

(昭和 57 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

## 高張力鋼を使用した船体パネルの設計応力

正員 藤 田 譲\* 正員 野 本 敏 治\*  
 正員 石 黒 慎 二\*\*

Design stresses for high tensile steel panels of ship structures

by Yuzuru Fujita, *Member* Toshiharu Nomoto, *Member*  
 Shinzi Ishiguro, *Member*

## Summary

Mild steels have mainly been used as ship structural members in the shipyards of Japan except for particular longitudinal members in spite that qualified high tensile steels have been prevailed. In these years, however, there has been a growing tendency using high tensile steels from the economical requirement. Report of the 200 th Research Committee of Shipbuilding Research Association of Japan stated that the amount of high tensile steels used in ship structures would much increase in the near future. Investigation from the standpoint of design aspects as well as from that of economical aspects will be greatly appreciated in these circumstances.

In this paper, the problems of allowable stresses and the decrease of compressive strength of high tensile steel plates subjected to compression is studied. Firstly the ultimate compressive strength of deck and bottom panels when compressive loadings are loaded to ship structures due to the longitudinal bending moment is analysed. Secondly the probability of failure of panels was calculated based on the reliability analysis after the examination of statistical data on longitudinal bending moments.

The analytical method which was developed by the authors using the concepts of limit analysis in the finite deformation was applied to obtain the compressive strength of panels. In order to get probability of failure, a great many statistical data are required. In this paper, the yield stress of materials and initial deflections of panels are considered to be probabilistic variables as factors of strength  $R$ , and still water bending stresses and wave induced bending stresses are also assumed to be probabilistic ones as factors of applied stress  $S$ .

Reliability analysis method which was originally introduced by Freudenthal et al. and developed by Yasukawa et al. were applied here.

The following results were obtained from the calculations carried out in this paper.

1) When a high tensile steel plate is used as a deck panel instead of a mild steel plate, it is quite natural that the thickness of a high tensile steel plate may be thinner than that of a mild steel one. However, it can be concluded that the allowable stresses of a high tensile steel plate depends on not only yield stresses of materials but also breadth-thickness ratio ( $b/t$ ) of the plate.

According to the result obtained by the reliability analysis, the ratio of allowable stress of plate used MS and that of plate used HY 32 is given in equation (9).

2) When plates of the same value  $b/t$  are used for the bottom and deck plating, the probability of failure of the former is a little smaller than that of the latter. Especially for the bottom plating, it can be said that the longitudinal systems have the advantage of the transverse systems from the aspect of longitudinal compressive strength.

## 1 緒 言

優れた高張力鋼が開発されているにもかかわらず、わ

\* 東京大学工学部

\*\* 東京大学工学系大学院

が国の造船界では限られた縦強度部材を除いて軟鋼板が主として使われてきた。ところが、ここ数年の間に経済的要望から積極的に高張力鋼を使用する気運が高まっている。日本造船研究協会 第 200 研究部会 第 11 分科会<sup>1)</sup> (以下 SR-200-11 と呼ぶ) の調査によると、タンカーで

は全構造部材の 20% 程度に高張力鋼が使用されており、甲板と船底外板については 40% 近くの船舶が高張力鋼を使用している。またこの数値は近い将来益々大きくなる傾向にあり、高張力鋼使用時の安全性評価に対する設計面からの検討の必要性が生じてきたばかりでなく、経済的側面をも含むあらゆる面からの検討が必要になってきている。

高張力鋼を船体に使用するにあたっての問題点は、既に 20 年程前に吉識、秋田、山口<sup>2)</sup>によって検討されている。そこでは問題点として (1) 船体縦曲げ剛性の低下による船体撓みの増大、(2) 防撓板構造の薄肉化による座屈強度の低下、(3) 疲労強度および腐食、(4) 許容応力、などが列挙されている。

本論文では上記問題点のうち、高張力鋼使用によるパネルの薄肉化による座屈強度の低下および許容応力について検討する。まずデッキパネルとボトムパネルが船体縦曲げによる圧縮荷重を受ける場合の圧縮最終強度を求め、軟鋼と高張力鋼使用時の違いについて比較検討する。次に安全性を検討するにあたっては破壊確率を評価パラメータとし、信頼性解析による軟鋼と高張力鋼使用時の比較検討を実施する。すなわちパネルの強度および作用応力の両者とも確定量ではなくばらつきを持った統計量として取り扱う。パネルの強度を支配する統計的因子として材料の降伏応力とパネルの初期撓みを考える。一方、作用応力は静水応力と波浪応力の和と考え、この和の応力の最大値の分布を想定し、パネルが圧縮崩壊する確率を求めた。

本論文では高張力鋼使用時の圧縮に対する設計応力を次のように考えた。従来から軟鋼板を使用した船舶については多くの実績がある。そこで軟鋼板の破壊確率を求め、高張力鋼板の破壊確率が軟鋼板の破壊確率と等しくなる時の作用応力を高張力鋼板の設計応力と考えることにした。

高張力鋼を甲板および船底に使用する際、NK 規則の曲げ強度・船体横断面係数の項<sup>3)</sup>に次の規定がある。HY 32 を使用する場合は軟鋼で定めた断面常数に 0.78 を乗じたものを、HY 36 を使用する場合は 0.72 を乗じたものを用いてよいとしている (HY 32, HY 35 はそれぞれ降伏応力 32kg/mm<sup>2</sup> 級, 36kg/mm<sup>2</sup> 級の高張力鋼を意味している)。本論文では上記の NK 規則の数値を高張力鋼と軟鋼の設計応力の比を評価する際の基準値として用いた。

## 2 信頼性解析

構造物の破壊確率を求めるためには構造強度、作用外力の分布をあらかじめ求めておき、この基礎のうえに立って信頼性解析を実施することが必要である。本論文で

採用する破壊確率を求める解析法は Freudenthal<sup>4)</sup>が提案した手法に基づいて、安川<sup>5)</sup>が船体構造に適用した方法を用いている。以下に解析法について略述し、本論文で用いた統計量について述べる。

### 2.1 破壊確率

構造強度  $R$  と作用外力  $S$  がそれぞれ独立な確率変数であり、強度  $R$  と外力  $S$  の確率密度関数  $p_R(r)$  および  $p_S(s)$  が与えられている場合、破壊が事象  $R \leq S$  の時生ずるものとする破壊確率  $P_f$  は次式で与えられる。

$$P_f = P(R \leq S) = \int \int_{R-S \leq 0} p_R(r) p_S(s) dr ds \quad (1)$$

一般に構造強度  $R$  および作用外力  $S$  の正確な確率分布を求めることは不可能に近い。本論文で取りあげた構造強度  $R$  は材料の降伏応力  $\sigma_Y$ 、パネルの初期撓み  $W_0$  などの関数であり、作用外力  $S$  は貨物の積付状態、船体の重量分布に影響されるばかりでなく、波浪荷重の関数でもあり、その関数形は非常に複雑となる。

そこで議論を単純にするために、強度  $R$  および外力  $S$  をそれぞれ独立な正規分布と仮定する。したがって  $R-S$  も正規分布となり、破壊確率  $P_f$  は  $R-S$  の分布が負の値をとる確率で与えられる。 $P_f$  は次式で与えられる。

$$P_f = \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{2}\right) dx \quad (2)$$

ただし  $r$  は Safety index と呼ばれ

$$r = \frac{\bar{R} - \bar{S}}{\sqrt{S_R^2 + S_S^2}} \quad (3)$$

ここで  $\bar{X}$ ,  $S_X$  は確率変数  $X$  の期待値および標準偏差を表わすものとする。

破壊確率を求めるためには強度  $R$  と外力  $S$  の期待値と標準偏差を求める必要があるが、強度  $R$  については First Order Approximation<sup>6)</sup> (付録 1) の手法を用いて近似を行って求める。一方外力  $S$  については静水応力と波浪応力の両者を正規分布と近似し、作用応力の期待値と標準偏差を定める。

### 2.2 パネルの強度 $R$ の分布

パネルの圧縮強度に影響を及ぼす因子として、材料の降伏応力  $\sigma_Y$  とパネルの中央部に生じている初期撓み  $W_0$  を取り上げる。鋼材は軟鋼 (MS) と高張力鋼 (HY 32) を考える。なお参考のために HY 36 についても若干の検討を加えた。強度  $R$  の分布を定めるに先立ち、上記の因子の平均値と標準偏差を各種統計資料から定めた。

