(昭和 41 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

構造物の塑性設計 (その7)

—高張力鋼混用板の座屈強度について—

正員 藤 田 譲*

正員 吉 田 宏 一 郎*

Plastic Design in Steel Structures (7th report)

—Buckling Strength of the Hybride Plates—

By Yuzuru Fujita, Member

Koichiro Yoshida, Member

Summary

The authors previously presented a paper⁽¹⁾ on the influence of the residual stresses on the buckling loads of the compressed mild steel plates in the elastic, elastic-plastic and plastic ranges. In these days, there is a tendency to use widely the high tensile steels to the ship structures, and it becomes important to clarify the effective method to use them. In this paper, it is treated the buckling strength of hybrid plates which are constituted by mild steel and high tensile steel, and the influence of residual stresses on it. The fundamental assumptions of theoretical analysis in this paper are identical with those in the previous paper. Experiments were carried out in the following for main series of specimens (supported along all edges and the dimensions of $1200 \times 580 \times 8 \sim 14$ mm), i. e. C-series (the center plate of three equi-width plate-elements is high tensile steel and the end plates are mild steel), CA-series (the residual stresses are excluded by annealing C-series), E-series (the center plate is mild steel and the end plates is high tensile steel), and EA-series (the residual stresses are annealed). In addition the effectiveness of the high tensile steel plates when used as compression member was studied. Conclusively it may, theoretically and experimentally, be said that the residual stress pattern in this paper makes the buckling loads increase slightly in the elastic range and E-series, and has small influence on C-series, generally the influence is smaller than in previous paper, and that $\epsilon \sim \delta^2$ method⁽²⁾ is effective, and that as for the effectiveness of high tensile steel, it is economical to use the mild steel, H. T. 50 and H. T. 60 according to the given external load and the width of plate.

1 緒 言

さきに、著者等は、軟鋼の平板の長手方向に、幅の中央と両端に沿つて、ビードが存在する場合について、それぞれ圧縮実験を行うとともに、理論計算を行ない、比較検討した結果、弾性座屈における同様に、塑性座屈においても、溶接による残留応力の影響が認められることを報告した。⁽¹⁾ また、近年、船体構造にも高張力鋼を利用しようとする傾向が大きくなり、その有効な利用方法の解明が急がれている。そこで、一つの試みとして、軟鋼と高張力鋼とを溶接して、一枚の混用板を製作したものを考え、その一方面内圧縮の場合の座屈強度を明らかにするとともに、溶接により、必然的に生ずる残留応力の座屈強度に及ぼす影響についても合せて検討する。高張力鋼一様板の面内一様圧縮による座屈については、弾性域においても、塑性域においても、その基本的な考え方には、軟鋼一様板の場合と異なる所はないが、混用板については、板幅と板厚との比が小さい領域では、一般に弾性域と塑性域とが、並存する状態で座屈が起き、先に報告した場合⁽¹⁾と同じ事情となるので、ここでも

* 原稿受付昭和 41 年 1 月 10 日
 東京大学工学部

同じ仮定の下に、その座屈強度の解析を行なう。一方、圧縮実験の結果から、座屈荷重を決定するには、やはり、先に報告した $\epsilon-\delta^2$ 法を用い、これから得られた結果を、計算結果と比較するとともに、この方法自体の有効性をチェックする。さらに、座屈強度を、クライテリオンとして設計される平板に、高張力鋼を利用する場合の有効性について検討を加える。

2 実 験

2.1 試 験 片

実験に用いた試験片は、大きさ 1200×600 mm の矩形平板で、板厚は、8, 10, 14 mm の3種類である。幅

第1図

600mm を等分して、 1200×200 mm ずつの3枚の板を溶接して、一枚の混用板を製作した試験片は、真中の部分に高張力鋼 (H. T. 80) を用い、両端の部分に、軟鋼を用いたC型、これを焼鈍して、残留応力を除去したCA型、逆に真中に軟鋼を用い、両端の部分に高張力鋼 (H. T. 80) を用いたE型、これを焼鈍したEA型、すべて高張力鋼 (H. T. 80) を用いたH型および、すべて軟鋼を用いたM

型の6種、計27枚である(第1図参照)

