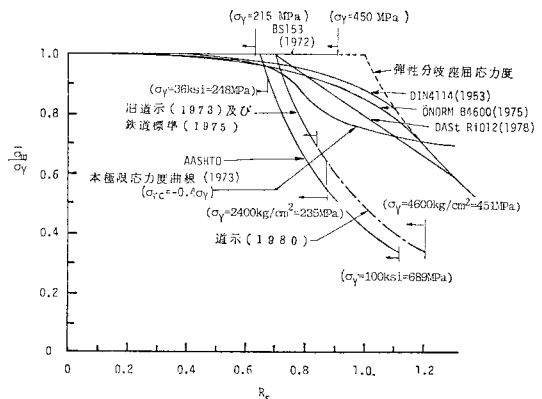
7. 各国示方書の基準耐荷力曲線の検討

各国示方書の自由突出フランジに関する基準耐荷力曲線とケース I の場合の本極限応力度曲線 ( $\bar{\sigma}_{rc,s} = -0.4 \sigma_Y$ ) を対比して 図—28 に示す。各国示方書の基準耐荷力曲線は以下に示す  $R_s$  の領域で、すべて本極限応力度曲線を多少とも上回っている。

- 道路橋示方書 [旧道示 (1973)<sup>3)</sup>, 道示 (1980)<sup>3)</sup>, 鋼鉄道橋設計標準 (1975)<sup>37)</sup>..... $R_s < 0.72$
- AASHTO (1978)<sup>32)</sup>..... $R_s < 0.66$
- DIN 4114 (1953)<sup>14)</sup> ..... $R_s < 1.18$
- DAST Ri 012(1978)<sup>38)</sup> ..... $R_s < 1.1$
- ÖNORM B 4600/4 (1975)<sup>15)</sup>... $0.66 < R_s < 1.18$
- BS 153 (1972)<sup>39)</sup> ..... $R_s < 0.91$

IDWR (1973)<sup>40)</sup> では、圧縮補剛板の縦補剛材の耐荷力を求める設計図を提示しているが、板パネルとの連成を考慮したものであるため、今回の比較の対象とはしなかった。

さらに、旧道示、道示および鋼鉄道橋設計標準の基準



図—28 各国示方書の基準耐荷力曲線と本極限応力度曲線との比較

耐荷力曲線は  $R_s > 0.72$ , AASHTO の耐荷力曲線は  $R_s > 0.66$  なる領域では, 本極限応力度曲線に比較して, 逆に非常に安全側の値を与えることがわかる。

次に, 本解析値  $\bar{\sigma}_m$  を各国示方書で定める許容応力度  $\sigma_a$  で除した値  $\bar{\sigma}_m/\sigma_a$  を実安全率  $\nu^*$  とし,  $\nu^*$  と  $R_s$  の関係を 図-29 に示す。BS 153, DAST Ri 012, ÖNORM B 4600/4 の  $\nu^*$  は  $R_s$  に対してほぼ一定値を示しているが, AASHTO, 旧道示, 道示および鋼鉄道橋設計標準の場合は,  $R_s$  に対して,  $\nu^*$  の変化が著しく,  $R_s$  が大なる領域では, 安全率が大き過ぎる傾向がみられる。また,  $\nu^*$  の最小値  $\nu_{\min}^*$  を 図-29 から読み取り,  $\nu_{\min}^*$  に対応する  $R_s$  および各国示方書で期待する主荷重に対する安全率  $\nu_B$  とともに 表-3 に示す。なお DAST Ri 012 の場合, 自由突出フランジは, 全座屈板場 (Gesamtfelder) であると考え,  $\nu_B$  に 1.7 を採用した。BS 153, DAST Ri 012 および ÖNORM B 4600/4 以外の示方書では,  $\nu_{\min}^*$  は, 期待する安全率  $\nu_B$  の 95% 以上の値となっている。

自由突出板に対する道示の規準では,  $k=0.425$  を用

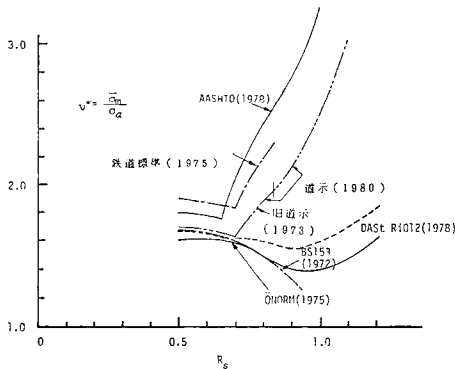


図-29  $\nu^*$ - $R_s$  曲線

表-3 最小実安全率  $\nu_{\min}^*$

示方書	R	$\nu_{\min}^*$	$\nu_B$	$\nu_{\min}^*/\nu_B$
旧道示	0.7	1.63	1.7	0.96
道示	0.7	1.63	1.7	0.96
鉄道標準	0.7	1.83	1.9	0.96
AASHTO	0.65	1.75	1.8	0.97
BS 153	0.9	1.33	1.7	0.78
DAST	0.9	1.54	1.7	0.91
ÖNORM	0.95	1.39	1.6	0.87