各種鋼材の降伏応力の平均値と標準偏差を Table 1 に示す。MS と HY 32 の降伏応力は、鉄鋼のユーザー側から提出されたそれぞれ 490 個と 790 個のデータを集計した日本鋼構造協会の調査<sup>7)</sup>をもとに、HY 36 の降伏応

力はある鉄鋼メーカーの 320 個の標本調査より定めた。HY 36 の降伏応力の変動係数は日本鋼構造協会が MS と HY 32 について調査した結果に比べやや小さめである。

一方、パネルの初期撓みの分布は JSQS の統計<sup>8)</sup>より求めた。1975 年度版 JSQS の計測資料によると平行部デッキプレートの初期撓みの平均値および標準偏差はそれぞれ  $\bar{W}_0=1.53\text{ mm}$ ,  $S_{W0}=1.23\text{ mm}$  であり、平行部ボトムプレートの初期撓みの平均値と標準偏差は  $\bar{W}_0=1.66\text{ mm}$ ,  $S_{W0}=1.22\text{ mm}$  である。

ここで考える破壊確率は船体中央部の縦曲げモーメントが最大となる領域において初期撓みが最大である 1 枚のパネルを対象にしている。そこで船体中央部の甲板および船底板を対象とし、そのパネル数を考慮し、初期撓みの極値の期待値と標準偏差を求める必要がある。

初期撓みの分布を正規分布と仮定すると初期撓みの極値  $W_{ou}$  の期待値と標準偏差は近似的に次式で与えられる<sup>9)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} W_{ou} &= U_N + \gamma/\alpha_N & S_{W_{ou}} &= \pi/(\sqrt{6}\alpha_N) \\ F(U_N) &= 1 - 1/N & \alpha_N &= Nf(U_N) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし、 $F(W_0)$ : 初期撓みの分布関数、 $f(W_0)$ : 初期撓みの確率密度関数、 $N$ : パネル数、 $U_N$ : 特性極値、 $\gamma$ : オイラー常数 ( $\gamma=0.5772$ )。

デッキとボトムの対象部のパネル数を 600 枚とし、(4)式を用いて極値の期待値と標準偏差を求め、板厚  $t=25.4\text{ mm}$  で無次元化すると (ここでは板厚は一律に  $25.4\text{ mm}$  と仮定した)、Table 1 に示すようにデッキプレートでは  $\bar{W}_{ou}/t=0.213$ ,  $S_{W_{ou}}/t=0.020$  となり、ボトムプレートでは  $\bar{W}_{ou}/t=0.214$ ,  $S_{W_{ou}}/t=0.019$  となる。この値は板厚を一定であるとして無次元化してあるため、板幅板厚比 ( $b/t$ ) が大きい範囲ではやや小さめ、 $b/t$  の小さい範囲ではやや大きめに評価している可能性がある。しかしこの極値は JSQS で定めている許容限界  $6\text{ mm}$  にほぼ対応する値であるといえる。

以上よりパネルの強度の期待値と標準偏差は First Order Approximation (付録 1) を用いて次式で与えられる。

$$\bar{R} = \bar{\alpha} \times \bar{\sigma}_Y \quad S_R = \sqrt{S_{\sigma_Y}^2 \bar{\alpha}^2 + S_{\alpha}^2 \bar{\sigma}_Y^2} \quad (5)$$

ただし、 $\alpha$  は最終強度を降伏応力  $\sigma_Y$  で割ったものであり ( $\alpha = \sigma_u / \sigma_Y$ )、初期撓みの関数である。その期待値と標準偏差は First Order Approximation より次の式で与えられる。

$$\bar{\alpha} = \alpha(\bar{W}_{ou}/t) \quad S_{\alpha} = \frac{\partial \alpha}{\partial (W_{ou}/t)} \times S_{W_{ou}}/t \quad (6)$$

### 2.3 パネルに加わる作用応力 $S$ の分布

船体に加わる応力については SR-134<sup>10)</sup> や SR-200-5<sup>11)</sup> など多くの研究があり、幾つかの統計的結論が得ら

れている。これらの研究を参考にデッキパネルとボトムパネルに加わる応力の分布を想定した。

静水応力は SR-200-5 の結果を参考にして、応力分布を仮定した。ここでは縦曲げモーメントによる甲板あるいは船底板の圧縮に対する強度を考えているので、デッキパネルについては船がサギング状態となる満載時の値を用い、ボトムパネルについては船がホギング状態となるバラスト時の値を用い、静水応力  $\sigma_s$  を Table 1 に示す期待値と標準偏差をもつ正規分布と仮定した。静水応力は一種の確率変数と考えられ、積付状態などにより大きく変動するため、できるだけ多くの資料を得ることが望ましいが現状ではデータはあまり多いたはいえない。しかしながら SR-200-5<sup>11)</sup> によれば船の大きさにかかわらずほぼ一定の静水曲げ応力が作用するという結論が得られている。

一方、波浪応力は船が 20 年間連続就航した場合を考えると超過確率  $Q$  は  $Q=10^{-8}$  であるが、SR-200-5 では就航海域や荒天回避等を考慮し  $Q=10^{-6}$  に落した値を用いており、ここでもそれに従った。

SR-200-5<sup>11)</sup> によれば、北大西洋海域で超過確率  $Q=10^{-8}$  にあたるタンカーのガンネル部直応力の平均値は  $\bar{\sigma}_w=15.3\text{ kg/mm}^2$  である。波浪応力を指数分布と考え、上記の波浪応力を超過確率  $Q=10^{-6}$  レベルに変換することにより、デッキプレートに作用する波浪応力  $\sigma_w$  の期待値と標準偏差を定めた (付録 2)。

ボトムプレートについては波浪応力のデータが少ないため、デッキプレートにおける値をもとにデッキとボトムの断面常数の比を 1:1.1 と仮定し、デッキプレートに作用する波浪応力の 1.1 分の 1 とした。Table 1 に両者の波浪応力  $\sigma_w$  の期待値と標準偏差を示す。

船体に作用するトータル応力  $S$  は静水応力  $\sigma_s$  と波

Table 1 Statistic data

Variable		Expected value	Standard deviation	Coefficient of variation	
Statistic values of R	Yield stress $\sigma_Y$	MS	28.9 $\text{kg/mm}^2$	2.17 $\text{kg/mm}^2$	7.5 %
		HY32	37.4 "	2.62 "	7.0 %
		HY36	41.4 "	1.77 "	4.3 %
	Initial deflection	Deck $W_0/t$	0.213	0.020	9.4 %
		Bottom $W_0/t$	0.214	0.019	8.9 %
	Statistic values of S	Deck	$\sigma_s$	4.04 $\text{kg/mm}^2$	2.00 $\text{kg/mm}^2$
$\sigma_w$			11.48 "	0.92 "	8.0 %
S			15.52 "	2.20 "	14.2 %
Bottom		$\sigma_s$	5.43 "	1.37 "	25.2 %
		$\sigma_w$	10.44 "	0.84 "	8.0 %
		S	15.26 "	1.61 "	10.2 %

浪応力  $\sigma_w$  の和で与えられるから  $S$  は正規分布であり、その期待値と標準偏差は (7) 式で与えられる。

$$\bar{S} = \bar{\sigma}_S + \bar{\sigma}_W \quad S_S = \sqrt{S_{\sigma_S}^2 + S_{\sigma_W}^2} \quad (7)$$

以上で求めた作用応力は MS 使用船についてのものであり、船の大きさにかかわらずほぼ一定であり、パネルの  $b/t$  によらず一定と考えられる。HY 32 あるいは HY 36 を使用する船については NK 規則の規定より、それぞれ MS 使用船で考えた値の 1/0.78 倍、1/0.72 倍の応力が働くと考えた。

Table 1 に破壊確率を求めるために必要なすべての変数の期待値と標準偏差を示す。

### 3 デッキプレート

#### 3.1 デッキプレートの最終強度解析法

デッキプレートのモデルとして、Fig. 1 に示す周辺単純支持された矩形板が、面内強制変位による圧縮力を受けている状態を考える。タンカーのデッキプレートは、一般にアスペクト比 4~6 程度の板であるが、圧縮により座屈し崩壊することを考えると、正方形板の最終強度がすべてのアスペクト比の板の最終強度の代表値と考えられるため、正方形板のみをとりあげて計算した。