試験片記号については、例えば、C-8-1は、C型、板厚8mmの第1試験片の意である(後出第2表参照)

2.2 残留応力測定

残留応力の測定には、先の報告⁽¹⁾と同じ手法を用いたので、ここでは、その概略と結果のみに止める。試験片は、圧縮実験に用いたものと同じ 1200×600 mm のものを用い、板の長手方向中央の位置に、幅方向にそって、必要な箇所の表裏に2方向ゲージを貼付し、30mm幅に機械切断することにより、残留応力を解放した。比の

第2図

第3図

第4図

測定結果の一例を、第2～4図に示す。これらの結果から、どの試験片も、ほぼ類似の分布形を示し、その絶対値も大差はない。ここで、溶接ビード上の引張残留応力の絶対値が、ほぼ 10 kg/mm^2 内外で、一般の場合に、降伏応力値程度を示すのと比較して小さくなっているのは、先の報告の試験片が、単に平板のV溝にビードを盛ることによつて残留応力が作られたのに対し、今回の試験片は、分離した板を溶接して製作したので、溶接変形が、比較的大となつたため、圧縮試験を行なうことを考慮してこれをできるだけ取除くよう、溶接施工後、歪

取りローラにかかったことによるものと考えられる。

2.3 材料試験

第1表

SPECIMEN	σ_e (kg/mm ²)	σ_y (kg/mm ²)	E (kg/mm ²)	AVERAGE OF σ_e	AVERAGE OF σ_y	AVERAGE OF E
C-10-M-1	23.0	25.4	2.24×10^4	19.4	24.6	2.20×10^4
C-10-M-2	21.0	25.1	2.23			
C-14-M	16.8	24.0	2.26			
C-10-H-1	76.0	81.3	2.13	73.3	79.8	
C-10-H-1	75.0	81.9	2.24			
C-14-H	71.0	99.9	2.12			

前節の残留応力測定に用いた板からとつた試験片による材料試験の結果は、その弾性限度 σ_e 、降伏応力 σ_y 、ヤング率 E、およびその平均値を第1表に示す。

2.4 圧縮試験

試験片は、平板圧縮試験用枠組⁽¹⁾に入れ、周辺支持の条件で圧縮座屈せしめた。測定は、歪ゲージ、ダイヤル・ゲージ、によつて行ない、歪ゲージは主に、予備負荷時の調整と、座屈荷重時における各点の歪の挙動の測定に用い、ダイヤル・ゲージ9ヶで試験片の横撓み量を、またダイヤル・ゲージ4ヶで試験片の長手方向の平均縮み量を測定した（第5図参照）。一般に軟鋼の平板の圧縮に際しては、その塑性座屈荷重と、最高荷重とは極めて接近しているものと思われるので、近似的に、最高荷重を座屈荷重と考えることも可能であるが、本実験のように主に混用板を取り扱う場合には、このような近似は適当ではない。そこで一様な平板の塑性座屈値決定のための $\epsilon-\delta^2$ ⁽²⁾法を、近似的に、この場合にも適用して実験的な座屈値決定を試みた。ここで、 ϵ は、縮み量を測定した4ヶのダイヤル・ゲージの平均値から求め、 δ としては、第5図に示したダイヤル・ゲージ②、⑤、⑧を用いて、縦軸に ϵ を横軸に δ^2 をとつて、測定値をプロットし、それらを結ぶ直線と、縦軸との交点として、座屈点歪を求めた。これを用いて、P- ϵ 曲線から、座屈荷重 P_{cr} を決定した。この過程の一例を試験片 CA-14-1, E-10-2 について第6～11図に示す。これらによれば、 $\epsilon-\delta^2$ の直線性、およびその唯一性の良いこと、軟鋼の一樣板の純塑性域における座屈に比較して、撓み δ の量が大きくなることわかる。この傾向は、ほぼ全試験片についてみられ、決定された値は第2表のごとくである。