$\nu_B$ : 各示方書で期待する安全率

いた幅厚比パラメーター  $R_s$  が 0.7 以下であれば, 図-4 に示すような分布形状の圧縮応力を受けるすべての突出板において, その最大圧縮応力度 ( $\sigma_{1l}$ ) が降伏点  $\sigma_Y$  に達するまで板は座屈しないとしている。すると, 道示で期待する基準耐荷力  $\bar{\sigma}_{mN}$  は, ケース I ~ V のそれぞれに対して,  $\sigma_Y, 0.5\sigma_Y, \sigma_Y, 0.5\sigma_Y, 0.25\sigma_Y$  となる。これらの値と 表-1 の値を比較すると, ケース III のガス切断タイプと機械切断タイプおよびケース IV の機械切断タイプでは,  $\bar{\sigma}_{mN}$  以下の平均応力度で断面が全断面塑性状態に達することがわかる。ケース III と IV の場合について, 本解析で求めた極限応力度  $\bar{\sigma}_m$  を降伏点  $\sigma_Y$  で無次元化した値  $\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  と, 道示の  $\bar{\sigma}_{mN}$  を  $\sigma_Y$  で無次元化した値  $\bar{\sigma}_{mN}/\sigma_Y$  を比較して 図-30 と 31 に示す。 $\bar{\sigma}_{mN}/\bar{\sigma}_m$  は,  $R_s=0.7$  のときに最も低い。また, ケース I ~ V に対する  $\bar{\sigma}_{mN}/\sigma_Y, \bar{\sigma}_m/\sigma_Y, \bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_{mN}$  の値は, 表-4 に示すようになる。表-4 より, ケース III のガス切断タイプと機械切断タイプおよびケース IV の機械切断

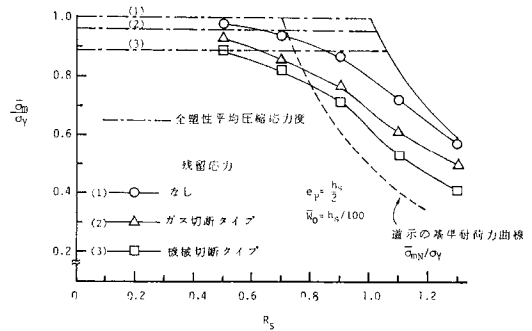


図-30  $R_s$  と  $\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  の関係 (ケース III)

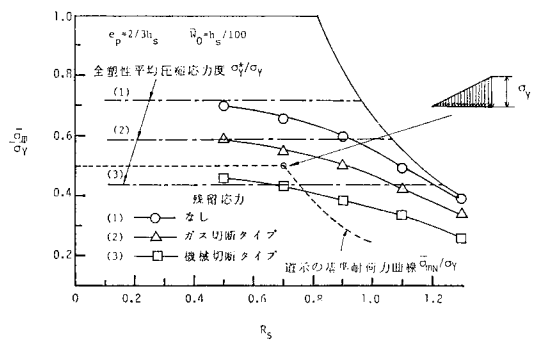


図-31  $R_s$  と  $\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$  の関係 (ケース IV)

表-4 道示の基準耐荷力と本極限応力度との比較 ( $R_s=0.7$ )

ケース 残留応力	ケース I		ケース II			ケース III			ケース IV		
	0	(a)	0	(b)	(c)	0	(b)	(c)	0	(b)	(c)
$\bar{\sigma}_{mN}/\sigma_Y$	1.0		0.5			1.0			0.5		
$\bar{\sigma}_m/\sigma_Y$	0.950	0.952	0.727	1.104	1.264	0.939	0.858	0.822	0.658	0.550	0.430
$\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_{mN}$	0.95	0.95	1.45	2.21	2.53	0.94	0.86	0.82	1.32	1.1	0.86

0: 残留応力なし (a): 自己平衡タイプ (b): ガス切断タイプ (c): 機械切断タイプ

タイプでは、本極限応力度  $\bar{\sigma}_m$  は、道示で期待する基準耐荷力  $\bar{\sigma}_{mN}$  の 95% を確保できず、それぞれ、86%、82%、86% となっている。

ケースⅢおよびⅣのような荷重を受ける自由突出板の強度設計については、今後、十分に検討する必要があるように思われる。

## 8. 結 論

自由突出圧縮板を突出幅  $h_s$  の 1/100 の初期たわみおよび降伏点  $\sigma_Y$  の 0.4 倍の残留圧縮応力を含む 3 辺単純支持 1 辺自由の等方性板にモデル化し、弾塑性有限変位理論を適用した解析結果より、以下に示すようなおもしろい結論を得た。