正方形板の最終強度は著者ら<sup>12)</sup>の解法を用い、弾性解と塑性解の交点から求め、正方形板の最終強度を表わす式は (8) 式で与えられる<sup>13)</sup>。

$$\lambda = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad (8)$$

$$= \pi \sqrt{\left[ \frac{1 - (W_0/t)/(\xi_1/\alpha)}{3(1-\nu^2)} + \frac{(\xi_1/\alpha)^2 - (W_0/t)^2}{8} \right] / \alpha}$$

$$\xi_1 = 4(1-\alpha^2) / \sqrt{16-15\alpha^2} \quad \alpha = \sigma_u / \sigma_Y$$

ただし  $b$ : 板幅,  $t$ : 板厚,  $W_0$ : 初期撓み,  $\sigma_u$ : 最終強度,  $\sigma_Y$ : 降伏応力,  $\xi_1$ : 無次元化した塑性モーメント

なお、ヤング率は  $E=21,000\text{kg/mm}^2$ , ポアソン比は  $\nu=0.3$  とし、以後はすべてこの値を用いた。

#### 3.2 強度解析と考察

Fig. 2 に (8) 式を用いて計算した正方形板の最終強度を示す。この計算では、初期撓み、降伏応力は Table 1 に示す期待値のみを用いており、ばらつきは考慮していない。Fig. 2 では高張力鋼の方が軟鋼より降伏応力で

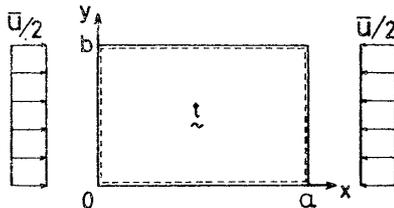


Fig. 1 Rectangular plate subjected to compression

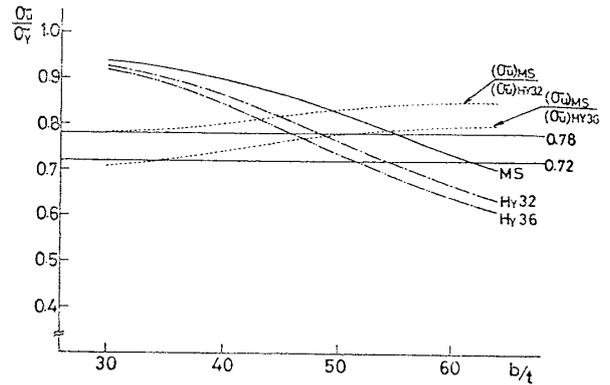


Fig. 2 Ultimate strength of square plate

無次元化した強度が低い、これはそれぞれの降伏応力で無次元化した場合、高張力鋼板の座屈荷重は軟鋼板より小さくなるためである。横軸に  $b/t$  をとった Fig. 2 では MS, HY 32 および HY 36 のグラフは、それぞれ異なっているが、横軸に細長比  $(b/t) \sqrt{\sigma_Y/E}$  をとると三者の値は一致する。図中の点線は軟鋼と高張力鋼の最終強度の比である (以後、本論文では  $(\sigma_u)_{MS}/(\sigma_u)_{HY}$  を軟鋼と高張力鋼の強度比と呼ぶ)。図から明らかのように、MS と HY 32, MS と HY 36 のいずれの比も  $b/t$  の小さいところを除き、NK 規則で定める応力比 0.78 と 0.72 の数値を上回っている。

このことは、以下の事実を意味している。パネルが引張応力を受けるような場合の設計応力は降伏応力の比から単純に推定することができる。したがって降伏応力が  $25\text{kg/mm}^2$  であり、板厚  $t$  の軟鋼板と同等な強度を有するように、HY 32 鋼板の板厚を決めるには降伏応力の比  $(25/32)$  から  $0.78t$  となり、HY 32 鋼板では軟鋼板よりも薄くしてよいことになる。ところで本論文で考察しているように、圧縮荷重を受けるパネルの場合、上記のように簡単に降伏応力の比から設計応力を定めることはできない。これが Fig. 2 中の点線の意味するところである。すなわち高張力鋼板の設計応力は確かに軟鋼板よりも上昇するが、その上昇率は降伏応力の上昇率よりも小さく、例えば  $b/t=50$  の場合には軟鋼板の設計応力の 1/0.825 倍の設計応力を持つことを示している。

#### 3.3 信頼性解析と設計応力

Fig. 2 は確定論から求めたパネルの圧縮強度であるが、Fig. 3 は 2 章で述べた考え方に従って信頼性解析を実施した後に破壊確率  $P_f$  を求めたものである。ここでは NK 規則の規定により、HY 32 の鋼板では軟鋼板に作用する応力の 1/0.78 倍の応力が、HY 36 の鋼板では 1/0.72 倍の応力が作用すると考えている。図中 MS と HY 32 の両者の破壊確率曲線が交差しており、 $b/t$  が 35 以上の範囲では、HY 32 の方が MS より危険側にある。デッキプレートにおける  $b/t$  の実船使用範囲は

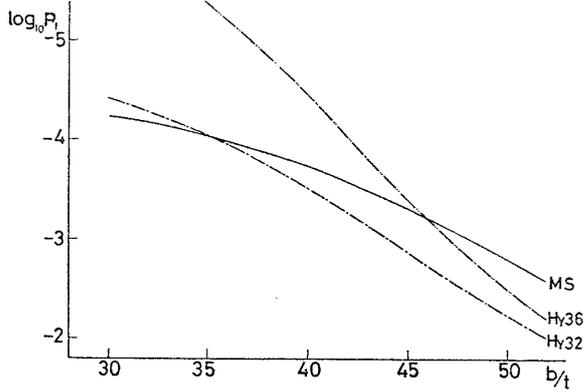


Fig. 3 Probability of failure of square plate

30~50 程度であるが、ある一定の破壊確率（例えば  $P_f = 10^{-3}$ ）を規制値として  $b/t$  の実船使用範囲を定めると、HY 32 の  $b/t$  の使用限界は MS より小さくなる。MS と HY 32 の破壊確率曲線が交差しているのは、降伏応力の高い材料ほど  $b/t$  の増加に伴う破壊確率の増大が著しいためである。HY 36 の破壊確率が他の 2 つと比べ小さいが、これは降伏応力の変動係数が MS、HY 32 に比べ小さいためであり、Table 1 のデータのうち、HY 36 については、より詳細なデータを求める必要があることを示している。

Fig. 4 は破壊確率  $P_f$  を一定とした時の MS と HY 32 の設計応力を示している。この図を求めるために、Table 1 に示す初期撓み  $W_0$ 、降伏応力  $\sigma_Y$  を用いたが、作用応力として Fig. 4 の縦軸に示す設計外力の期待値に対して変動係数 14.2% を仮定した。 $b/t$  が大きくなるに従い、両者とも設計応力は低下している。

Fig. 4 の結果を破壊確率  $P_f$  をパラメータとし、MS と HY 32 の設計応力比を求めたものが Fig. 5 である。Fig. 2 に示した MS と HY 32 の強度比と同様に信頼性解析によって求めた設計応力比も  $b/t$  の増加に伴い大きくなる右上りの傾向を示している。また  $b/t$  が 35 以下

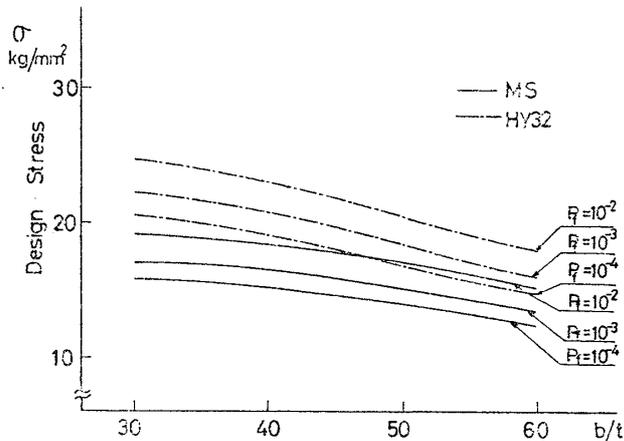


Fig. 4 Design stress of square plate ( $P_f = \text{constant}$ )