第5図

第6図

第7図

第8図

第9図

第 10 図

第 11 図

第 12 図

SPECIMEN	t(mm)	b/t	Pcr(ton)	σ _{cr} (kg/mm²)	SPECIMEN	t(mm)	b/t	Pcr(ton)	σ _{cr} (kg/mm²)
E-8-1	8.2	70.7	93	19.55	C-8-1	8.2	70.7	85	17.87
E-8-2	8.3	69.9	86	17.86	C-8-2	8.2	70.7	92	19.30
E-10-1	9.9	58.6	135	23.51	C-10-1	9.9	58.6	116	20.20
E-10-2	10.0	58.0	134	23.10	C-10-2	9.7	59.8	112	19.91
E-14-1	14.3	40.6	402	48.47	C-14-1	14.1	41.1	258	31.55
E-14-2	14.3	40.6	405	48.83	C-14-2	14.0	41.4	227	27.96
EA-8-1	8.4	69.0	86	17.54	CA-8-1	8.2	70.7	81	17.03
EA-8-2	8.4	69.0	89	18.24	CA-10-1	9.8	59.2	120	21.11
EA-10-1	10.1	57.4	125	23.34	CA-10-2	9.8	59.2	128	22.52
EA-10-2	10.0	58.0	138	23.79	CA-14-1	14.1	41.1	247	30.20
EA-14-1	14.4	40.3	380	45.50	CA-14-2	14.1	41.1	252	30.81
EA-14-2	14.5	40.0	390	46.37	H-10-1	9.7	59.8	152	27.02
M-10-1	9.6	60.4	92	16.52	H-10-2	9.9	58.6	158	27.52
M-10-2	9.8	59.2	113	19.88					

3 解析および考察

3.1 応力-歪曲線

座屈荷重の計算に用いる応力歪曲線としては、第 1 表に示されている材料試験の結果から、軟鋼の平均弾性限度応力 19.4 kg/mm^2 、平均降伏応力 24.6 kg/mm^2 、高張力鋼 (H. T. 80) の平均弾性限度応力 73.3 kg/mm^2 、平均降伏応力 78.8 kg/mm^2 、平均ヤング率 $2.20 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ として、これらの値と、材料試験の測定結果の応力歪曲線を参考として、第 12 図に示すような曲線を仮定した。

3.2 残留応力分布

2.2 で述べたように、3 枚の板から製作した混用板の残留応力分布は、材料の組合せ法、および板厚に関係なく、ほぼ似た分布形を有しているもので、これを第 13 図に示すように単純な階段状の分布形にモデル化し、これが長手方向に一様に分布しているものとして、⁽¹⁾ 残留応力を有する試験片 (C, E, H, M 型) の座屈荷重の計算に用いる。

3.3 座屈応力計算

第 12 図

第 13 図

さきの報告⁽¹⁾で、実験値と計算値との比較から、その実用上での妥当性が検証されたので、ここでも、塑性域における応力歪関係は、塑性変形理論によるものとするエネルギー式を用いて座屈応力の計算を行なう。第13図に示すように座標軸をとり、さらに板の組合せ、および残留応力の分布形から、板の半幅を①、②、③、④の4つの領域に区分する。

まず、領域の x 方向応力 σ_{ix} は、次の形で表わされる。

$$\sigma_{ix} = \sigma_{irx} + \sigma_{ia} \quad (i=1, 2, 3, 4) \quad (1)$$

ただし、 $\sigma_{1rx}=0$, $\sigma_{2rx}=\sigma_{3rx}$

残留応力の平衡から次の式が成立する。

$$\sum_{i=1}^4 \sigma_{irx} (\delta_i - \delta_{i-1}) t = 0 \quad (2)$$

ただし $\delta_0=0$, $\delta_4=b/2$

$$\begin{aligned} \therefore \sum_{i=1}^4 \sigma_{ix} (\delta_i - \delta_{i-1}) t &= \sum_{i=1}^4 \sigma_{ia} (\delta_i - \delta_{i-1}) t \\ &= \sigma_a b / 2 \cdot t \end{aligned} \quad (3)$$

外力による付加歪が、一様と仮定すれば、これらの応力の関係が定められる。

第13図に示すような階段状の残留応力分布を有する混用板の純粋圧縮状態の安定限界では、一般に、次式が成立する。

$$\begin{aligned} &\sum \left[\frac{1}{2} \iint D_i \left\{ \left(1 - \frac{3}{4} K_i \right) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \right] \\ &+ \sum \left[\frac{1}{2} \iint D_e \left\{ \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \right] \\ &- \sum \left[\frac{1}{2} \iint \sigma_{ixi} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx dy \right] = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