(1) 荷重方法および残留応力分布をパラメータに、種々の極限応力度曲線 ( $\bar{\sigma}_m/\bar{\sigma}_Y^* - R_s$  曲線) を提示した。

(2) 一様相対圧縮変位を受けるケースⅠの場合の極限応力度曲線は、種々の実験値の下限値によく適合した。

(3) ケースⅠの場合、残留応力および初期たわみによる極限応力度の低下量は、ともに、幅厚比パラメータ  $R_s$  が 0.9 付近の自由突出板において、最も大きいことがわかった。また、 $R_s$  が 0.7 以下の場合には、残留応力による極限応力度の低下は認められなかった。

(4) 自由突出圧縮フランジに対する各国示方書の許容応力度とケースⅠの場合の本極限応力度を比較したところ、道路橋示方書、鋼鉄道橋設計標準および AASHTO では、最悪の場合でも、各示方書で期待する安全率の 95% は確保できることがわかった。

(5) ケースⅠでは、 $R_s=0.7$  で  $0.95\sigma_Y$  の極限応力度が期待できる。

(6) それぞれ、荷重辺中央点および自由縁から  $h_s/3$  だけ支持側辺側へ入った荷重辺上の点に剛棒を介して集中圧縮力を受けるケースⅢとケースⅣでは、ともに、 $R_s=0.7$  の場合、極限応力度は全塑性平均圧縮応力度  $\bar{\sigma}_Y^*$  より約 10% の低下を示す。

(7) ケースⅢとケースⅣでは、残留応力の状態によっては、その極限応力度  $\bar{\sigma}_m$  は、道路橋示方書で期待する基準耐荷力  $\bar{\sigma}_{mN}$  の 82~86% 程度になることもあり得る。

(8) 単純支持側辺に沿う作用線をもつ集中圧縮力を受けるケースⅤでは、全塑性応力状態に至るまで横倒れ現象を起こさなかった。

謝 辞：本研究を行うにあたり、当時、大阪大学大学院学生の岡田純一氏（現・住友金属（株））および大

阪大学学生であった山岡寛臣氏（現・修正建設コンサルタント（株））のご協力を得たことを付記しここに感謝の意を表する次第である。

## 参 考 文 献

- 1) Nishino, F. and L. Tall: Residual stress and local buckling strength of steel columns, Proc. of JSCE, No. 172, p. 79~96, 1969.
- 2) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，昭和 48 年 2 月。
- 3) 日本道路協会：道路橋示方書（Ⅰ 共通編・Ⅱ 鋼橋編）・同解説，昭和 55 年 2 月。
- 4) Wagner, H.: Torsion and buckling of open section, NACA Technical Memo. 807, 1936.
- 5) Handelman, G.H. and W. Prager: Plastic buckling of a rectangular plate under edge thrusts, NACA, R. 946, 1947.
- 6) Onat, E.T. and D.C. Drucker: Inelastic instability and incremental theories of plasticity, Journal of the aeronautical sciences, p. 181~186, March, 1953.
- 7) 福本啓士・伊藤義則：フランジの局部座屈強度とフランジ幅厚比制限，土木学会論文集，第 160 号，p. 27~38，昭和 43 年 12 月。
- 8) Nishino, F., L. Tall and T. Okumura: Residual stress and torsional buckling strength of H and Cruciform columns, Trans. of JSCE, No. 160, p. 75~87, December, 1968.
- 9) Stowell, E.Z.: Compressive strength of flanges, NACA Technical R. 1029, 1951.
- 10) Rogers, N.A.: Theoretical prediction of the behaviour of plane flat outstands in compression, Dept. of Engineering, Univ. of Cambridge, report CUED/C-Struct/TR. 51, 1976.
- 11) Chatterjee, S. and P.J. Dowling: Design of box girder compression flanges, Steel Plated Structures, edited by Dowling, Harding and Frieze, Crosby Lockwood Staples, London, p. 196~228, 1977.
- 12) Timoshenko, S.: Einige Stabilitätsprobleme der Elastizitätstheorie, Z. Math. u. Phys., Bd. 58, 1910.
- 13) Ban, S.: Knickung der rechteckigen Platte bei veränderlicher Randbelastung Abhandlung der Intern. Vereinigung für Brückenbau und Hochbau, Bd. 3, Zürich, Leemann, 1935.
- 14) DIN 4114, Blatt 1 (1952), Blatt 2 (1953).
- 15) ÖNORM B 4600/4 (Österreichische Vorschrift), Berechnung und Ausführung der Tragwerke-Stahlbau, Knickung, Beulung, 1975.
- 16) 上田幸雄：局部座屈，JSSC, Vol. 3, No. 16, p. 27~33, 1967.
- 17) Klöppel, K., W. Bilstein und B. Unger: Eine näherungsweise Untersuchung des Überkritischen Tragverhaltens von dreiseitig momentenfrei gelagerten, am freien Rand unversteiften Platten einschließlich Vorverformung, Der Stahlbau, 42. Jahrgang, Heft 10, s. 289~298, 1973.
- 18) Rhodes, J. and J.M. Harvey: Plates in uniaxial compression with various support conditions at the unloaded boundaries, Int. J. Mech. Sci., Vol. 13, p. 787~802, 1971.
- 19) Rhodes, J. and J.M. Harvey: Effects of eccentricity of load or compression on the buckling and post-buckling behaviour, Int. J. Mech. Sci., Vol. 13, p. 867~870, 1971.