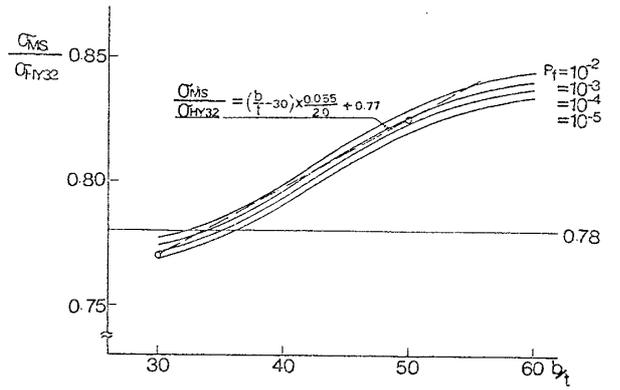


Fig. 5 Design stress ratio ( $\sigma_{MS}/\sigma_{HY32}$ ) at constant probability of failure

の範囲を除き、0.78 の数値を上回っており、 $b/t$  の大きいところでは高張力鋼 (HY 32) の設計応力比を低く見積る必要があることがわかる。Fig. 5 では基準となる破壊確率が変わっても、設計応力比はほとんど変わらず、破壊確率が  $P_f = 10^{-2} \sim 10^{-5}$  の範囲では、ごく小さい差を生じるのみである。この結果を Fig. 5 中の破線で示す 1 本の直線で近似すると、この直線は座屈を考慮した設計応力比であり、これを設計応力比として用いれば  $b/t$  の大きいところでも、高張力鋼は軟鋼とほぼ同程度の破壊確率を持つことになる。Fig. 5 中の MS と HY 32 の設計応力比の直線は次の式で与えられる。

$$\frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{HY32}} = \left( \frac{b}{t} - 30 \right) \times \frac{0.055}{20} + 0.77 \quad (9)$$

参考のために Fig. 6 に MS と HY 36 の設計応力比を示す。Fig. 5 に比較して Fig. 6 では破壊確率の変化による設計応力比の変動が大きく、設計応力比自体も小さくなっているが、これは前にも記述したとおり、HY 36 鋼の降伏応力の標準偏差が MS に比べて小さいためである。しかし設計応力比の右上りの傾向は Fig. 5 と同じである。Fig. 5 と同様に MS と HY 36 の設計応力比の直線式を定め、図中に破線で示した。MS と HY 36 の設計応力比の直線は次の式で与えられる。

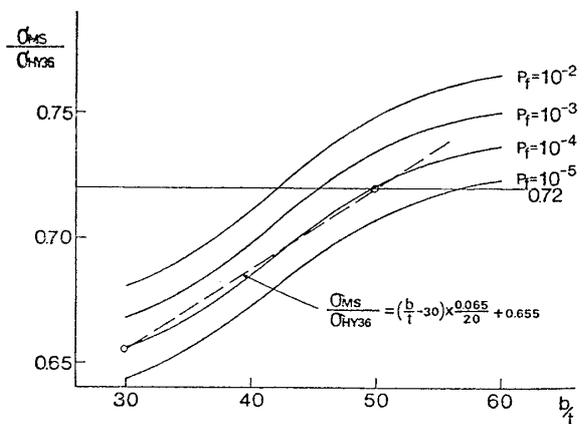


Fig. 6 Design stress ratio ( $\sigma_{MS}/\sigma_{HY36}$ ) at constant probability of failure

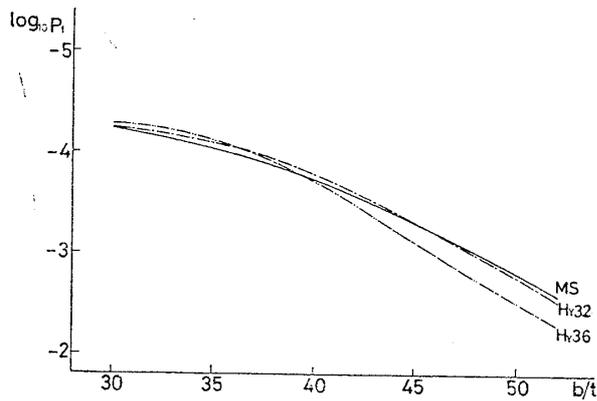


Fig. 7 Probability of failure of square plate calculated by using equation (9)

$$\frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{Hs36}} = \left( \frac{b}{t} - 30 \right) \times \frac{0.065}{20} + 0.655 \quad (10)$$

(9), (10) 式的设计応力比を用いて破壊確率を計算したものが Fig. 7 である。Fig. 7 における三者の破壊確率はほぼ一致している。

#### 4 ボトムプレート

##### 4.1 ボトムプレートの最終強度の解析法

ボトムプレートのモデルとして周辺を単純支持された矩形板が水圧と同時に面内強制変位による圧縮力を受けている状態を考える。この時、船はホギング状態であるので、加わる圧縮力および水圧はバラスト時のもの考える。船底パネルのアスペクト比は2~6程度であるが、水圧の影響をみるためアスペクト比 0.5, 1, 2 および 5 の4つの場合について計算を行った。アスペクト比 0.5 の板は横防撓形式の船を想定している。

各アスペクト比の最終強度を求めるにあたっては、文献 14) の解法を用い、弾性解と塑性解の交点より求めた。付録 3)~6) に各アスペクト比  $\beta$  の板の弾塑性解を示す。

正方形板とアスペクト比 0.5 の板では撓み波形を1半波  $\times$  1半波のサイン波と仮定した。アスペクト比 2 と 5 の板では撓み波形のモード変化を考える必要があるため、アスペクト比 2 の板では撓み波形として1半波成分と2半波成分の2つを仮定し、アスペクト比 5 の板では1, 3, 5 半波成分の3つを仮定した。

##### 4.2 強度解析と考察

Fig. 8~11 に各アスペクト比 (以後  $\beta$  とする) の板の最終強度を示す。バラスト時の水圧の代表値として10m水頭を考えた。初期撓みは2章で述べたように  $W_0/t = 0.214$  の値を用いるが、アスペクト比 2 および 5 の板では1半波成分の他の初期撓み成分を考える必要がある。そこで日本造船研究協会第127研究部会<sup>15)</sup>による初期撓みの計測資料を参考に以下のように初期撓みのモードを

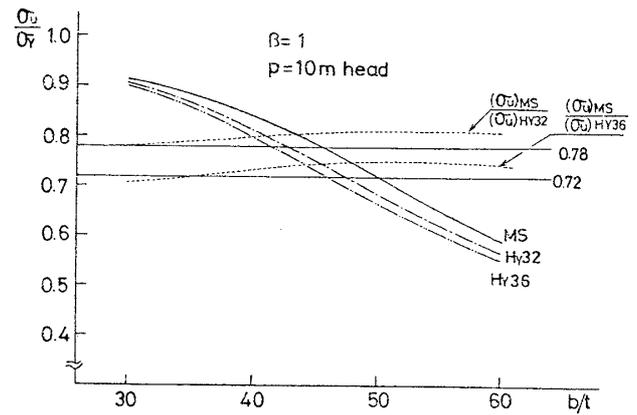


Fig. 8 Ultimate strength of rectangular plate subjected to compression and lateral pressure ( $\beta=1$ ,  $p=10$  m head)

定めた。アスペクト比  $\beta=2$  の板では初期撓みを1半波成分に対して  $W_{01}/t=0.214$ , 2半波成分に対して  $W_{02}=0.2W_{01}$  と仮定した。また  $\beta=5$  の板では  $W_{01}/t=0.214$ ,  $W_{03}=0.4W_{01}$ ,  $W_{05}=0.2W_{01}$  と1半波, 3半波および5半波成分の初期撓みを仮定した。以下の計算では初期撓みはすべてこの値を用いる。

Fig. 8 は正方形板に対して  $p=10$  m 水頭の水圧と圧縮力とが同時に作用した場合である。この結果を Fig. 2 の圧縮のみ受ける正方形の結果と比べると、水圧による強度の低下がみられ、 $b/t$  の増加による強度の低下も大きくなっている。これは  $b/t$  が大きくなるに従い、水圧の影響が大きくなるためである。なお Fig. 8 においては Fig. 2 と同様に降伏応力で無次元化した場合、軟鋼の強度は高張力鋼の強度を上回っており、その強度比も  $b/t$  の増加とともに大きくなる傾向を示し、 $b/t$  の大きい部分ではそれぞれ 0.78, 0.72 の数値を上回っている。

Fig. 9 にアスペクト比  $\beta=0.5$  の板の最終強度を示す。正方形板の結果 (Fig. 8) と比較すると  $b/t=50$  程度で両者の強度は一致しているが、それ以下の範囲では正方形板よりも強度は低くなっている。これは  $\beta=0.5$