(4)において、第一項の $\sum$ は塑性域についての集積を、第二項の $\sum$ は弾性域についての集積を、第三項の $\sum$ は全域についての集積を意味するものとする。

撓み形 w としては、考える平板を周辺支持として、次式を仮定する。

$$w = C \sin \frac{m\pi}{a} \left(x + \frac{a}{2} \right) \sin \frac{\pi}{b} \left(y + \frac{b}{2} \right) \quad (5)$$

もつとも一般的な式として、4つの領域とも、塑性域にある場合を、以下に記すが、その他の場合についても容易に導かれる。

第14図

第 15 図

$$\begin{aligned}
 & \sum_{i=1}^4 \frac{E_{is} \pi^2}{9} \cdot \left(\frac{t}{b} \right)^2 \left[\left\{ \left(1 - \frac{3}{4} K_i \right) \left(\frac{bm}{a} \right)^2 + 1 + \left(\frac{a}{bm} \right)^2 \right\} \left\{ \left(\frac{2\delta_i}{b} - \frac{2\delta_{i-1}}{b} \right) \right. \right. \\
 & \quad \left. \left. + \frac{1}{\pi} \left(\sin \frac{2\pi\delta_i}{b} - \sin \frac{2\pi\delta_{i-1}}{b} \right) \right\} + \left\{ \left(\frac{2\delta_i}{b} - \frac{2\delta_{i-1}}{b} \right) - \frac{1}{\pi} \left(\sin \frac{2\pi\delta_i}{b} - \sin \frac{2\pi\delta_{i-1}}{b} \right) \right\} \right] \\
 & \quad - \sum_{i=1}^4 \sigma_{ix} \left\{ \left(\frac{2\delta_i}{b} - \frac{2\delta_{i-1}}{b} \right) + \frac{1}{\pi} \left(\sin \frac{2\pi\delta_i}{b} - \sin \frac{2\pi\delta_{i-1}}{b} \right) \right\} = 0 \quad (6)
 \end{aligned}$$

(3), (6) および応力歪曲線から, $\sigma_a \sim b/t$ 曲線が計算される。式(6)の中の半波数 m について, 残留応力がない場合の計算結果の一例を, CA 型について第 14 図, EA 型について第 15 図に示す。この結果によれば CA 型, EA 型とも, 座屈応力値が大きくなるにつれて, m が増す傾向があり, いま考えている平板のアスペクト比が 2 であるから, CA 型については, $m=2$ で良いが, EA 型では, 応力状態がかなり進行した場合には,

第 16 図

$m=3$ があらわれている。しかし、 b/t の値自体は $m=2$ としてもその差は極くわずかである。また残留応力が存在する場合にも、先の報告⁽¹⁾で補足説明したように、ほぼ似た傾向を有する。以上のような考察に基づいて、ここでも計算を簡単にするため、すべての場合に、 $m=2$ とする。また全域塑性、あるいは、弾、塑性域の並存する場合には、 $\nu=0.5$ とし、全域弾性の場合には、 $\nu=0.3$ としたが、ただ E および EA 型は、弾、塑性域並存の場合も、全域弾性の場合に近いので、その曲げ剛性に含まれる ν を 0.3 とする。その結果の $\sigma_a \sim b/t$ 曲線を第 16 図に示す。図中には、実験を行なつた C, CA, E, EA, M, H の各型に対する曲線の外に、比較のため、MA 型（すべて軟鋼で、残留応力のないもの）、HA 型（すべて高張力鋼で、残留応力のないもの）、2本の曲線も示してある。MA 型と M 型、CA 型と C 型とは、 b/t の小さい領域では、ほとんど一致するので、一本の曲線として表示してある。この結果によれば、仮定した分布を有する残留応力の存在により、座屈値は、ほとんど影響がないか、わずかに上昇することがわかる。弾性座屈の場合の上昇量は約 1.7 kg/mm^2 と計算され、これは、先の報告⁽¹⁾の場合（第 17 図参照）の上昇量の約 $1/3$ に過ぎず、仮に残留応力の絶対値を、2倍して、第 17 図の場合の大きさにほぼ等しくしても、その上昇量は、約 30% 減であることから、容易に予想されるように、今回の残留応力分布形は、前回のそれに比して、かなりその影響が小さいことが判り、第 16 図に示されるように実験値にも、やはり、残留応力の存在の有無による有意の差は認められない。