- 20) Rhodes, J., J.M. Harvey and W.C. Fox : The load-carrying capacity of initially imperfect eccentrically loaded plates, Int. J. Mech. Sci., Vol. 17, p. 161~175, 1975.
- 21) Bradfield, C.D. : Collapse of rectangular outstand in compression, Stability of Steel Structures, Preliminary Report, Liège 13-15, p. 315~320, April, 1977.
- 22) Crisfield, M.A. : Full-range analysis of steel plates and stiffened plating under uniaxial compression, Proc. Instn Civ. Engrs., Part 2, p. 595~624, Dec., 1975.
- 23) Haaijer, G. : Plate buckling in the strain-hardening range, ASCE, EM 2, p. 1212-1~1212-47, April, 1957.
- 24) Lay, M.G. : Flange local buckling in wide-flange shapes, ASCE, St 6, p. 95~116, December, 1965.
- 25) 福地保長 : フランジ局部座屈の実験, カラム, No. 59, p. 5~8, 昭和 51 年 1 月.
- 26) 加藤 勉 : 面内圧縮を受ける板の塑性崩壊について, 日本建築学会論文報告集, 第 107 号, p. 37~42, 昭和 40 年 1 月.
- 27) 田中 尚・高梨晃一 : プラスチックヒンジにおけるウェブ幅, フランジ幅の制限に関する研究 (3), 日本建築学会論文報告集, p. 31~36, 昭和 40 年 1 月.
- 28) Ractliffe, A.T. : The strength of plates in compression, Ph.D. Thesis, University of Cambridge, 1967.
- 29) 国広哲男・井上啓一 : ハイブリッドげた圧縮フランジの局部座屈強度, 土木学会第 30 回年次学術講演会概要集, I-62, p. 122~123, 昭和 50 年 10 月.
- 30) 吉識雅夫・藤田 謙・吉田宏一郎 : 構造物の塑性設計 (その 6), 造船協会論文集, 第 118 号, p. 299~306, 昭和 40 年 11 月.
- 31) McDermott, J.F. : Local plastic buckling of A 514 steel members, ASCE, St 9, p. 1837~1850, September, 1959.
- 32) Rogers, N.A. : Compression tests on plane flat outstands, Dept. of Engineering, Univ. of Cambridge, report CUED/C-Struct/TR. 52, 1976.
- 33) 小松定夫・北田俊行・宮崎清司 : 残留応力及び初期たわみを有する圧縮板の弾塑性解析, 土木学会論文報告集, 第 244 号, p. 1~14, 1975 年 12 月.
- 34) 小松定夫・北田俊行・岡田純一 : 初期不整をもつ圧縮板の極限強度と設計幅厚比について, 土木学会関西支部年次学術講演会概要集, I-51, 昭和 51 年 5 月.
- 35) 小松定夫・牛尾正之・北田俊行 : 補剛板の溶接残留応力および初期たわみに関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第 265 号, p. 25~35, 1977 年 9 月.
- 36) 土木学会 : 鋼鉄道橋設計標準解説, 1974 年, および, 国鉄構造物設計事務所 ; 鋼橋設計内規 8-1 A : 板要素の幅厚比と補剛材, 昭和 50 年 9 月 25 日制定.
- 37) American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO), Standard Specifications for Highway Bridges, 12th edition, 1977, Interim Specifications Bridges, 1978.
- 38) Deutscher Ausschuss für Stahlbau (DASt-Richtlinie 012), Beulsicherheitsnachweise für Platten, October, 1978.
- 39) British Standard Institution : BS 153, Specification for Steel Girder Bridges, London, 1972.
- 40) Inquiry of Steel Box Girder Bridges, Interim Design and Workmanship Rules, Part II, Department of the Environment, Scottish Development Department, Welsh Office, 1973.

(1980.5.6・受付)