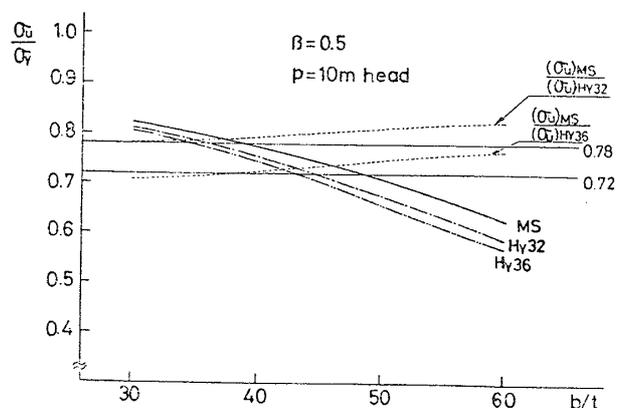


Fig. 9 Ultimate strength of rectangular plate subjected to compression and lateral pressure ( $\beta=0.5$ ,  $p=10$  m head)

の板では座屈荷重が正方形より大きく弾性的には正方形板より強いが、その反面、塑性関節の単位長さ当りに加わる荷重が大きく塑性的に弱いためである。このため  $\beta = 0.5$  の板では初期撓みの影響は正方形板より大きい。一方、 $b/t$  の増加による強度の低下は正方形板より小さいが、これは上で述べたように弾性的に強いこと、および水圧の影響が正方形板より小さいことによるためである。

以上、述べた Fig. 8 と Fig. 9 から次のことがいえる。アスペクト比  $\beta$  が 0.5 および 1 の板では圧縮による撓み波形と水圧による撓み波形が一致しているため、水圧の負荷は初期撓みをさらに大きくする傾向があり、そのまま強度低下につながっている。降伏応力で無次元化した圧縮強度で比較すると、軟鋼より高張力鋼の方が強度低下しているなど Fig. 2 でデッキプレートについて述べた結果と同様の傾向を示している。

一方、Fig. 10 および 11 のアスペクト比  $\beta = 2$  および 5 の板の最終強度をみると、 $\beta \leq 1$  の場合と逆の傾向が生じている。すなわち降伏応力の高い HY 32 および HY 36 は軟鋼と同程度かあるいはそれ以上の強度を示

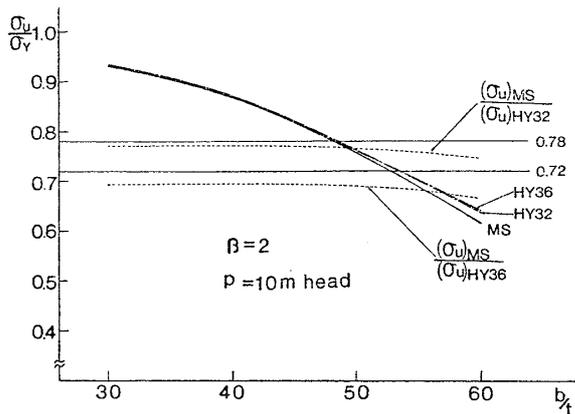


Fig. 10 Ultimate strength of rectangular plate subjected to compression and lateral pressure ( $\beta=2$ ,  $p=10$  m head)

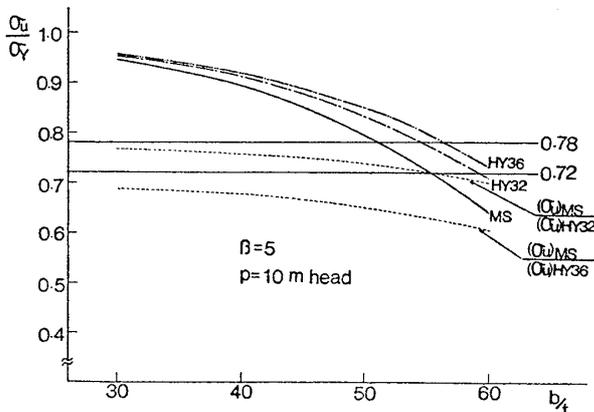


Fig. 11 Ultimate strength of rectangular plate subjected to compression and lateral pressure ( $\beta=5$ ,  $p=10$  m head)

している。したがって軟鋼と高張力鋼の強度比は  $b/t$  の増加につれて小さくなる傾向を示し、0.78 と 0.72 の数値を下回っている。この点が  $\beta \leq 1$  の板の挙動と著しく異なる点である。この理由として以下の2点が考えられる。まず第1に  $\beta=2$  および 5 の板では水圧による1半波成分と圧縮による2半波および5半波の成分が生ずるが、水圧が加わることにより圧縮座屈波成分の成長が押えられ、座屈しにくくなること。第2の理由として最終強度を降伏応力で無次元化した場合、水圧は降伏応力の逆数を乗じた形で強度低下をもたらす（例えば (A-6) 式参照）ので、降伏応力が大きいほど相対的に水圧の影響が小さくなるためである。

Fig. 10 に示す  $\beta=2$  の板の最終強度は Fig. 9 における正方形板の最終強度を上回っているが、これは上記の理由により  $\beta=2$  の板では座屈しにくくなること、および正方形板より塑性的に強いことが原因である。なお、Fig. 10 に示す範囲内の崩壊モードはいずれも1半波崩壊であり、2半波崩壊は生じていない。

Fig. 11 に示す  $\beta=5$  の板の最終強度は  $\beta=2$  の板と同様の傾向を示しているが、 $\beta=5$  の板の最終強度は全体的に  $\beta=2$  の板の最終強度を上回っている。また高張力鋼を用いた方が有利になっている点は  $\beta=2$  の場合よりもさらに顕著になっている。

Fig. 12~15 は板幅板厚比を  $b/t=50$  で一定とし、水圧  $p$  による最終強度の変化を各アスペクト比  $\beta$  について調べたものである。

Fig. 12 および Fig. 13 に示す正方形板と  $\beta=0.5$  の板では水圧の増加に伴って圧縮強度はほぼ直線的に低下している。両者の強度は水圧の小さいところでは正方形板の方が上回り、水圧の大きいところでは  $\beta=0.5$  の板の方が上回っている。水圧による強度の低下は正方形板の方が大きい、これは同じ  $b/t$  に対しては正方形板の方が面積が大きく水圧の影響が大きいためである。 $\beta \leq 1$  では一般にアスペクト比  $\beta$  の大きい板ほど水圧の影響は大きく、水圧による強度の低下は著しい。MS と HY 32

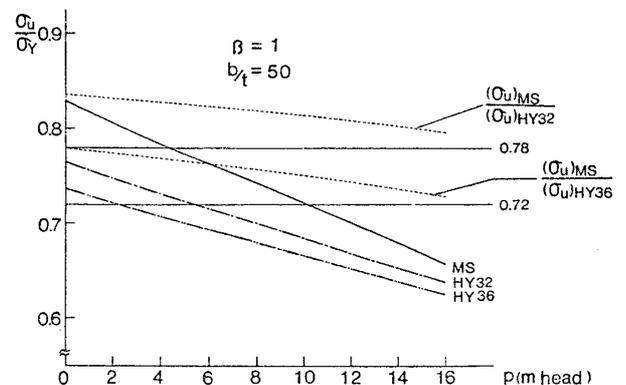


Fig. 12 Ultimate strength-lateral pressure relations ( $\beta=1$ ,  $b/t=50$ )

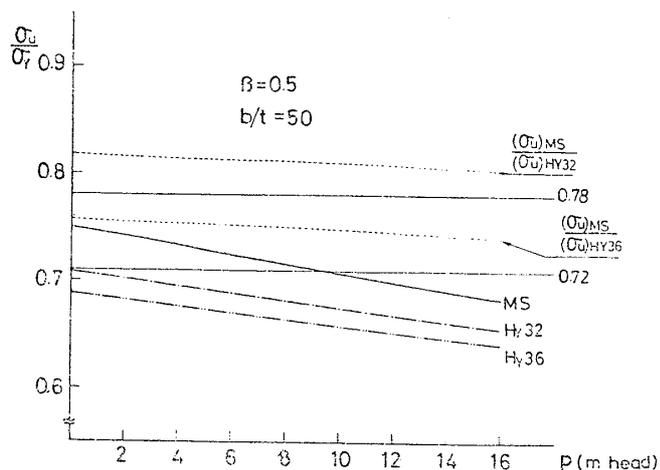


Fig. 13 Ultimate strength-lateral pressure relations ( $\beta=0.5$ ,  $b/t=50$ )