4 最小材料費解析

3.3 で述べた計算方法で、ほぼ実験結果を説明できることが判つたので、この計算法を用いて、面内一様圧縮荷重を受ける矩形平板を、座屈をクライテリオンとして、最も材料費が、少なくて済む設計を試みる。考える平板は、板全体が、軟鋼、あるいは高張力鋼である場合も含めて、一般に軟鋼と高張力鋼との混用板とし、その解析には、次に述べる仮定を設ける。

- (i) 残留応力は存在しないものとする。
- (ii) 板は、荷重の作用しない辺で支持され、幅に比較して十分長い。
- (iii) 外荷重の大きさ F と、板幅 b はあらかじめ与えられるものとする。
- (iv) 材料は、軟鋼、高張力鋼とも、第18図に示すとき完全塑性体とする。

材料の単位重量あたりの価格を、単位体積あたりの重量とみなし、最小材料費の問題を形式上、最小重量の問題として取扱う。

- (vi) 軟鋼と組合せる高張力鋼として、4 種類を考え、その降伏応力、価格、価格比は、第3表に示す値をとるものとする。

第 17 図

第 18 図

第 3 表

SIGN	MATERIAL	YIELD STRESS (kg/mm^2)	COST (yen/ton)	COST RATIO β_j
M	S.M. 41	25	5×10^4	1
A	H.T. 50	33	5.6	1.12
B	H.T. 60	46	6.6	1.32
C	H.T. 80	70	11.8	2.36
D	H.T. 100	90	13.6	2.72

混用形式は 2.1 に述べた形式と同一とし、C 型、E 型の名称を用いる。中央に入れる高張力鋼ないしは、軟鋼の幅 2δ と全幅 b との比 $2\delta/b$ は、0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0 の 6 通りの場合を考える。結局、材料の選び方、その組合せ形式、中央部幅の取り方についての、 $4 \times 2 \times 6 = 48$ 通りの中から、最小重量となる組合せを決定する

問題となる。以下においては、高張力鋼、軟鋼の存在する領域の各量には、それぞれサフックス H, M を附して区別することにすれば、C型で、軟鋼存在域が塑性、高張力鋼存在域が弾性域にある場合については、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_a}{\sigma_{My}} &= \frac{\sigma_H}{\sigma_{My}} \cdot \frac{2\delta}{b} + \left(1 - \frac{2\delta}{b}\right) \\ \frac{\pi^2}{9} \cdot \left[\left\{ \frac{2\delta}{b} + \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \cdot \left\{ \left(\frac{bm}{a} \right)^2 + 1 + \left(\frac{a}{bm} \right)^2 \right\} + \left\{ \frac{2\delta}{b} - \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \right] \left(\frac{t}{b} \right)^2 \cdot \\ &\times \frac{E}{\sigma_{My}} + \frac{\pi^2}{9} \cdot \frac{E_{Ms}}{E} \left[\left\{ 1 - \frac{2\delta}{b} - \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \cdot \left\{ \left(1 - \frac{3}{4} K_M \right) \left(\frac{bm}{a} \right)^2 + 1 + \left(\frac{a}{bm} \right)^2 \right\} \right. \\ &\left. + \left\{ 1 - \frac{2\delta}{b} + \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \right] \cdot \left(\frac{t}{b} \right)^2 \cdot \frac{E}{\sigma_{My}} - \frac{\sigma_H}{\sigma_{My}} \left\{ \frac{2\delta}{b} + \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} - \left\{ 1 - \frac{2\delta}{b} - \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} = 0 \quad (8) \end{aligned}$$