および MS と HY 36 の強度比は水圧の増加につれて小さくなる傾向を示しており、水圧が大きくなるに従って、0.78 および 0.72 の数値に近づいている。これは既に述べたように水圧が大きくなるにつれて降伏応力の高い高張力鋼の方が有利になるためである。

Fig. 14, 15 はアスペクト比  $\beta=2$  および 5 の板の計算例である。水圧の増加に伴う圧縮強度の変化をみると  $\beta \leq 1$  では現われなかった複雑な結果となっている。これは崩壊モードの変化が原因であり、山の頂部までは  $\beta=2$  の板では 2 半波崩壊、 $\beta=5$  の板では 5 半波崩壊しており、それ以降はすべて 1 半波のモードで崩壊している。山の頂部に達するまでの小さな水圧の範囲内では水圧を負荷すると強度が上昇している。これは水圧が加わることで圧縮による座屈波の成長が押えられるためである。なお水圧  $p=0$  の点での  $\beta=2$  および 5 の板の座屈波崩壊の強度は正方形板の強度を上回っているが、これは正方形板では初期撓みとして  $W_0/t=0.214$  の値を考えているのに対して、本節の初めで仮定したように  $\beta$

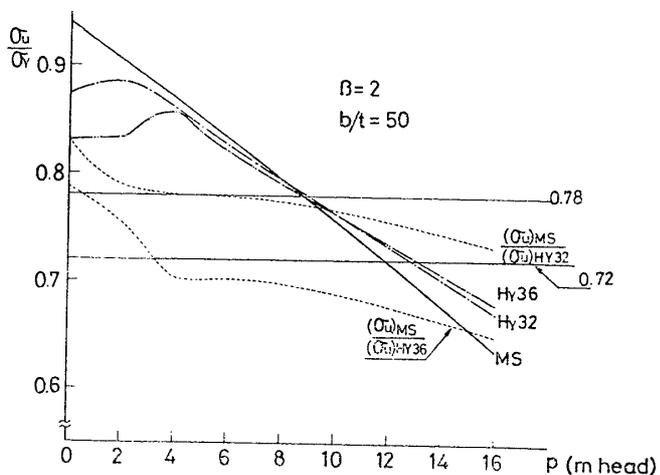


Fig. 14 Ultimate strength-lateral pressure relations ( $\beta=2$ ,  $b/t=50$ )

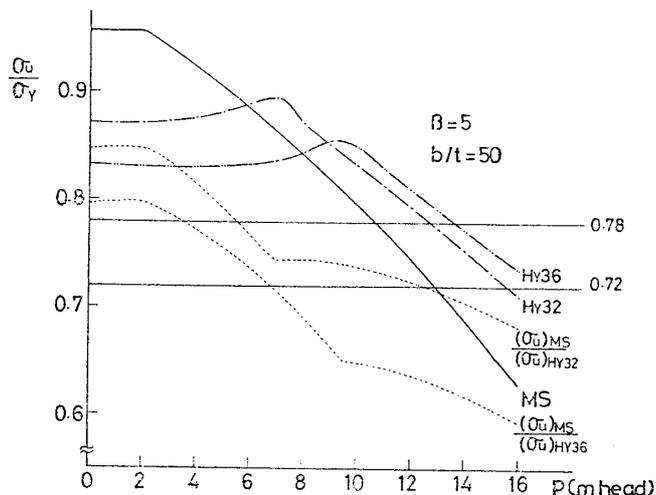


Fig. 15 Ultimate strength-lateral pressure relations ( $\beta=5$ ,  $b/t=50$ )

$=2$  および 5 の板ではその 1/5 の初期撓みしか考慮していないためである。

以上の Fig. 8 から Fig. 15 までの結果を総合すると次のことがいえる。 $\beta \leq 1$  の範囲では水圧は直接強度低下をもたらす、それぞれの降伏応力で無次元化した軟鋼と高張力鋼の強度は水圧が大きくなるに従って接近するものの、軟鋼の値は高張力鋼の値を上回っており、圧縮強度を考慮すると高張力鋼を使用しても降伏応力が上昇する割合だけ有利になるとは限らない。一方、 $\beta \geq 2$  では水圧が加わることにより崩壊モードの変化が生じ、水圧が大きくなるに従って高張力鋼の有利性が現われている。さらにアスペクト比  $\beta$  が大きくなるにつれて一般に圧縮強度は大きくなっており、縦強度の観点からは横防撓形式よりも縦防撓形式の方が有利なことがわかる。

### 4.3 信頼性解析と設計応力

これまで強度を確定量として議論してきたが、これ以降は Table 1 に示す統計因子の変動を考え、破壊確率を求めて各アスペクト比のパネルの強度と設計応力について検討する。

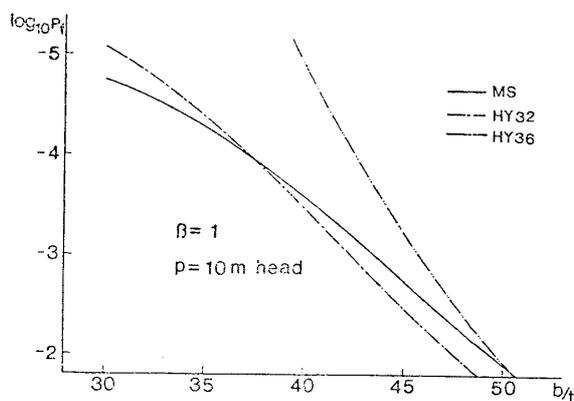


Fig. 16 Probability of failure of rectangular plate ( $\beta=1$ ,  $p=10$  m head)

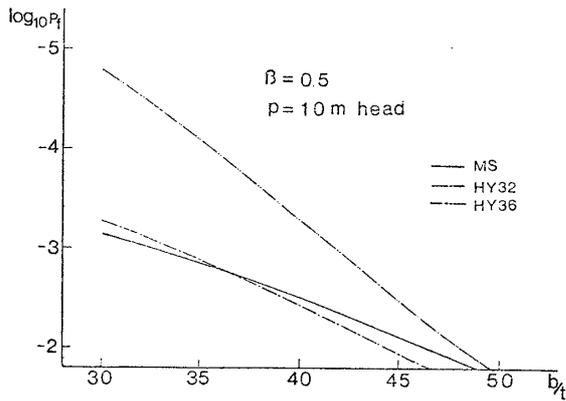


Fig. 17 Probability of failure of rectangular plate ( $\beta=0.5$ ,  $p=10$  m head)

Fig. 16~19 に各アスペクト比  $\beta$  の板の  $p=10$  m 水頭の水圧に対する破壊確率を計算した結果を示す。Fig. 16 と 17 に示す正方形板および  $\beta=0.5$  の板ではデッキプレートと同様に MS と HY 32 の両者の破壊確率曲線は交差しており、 $b/t$  の大きい範囲では高張力鋼の破壊確率は軟鋼のそれよりも大きい。ボトムプレートにおける  $b/t$  の実船使用範囲は 30~55 程度であり、デッキプレートと同様に MS と HY 32 の  $b/t$  の使用範囲を同じ破壊確率で規制する概念に立脚すると、HY 32 の  $b/t$  の使用限界は MS のそれより小さく、高張力鋼を使用することによって  $b/t$  を大きくすることは望ましくないことがわかる。

Fig. 18 と 19 にアスペクト比  $\beta=2$  および 5 の板の破壊確率を示す。破壊確率は軟鋼より高張力鋼の方が小さく、同じ  $b/t$  では高張力鋼の方が軟鋼より安全側にあることがわかる。なお  $\beta \geq 2$  の板では破壊確率は  $\beta \leq 1$  の板の破壊確率より小さく、確定論的考察で述べたと同様に縦防撓形式の方が横防撓形式よりも圧縮に対しては安全性が高いことがわかる。

Fig. 20 と 21 にそれぞれ  $\beta=0.5$  と 5 の板の設計応力を示す。水圧は  $p=10$  m 水頭を考え、外力の変動係数は Table 1 を考慮して 10.2% とした。Fig. 22 はア

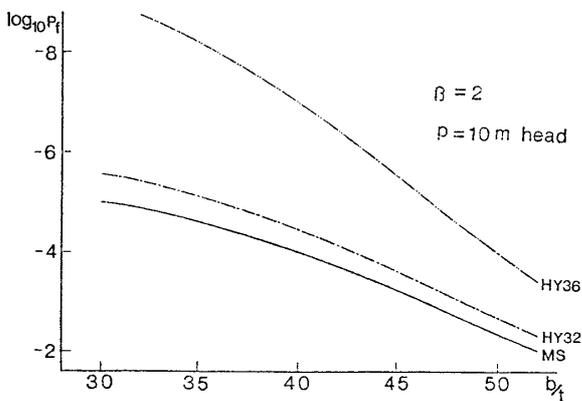


Fig. 18 Probability of failure of rectangular plate ( $\beta=2$ ,  $p=10$  m head)