E型で軟鋼存在域が塑性、高張力鋼存在域が弾性域にある場合については次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_a}{\sigma_{My}} &= \frac{2\delta}{b} + \frac{\sigma_H}{\sigma_{My}} \left(1 - \frac{2\delta}{b}\right) \\ \frac{\pi^2}{9} \cdot \frac{E_{Ms}}{E} \cdot \left[\left\{ \frac{2\delta}{b} + \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \cdot \left\{ \left(1 - \frac{3}{4} K_M \right) \left(\frac{bm}{a} \right)^2 + 1 + \left(\frac{a}{bm} \right)^2 \right\} \right. \\ &\left. + \left\{ \frac{2\delta}{b} - \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \right] \left(\frac{t}{b} \right)^2 \cdot \frac{E}{\sigma_{My}} + \frac{\pi^2}{9} \left[\left\{ 1 - \frac{2\delta}{b} - \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \cdot \left\{ \left(\frac{bm}{b} \right)^2 + 1 + \left(\frac{a}{bm} \right)^2 \right\} \right. \\ &\left. + \left\{ 1 - \frac{2\delta}{b} + \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} \right] \left(\frac{t}{b} \right)^2 \cdot \frac{E}{\sigma_{My}} - \left\{ \frac{2\delta}{b} + \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} - \frac{\sigma_H}{\sigma_{My}} \left\{ 1 - \frac{2\delta}{b} - \frac{1}{\pi} \sin \frac{2\pi\delta}{b} \right\} = 0 \quad (10) \end{aligned}$$

板長さ a は幅 b に比較して、十分大きいものとしているから、(8), (10) 式中の (a/bm) として、 $b/t\sqrt{\sigma_{My}/E}$ の極小値を与える $(a/bm)_{cr}$ を用いれば、 $\sigma_a/\sigma_{My} \sim b/t\sqrt{\sigma_{My}/E}$ 曲線が、パラメータの組合せによる各々の場合について得られる。軟鋼の単位体積あたりの重量 g 、各高張力鋼のそれの g に対する比 β_j ($j=A, B, C, D$) を用いて、外荷重 F および混用板の単位長さあたりの重量 W は次のごとく表わされる。

$$F = bt\sigma_a \quad (11)$$

$$W = 2\delta t\beta_j g + (b - 2\delta)t g \quad (\text{C型}) \quad (12)$$

$$W = (b - 2\delta)t\beta_j g + 2\delta t g \quad (\text{E型}) \quad (13)$$

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{My}} = \gamma \cdot \frac{t}{b} \sqrt{\frac{\sigma_{My}}{E}} \quad (14)$$

$$\text{ここで } \gamma = \frac{F}{b^2} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{My}}} \cdot \frac{1}{\sigma_{My}} \quad (15)$$

(12), (13) から

$$\frac{W}{Fg} = \frac{\frac{2\delta}{b}\beta_j + \left(1 - \frac{2\delta}{b}\right)}{\frac{\sigma_a}{\sigma_{My}}} \quad (\text{C型}) \quad (16)$$

$$\frac{W}{Fg} = \frac{\left(1 - \frac{2\delta}{b}\right)\beta_j + \frac{2\delta}{b}}{\frac{\sigma_a}{\sigma_{My}}} \quad (\text{E型}) \quad (17)$$

さきに得られた $\sigma_a/\sigma_{My} \sim b/t\sqrt{\sigma_{My}/E}$ 曲線と、(14), (16), および (17) とから、外荷重 F と板幅 b とによつて定まる無次元量 γ に対して、無次元化重量 $W/Fg/\sigma_{My}$ が求められる。この計算結果を、第 19 図に示す。図中 $M+A$ とあるのは、軟鋼 (M 材) と、H. T. 50 (A 材) との混用板を指し、他の組合せについて同様な表示をしている。これによれば、 $\gamma \leq 0.5$ の領域では、軟鋼の一様板、 $0.57 \leq \gamma \leq 0.89$ では、H. T. 50 の一様板、 $0.57 \leq \gamma \leq 1.10$ では、軟鋼と H. T. 60 との混用板、 $1.10 \leq \gamma$ では、H. T. 60 の一様板が、最小重量を与えることが判る。しかし、軟鋼と H. T. 60 との混用板は、H. T. 60 の一様板にくらべて、高々 3% 程度の軽減に過ぎないから、加工費等を考慮すれば、 $0.89 \leq \gamma$ の全域で、H. T. 60 の一様板が有利であるといえよう。これらのことから、面内一様圧縮荷重を受ける矩形板を、座屈をクライテリオンとして設計する場合には、外荷重の大きさ、板幅に応じて、軟鋼、H. T. 50 あるいは、H. T. 60 などを使い分けるのが、材料費の面から有利であることが判る。