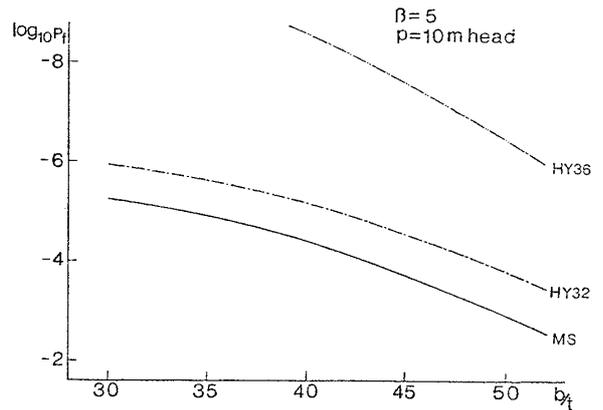


Fig. 19 Probability of failure of rectangular plate ( $\beta=5$ ,  $p=10$  m head)

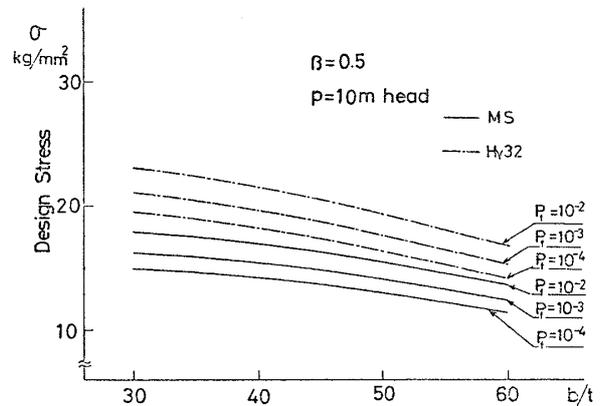


Fig. 20 Design stress of rectangular plate ( $\beta=0.5$ ,  $p=10$  m head)

スペクト比  $\beta=0.5$  の板の MS と HY 32 の両者の設計応力比を示している。設計応力比は  $b/t$  の増大とともに大きくなる傾向を示している。デッキプレートと同じく設計応力比を 1 本の直線で表わすことを考え図中に破線で示した。図中の直線は次の式で与えられる。

$$\frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{HY32}} = \left( \frac{b}{t} - 30 \right) \times \frac{0.03}{20} + 0.77 \quad (11)$$

なお、図では示さなかったが MS と HY 36 の設計応力比は (12) 式で与えられる。

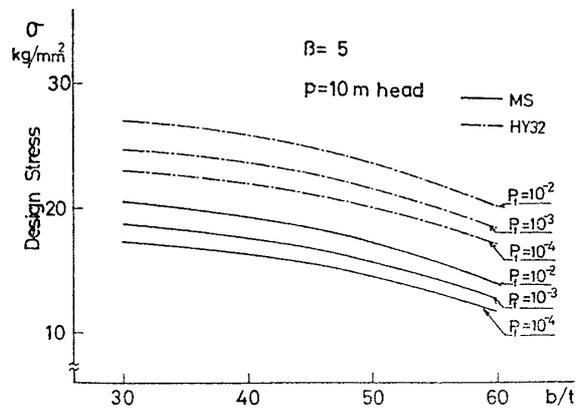


Fig. 21 Design stress of rectangular plate ( $\beta=5$ ,  $p=10$  m head)

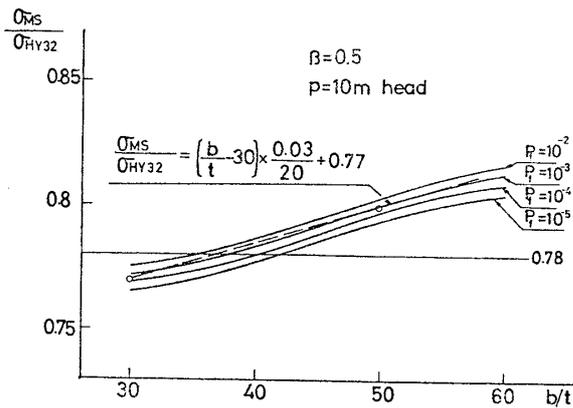


Fig. 22 Design stress ratio ( $\sigma_{MS}/\sigma_{HY32}$ ) at constant probability of failure ( $\beta=0.5$ ,  $p=10$  m head)

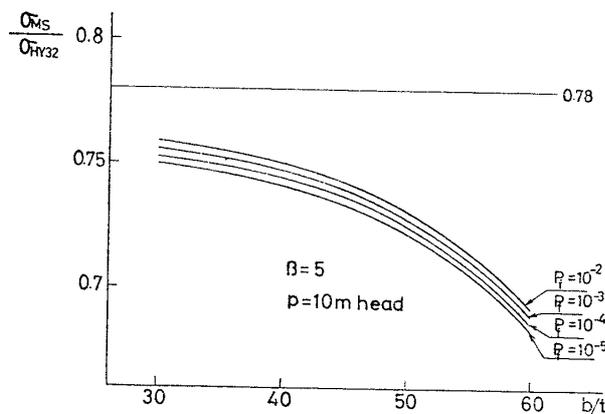


Fig. 23 Design stress ratio ( $\sigma_{MS}/\sigma_{HY32}$ ) at constant probability of failure ( $\beta=5$ ,  $p=10$  m head)

$$\frac{\sigma_{MS}}{\sigma_{HY36}} = \left( \frac{b}{t} - 30 \right) \times \frac{0.035}{20} + 0.645 \quad (12)$$

(11) 式と (12) 式を軟鋼と高張力鋼の設計応力比として用いれば、高張力鋼の破壊確率は軟鋼の破壊確率とはほぼ一致する。

Fig. 23 にアスペクト比  $\beta=5$  の板の MS と HY 32 の両者の設計応力比を示す。設計応力比は  $b/t$  が増加するにつれて小さくなる傾向を示しており、0.78 の数値を大きく下回っている。この場合 (11) 式と同様に設計応力比を定めることができるが、 $b/t$  によって設計応力比を変化させる必要はなく、0.78 としてよいと思われる。しかし  $b/t$  が大きくなるにつれて、高張力鋼板の設計応力は軟鋼板に比して大きくなっており、高張力鋼を使用することにより  $b/t$  を大きくとることが可能である。

## 5 結 論

本論文では、デッキプレートとボトムプレートについて実船の強度および外力の分布を想定し、高張力鋼を使用する場合と軟鋼を使用する場合の圧縮強度に関する破

壊確率を計算し、高張力鋼板と軟鋼板使用時の安全性と設計応力について比較検討した。その結果、以下に示す結論が得られた。

(1) 高張力鋼板をデッキプレートなどの圧縮強度パネルに用いた場合、その板厚は軟鋼を使用した場合の板厚に比べて一般に薄くすることができるが、圧縮強度を考えると、この薄くする度合は鋼材の降伏応力の比のみの関数ではなく、板幅板厚比  $b/t$  の関数でもある。この概念に立脚すると、デッキプレートにおける、軟鋼と高張力鋼の設計応力比を (9) 式に示すように定めることができる。

(2) 一般に軟鋼板でも高張力鋼板でも板幅板厚比  $b/t$  が大きくなると破壊確率は増加する。いま一定の破壊確率を超えないという概念から考えると  $(b/t)_{cr}$  を設定し、 $b/t$  の使用範囲を制限することが必要である。本方法では基準となる破壊確率を定めれば  $(b/t)_{cr}$  を求めることができる。

(3) 同一の  $b/t$  の板を用いた場合、ボトムプレートの破壊確率はデッキプレートの破壊確率よりやや小さく、デッキプレートよりむしろ安全側にある。また、圧縮強度の観点からは、横防撓形式よりも縦防撓形式の方が、有利なことがわかった。

(4) 軟鋼材および高張力鋼材など降伏応力の相違が、ボトムプレートの圧縮強度に及ぼす影響を検討したところ、アスペクト比  $\beta$  が 2 以上の周辺単純支持の板では、高張力鋼の有利さがはっきりと現われている。したがってボトムプレートに高張力鋼を使用することにより、軟鋼板を使用する場合より  $b/t$  を大きくとることが可能である。また設計応力比は  $b/t$  によって変える必要がないことがわかった。

最後に本論文の研究の過程で、寺沢一雄部会長、秋田好雄分科会長をはじめとする SR 200 部会第 11 分科会の方々から種々のご討論を戴きましたことを感謝します。また本論文の一部は文部省科学研究費を受けたことにより実施されたものであります。数値計算にあたっては、東京大学大型計算機センターの M 280 H を使用させて戴きました。

## 参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第 200 研究部会第 11 分科会：船舶及び海洋構造物に関する調査研究（高張力鋼の使用）(1981. 3).
- 2) 吉識，秋田，山口：高張力鋼を船体に使用する時の問題点，造船協会誌，第 402 号 (1963. 3)，pp. 79~84.
- 3) 日本海事協会：鋼船規則集 C 編 15 章 (昭和 53 年)，pp. 138~143.
- 4) A. M. Freudenthal, J. M. Garrelts, M. Shino-

zuka: The Analysis of Structural Safety, Proc. ASCE, ST-1 (Feb. 1966).