第 19 図

第 20 図

H. T. 80, H. T. 100 などが有利とならない原因の一つとして、先に示した第3表の各高張力鋼の価格を、実際の降伏応力についてプロットすると、第20図のごとくなり、H. T. 80 以上で、急激に価格が上昇することが考えられる。

5 結 論

軟鋼と高張力鋼との混用板の座屈値、および混用板製作の際の溶接残留応力の座屈値に及ぼす影響について、実験と計算とを比較検討し、さらに、圧縮材として使用する高張力鋼板の経済性について検討した結果、以下に述べる結論が得られた。

(1) 板幅の3等分点の溶接によつて生ずる残留応力分布が、板の座屈に及ぼす影響は、板幅中央や、板幅の両端の溶接による場合に比べて、かなり小さくなることが、実験と計算により明らかとなった。

(2) 上記(1)で述べたように、仮定した残留応力分布の混用板の座屈値に及ぼす影響は、定量的には小さいが、定性的には、弾性域では、座屈値を上昇せしめ、板幅の中央等分に高張力鋼を有するC型では、弾塑性域でほとんど差が無くなり、板幅の両端部に高張力鋼を有するE型では弾塑性域で、座屈値を上昇せしめる。

(3) 圧縮試験の結果から、座屈荷重を決定するのに、 ϵ - δ^2 法を使用したか、縦軸に ϵ 、横軸に δ^2 をプロットした測定点の直線性は、全般的にかなり良く、それらを用いて決定した座屈値は、計算曲線の傾向と、ほぼ良い一致を示した。

(4) 一方向面内圧縮を受ける矩形平板を、座屈をクライテリオンとして、設計する場合に、材料費の観点からは、その外荷重の大きさ、および板幅から定まる r の値が、小さい所では、軟鋼、中間域では、H. T. 50 それ以上の所では、H. T. 60 が有利である。

おわりに、本研究に際して、ご指導と、ご援助を戴いた東大吉識教授、並びに、種々ご援助を賜わつた石川島播磨重工業 K. K. 技術研究所秋田博士、前田博士、八幡製鉄建設用鋼材研究委員会造船部会とその委員の方々に、心から感謝致します。

参 考 文 献

- (1) 藤田 譲外 “構造物の塑性設計 (その4)” 造船協会論文集, 第115号, 1964
- (2) 吉識雅夫外 “構造物の塑性設計 (その6)” 造船協会論文集, 第118号, 1965

記 号

a : 板長さ
 b : 板幅
 t : 板厚

δ_i : 板中心より、領域 i の右端までの距離
 δ : 真中の板の半幅
 σ_{trx} : 領域 i の残留応力

σ_{Hy} : 高張力鋼の降伏応力	E_{Ms} : 軟鋼存在域の正割係数
σ_{My} : 軟鋼の降伏応力	E_{Mt} : 軟鋼存在域の切線係数
σ_{ix} : 領域 i の応力	$K_M : 1 - \frac{E_{Mt}}{E_{Ms}}$
σ_{ia} : 領域 i の附加応力	F : 外力
σ_a : 平均外応力	W : 単位重量あたりの板価格
σ_H : 高張力鋼存在域の応力	g : 軟鋼の単位重量当りの価格
σ_M : 軟鋼存在域の応力	β_j : 高張力鋼の比価格
E_{is} : 領域 i の正割係数	$\gamma : \frac{F}{b^2} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{My}}} \cdot \frac{1}{\sigma_{My}}$
E_{it} : 領域 i の切線係数	D_e : 弾性曲げ剛性 $= Et^3/12(1-\nu^2)$
$K_t : 1 - \frac{E_{it}}{E_{is}}$	D_t : 領域の塑性曲げ剛性 $= E_{is}t^3/9$
j = サフィックスとして用い, 高張力鋼種を示す	