- 5) 安川, 池上, 大南: 船殻部材の許容歪量に対する信頼性理論の適用, 日本造船学会論文集, 第138号 (1975.12), pp. 508~516.
- 6) 岡村, 板垣: 強度の統計的取扱, 第1版, 培風館 (1976), pp. 34.
- 7) 西村: 鋼材の機械的性質のばらつきについて, JSSC, Vol.5, No. 48 (1969), pp. 68~74.
- 8) JSQS: 日本鋼船工作法精度標準 (1979).
- 9) E. J. Gumbel: 極値統計学, 第5版, 生産技術センター新社 (1978).
- 10) 日本造船研究協会第134研究部会: 船体構造部材の許容応力に関する研究, 研究資料No. 237(1976.3).
- 11) 日本造船研究協会第200研究部会第5分科会: 船体構造部材の許容応力, 日本造船研究協会報告, 第93号 (1980.8).
- 12) 藤田, 野本, 仁保: 防撓板の圧縮強度について, 日本造船学会論文集, 第141号 (1977.6), pp. 190~197.
- 13) 藤田, 野本, 仁保: 防撓板の圧縮強度について (第2報) — 溶接にともなう初期不整を有する防撓板 — 日本造船学会論文集, 第144号 (1978.12), pp. 437~445.
- 14) 藤田, 野本, 仁保, 吉江: 組合せ荷重を受ける平板の最終強度 (第2報) — 圧縮と水圧を受ける矩形板 —, 日本造船学会論文集, 第146号 (1979.12), pp. 289~297.
- 15) 日本造船研究協会第127研究部会: 船殻部材の許容歪量に関する研究, 日本造船研究協会報告, 第78号 (1976.3).

#### 付録 1) First Order Approximation

いま  $F$  を  $x_1, x_2, \dots, x_n$  という独立な確率変数を変数とする関数とし, 変数  $x_i$  ( $i=1 \sim n$ ) の期待値および標準偏差が  $\bar{x}_i, S_{xi}$  で与えられているとする。この時  $F$  の期待値および標準偏差は,  $F$  を  $x_i$  に関してテーラー展開を行い, 2次項以後を無視するという近似を行うことより以下の式で与えられる。

$$\bar{F} = F(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_n) \quad (A-1)$$

$$S_F = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left( \frac{\partial F}{\partial x_i} \right)^2 S_{xi}^2} \quad (A-2)$$

付録 2) 波浪応力を (A-3) 式の確率分布関数で与えられる指数分布と想定すると, 波浪繰返し数  $N$  に対する極値の期待値  $\bar{\sigma}_{wN}$  と標準偏差  $S_{\sigma_{wN}}$  は式 (A-4) 式で与えられる<sup>5)</sup>。

$$P(\sigma_w) = 1 - \exp(-\sigma_w/\lambda) \quad (A-3)$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_{wN} &= \lambda(\gamma + \ln N) \\ S_{\sigma_{wN}} &= \pi\lambda/\sqrt{6} \end{aligned} \right\} \quad (A-4)$$

ただし,  $\gamma$  はオイラー定数と呼ばれ,  $\gamma=0.5772$  である。(A-4)式を適用することより, 応力を  $N=10^8$  レベルから  $N=10^6$  に変換することができ,  $\lambda$  から標準偏差を定めることができる。

付録 3) 水圧と面内圧縮を受ける正方形板  
弾性解

$$\sigma = \frac{\pi^2 E}{3(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 (1 - W_0/W) + \frac{\pi^2 E}{8b^2} (W^2 - W_0^2) - \frac{16b^2}{\pi^4 t} \frac{p}{W} \quad (A-5)$$

塑性解

$$\frac{W}{t} = \{ \xi_1 - (b/t)^2 p / (6\sigma_Y) \} / \alpha \quad (A-6)$$

$p$ : 水圧

付録 4) 水圧と面内圧縮を受ける  $\beta=0.5$  の板  
弾性解

$$\sigma = \frac{25\pi^2 E}{48(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 (1 - W_0/W) + \frac{17\pi^2 E}{64b^2} (W^2 - W_0^2) - \frac{4b^2}{\pi^4 t} \frac{p}{W} \quad (A-7)$$

塑性解

$$\frac{W}{t} = \frac{2\xi_1 + \xi_3}{6\alpha} - \frac{5p}{144\sigma_Y} \left( \frac{b}{t} \right)^2 \frac{1}{\alpha} \quad (A-8)$$

ただし  $\xi_3 = 1 - \alpha^2$

付録 5) 水圧と面内圧縮を受ける  $\beta=2$  の板  
撓み波形を (A-9) 式のようにおき, Galerkin 法を適用することより  $W_1, W_2$  に関する 2元連立方程式の形で弾性解が与えられる。

$$w = W_1 \sin \frac{\pi x}{2b} \sin \frac{\pi y}{b} + W_2 \sin \frac{2\pi x}{2b} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (A-9)$$

塑性解は 1 半波成分と 2 半波成分に対する崩壊モードを考え, それぞれ次の式を得る。

1 半波崩壊

$$\frac{W_1}{t} = \frac{2\xi_1 + \xi_2}{2\alpha} - \frac{5p}{12\sigma_Y} \left( \frac{b}{t} \right)^2 / \alpha \quad (A-10)$$

2 半波崩壊

$$\frac{W_2}{t} = \frac{4\xi_1 + \xi_3}{4\alpha} - \frac{p}{6\sigma_Y} \left( \frac{b}{t} \right)^2 / \alpha \quad (A-11)$$

ただし  $\xi_2 = 2(1 - \alpha^2) / \sqrt{4 - 3\alpha^2}$

最終強度については, 1 半波崩壊強度と 2 半波崩壊強度のうち, 低い方の値を崩壊強度とした。

付録 6) 水圧と面内圧縮を受ける  $\beta=5$  の板  
(A-12) 式で撓み波形を仮定し Galerkin 法を適用することより弾性解を得る。

$$w = W_1 \sin \frac{\pi x}{5b} \sin \frac{\pi y}{b} + W_3 \frac{3\pi x}{5b} \sin \frac{\pi y}{b} + W_5 \sin \frac{5\pi x}{5b} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (A-12)$$

1 半波崩壊, 3 半波崩壊, 5 半波崩壊, それぞれの崩壊モードに対する塑性解は次の式で与えられる。

1 半波崩壊

$$\frac{W_1}{t} = \frac{\xi_1 + 2\xi_2}{\alpha} - \frac{7}{6} \left( \frac{b}{t} \right)^2 \frac{p}{\sigma_Y} \frac{1}{\alpha} \quad (A-13)$$

3 半波崩壊

$$\frac{W_3}{t} = \frac{12\xi_1 + 4\xi_2 + 3\xi_3}{12\alpha} - \frac{1}{3} \left( \frac{b}{t} \right)^2 \frac{p}{\sigma_Y} \frac{1}{\alpha} \quad (A-14)$$

5 半波崩壊

$$\frac{W_5}{t} = \frac{3\xi_1 + \xi_3}{3\alpha} - \frac{1}{6} \left( \frac{b}{t} \right)^2 \frac{p}{\sigma_Y} \frac{1}{\alpha} \quad (A-15)$$

最終強度については 1, 3, 5 半波崩壊の強度のうち最も小さな値を崩壊強度とした。