(昭和 57 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

防撓矩形板の最終強度解析 (第 3 報)

——船体外板の崩壊強度の推定——

正員 西原 誠一郎*

Analysis of Ultimate Strength of Stiffened Rectangular Plate (3rd Report)

——Estimation of Ultimate Strength of Ship Hull Structure——

by Seiichiro Nishihara, *Member*

Summary

It is important to estimate the ultimate bending moment of a ship hull girder, because it is the real resistant value to the maximum wave bending moment. The ultimate bending moment of the cross-section of a hull girder was calculated by the in-plane strength of stiffened plates. Therefore, it is necessary to calculate the ultimate strength of stiffened plates. The author's 1st and 2nd reports presented an approximate analytical method which was in good agreement with experimental results. In the design stage, however, it is difficult to determine the initial imperfections of the real ship structures.

This paper estimates the initial imperfections of ship structures and studies the ultimate strength of typical stiffened plates used for the longitudinal stiffening of ships. Initial deflection, residual stress and water pressure are the main influences on the ultimate strength of a hull. Two approximate formulas are developed for calculating the ultimate strength of stiffened plates from the elastic buckling stress and the yielding stress. One is a formula for long rectangular plates and the other is a formula for one way stiffened plates. These formulas are in good agreement with past experimental results and have confirmed efficiency in designing ship hull structures.

1 ま え が き

船体の縦曲げに対する強度を検討するためには、上甲板や船底の圧縮による最終強度を推定することが、実船の崩壊に対する真の安全率を知るうえで重要である。このための基礎的な研究として、矩形板や防撓板の最終強度の検討が行われてきた。筆者は、第 1 報¹⁾、第 2 報²⁾で設計手段としても利用可能な防撓矩形板の最終強度計算法を提案した。

実船の最大縦曲げ強度を推定するためには、最終強度に影響を与える、初期撓み、残留応力、水圧などの諸量を設定し、これらの量を考慮して検討する必要があるが、初期設計においては、実船で推定されるこれらの影響因子を考慮した基準強度を求め、これをもとに船体断面の最大曲げ強度を計算することが实际的である。

防撓板の最終強度に関する研究は、藤田ら^{3), 4)}、大坪ら^{20), 21)}や上田ら^{17)~19)}によって行われ、その結果、崩壊モードが防撓材間での板の局部崩壊モードとなる場合

と、防撓材を含む全体崩壊モードとなる場合があり、この 2 つの場合を分ける $r_{\min}^0$ という防撓材の剛性比があることが明らかにされた。防撓板の最終強度を支配する崩壊モードはこの 2 つであると考えられ、第 1 報、第 2 報で提案した解法はこの両者の場合に適用できることを示した。そこで本論文では、第 2 章で防撓材に囲まれた矩形平板の最終強度を実験と解析により検討し、第 3 章で大骨（横桁および縦桁）で囲まれた防撓板の全体崩壊モードによる最終強度を解析により検討する。これらの検討に基づいて船体外板における防撓矩形板の最終強度の基準値を提案する。

2 矩形板の最終強度

2.1 防撓材で支持される矩形板

通常一般の縦式構造の船体外板は、ロンジと横桁によって区切られたアスペクト比の大 (2~5) なる矩形板で構成されている。この矩形板が面内圧縮力のみを受けて最終強度に達する場合は、その崩壊モードは座屈モードとほぼ一致し、周辺の境界条件は単純支持と考えるこ

* 三井造船(株)千葉研究所

とができる。水圧を同時に受ける場合については、吉識²⁸⁾や山本²⁹⁾によって周辺が支持の矩形板の座屈に関する研究が始められ、その基本的な性質が明らかにされた。また、最近では岡田^{10)~12)}によって周辺が支持や固定の場合の最終強度に関する研究が行われた。これらの結果によれば、周辺が単純支持されたアスペクト比の大なる矩形板では、水圧が小さな範囲では崩壊モードは座屈モードと一致し水圧の影響は小さいこと、水圧が大となると崩壊モードは矩形板が水圧によって撓む1半波モードとなり、この場合には水圧の影響が著しいことが示された。実船の外板は連続した矩形板で構成されており、大きな水圧を受けて1半波で崩壊に至る場合では隣接する矩形板の撓み方向が同じとなることから周辺は固定条件に近くなると考えられる。周辺支持の場合の矩形板の最終強度の筆者による近似計算結果と、岡田¹²⁾によって求められた周辺固定の最終強度の計算値を比較して Fig. 1 に示す。矩形板はアスペクト比3であり、板厚は3種類について示した。本報では板厚は降伏強度(σ_Y)を弾性座屈強度($\sigma_{cr}=4E\pi^2/12(1-\nu^2)\cdot(t/b)^2$)で無次元化した剛性比 $R_p=\sqrt{\sigma_Y/\sigma_{cr}}$ で示す。水圧を変化させて比較した本図によれば、周辺固定の最終強度は、周辺支持の矩形板で崩壊モードが1半波となる水圧以上となっても、座屈型の崩壊モードを仮定した最終強度より大きい、ほぼ等しい。実船における矩形板がこの水圧を超える水圧を受ける場合は、周辺支持の矩形板の座屈型の崩壊モードによる最終強度(太線)と周辺固定の最終強度(Δ , $\circ$, $\square$ 印)の中間となると考えられる。実設計では、安全側として座屈型の崩壊モードによる最終強度をとればよいと考えられる。したがって周辺支持での計算を予測値として用いることができる。しかしながら、本計算が適用可能な限界水圧は予測できない。参考として、長さ b の帯板が水圧のみを受けて3点ヒンジを構成して崩壊する水圧 $P_{cr}=4\sigma_Y t^2/b^2$ の1/2の水圧 $P_{cr}^*=2\sigma_Y t^2/b^2$ を矢印で示す。この水圧程度までであれば、

Fig. 1 Ultimate strength-pressure curve by calculation

Fig. 2 Dimensions of specimen and loading condition

周辺支持の矩形板の座屈型崩壊モードによる最終強度が適用可能であると考えられる。そこで、この水圧を限界水圧と仮定し、実験により検討した。

2.2 矩形板の最終強度に与える水圧の影響

面内圧縮力と水圧を同時に受ける防撓板が局部崩壊モードによって最終強度に達する場合の水圧の影響を検討するため、Fig. 2 に示す試験体により実験を行った。矩形板は、降伏強度(σ_Y)と弾性座屈強度(σ_{cr})の関係から、 $\sigma_{cr} \gg \sigma_Y$, $\sigma_{cr} \approx \sigma_Y$, $\sigma_{cr} \ll \sigma_Y$ の3種の板厚を設定した。各板の特性を Table 1 に示す。矩形板は縦式構造の船体外板を代表するものとしてアスペクト比3とし、これを幅方向に4枚連続させ、長手方向にはフロアの3スペース相当を作成した。1つの防撓板($a \times b = 533 \times 400$)は、フロア、ガーダで区切られた船体の代表的な防撓板寸法の約1/6程度である。防撓材は防撓板の全体崩壊を起こさないように、防撓材の高さ h は板厚の15倍としてフラットバー型とした。供試体は空気圧の载荷の関係で Fig. 2 に示すように箱型に溶接し、内側からビニールバッグを介して空気圧を与えた。面内圧縮力が载荷される上下端では、船体構造での防撓材の連続性を考慮して70×70のアンガル材で補強し、平押しとの関係で固定辺に近い条件となるようにした。供試体は溶接による残留応力・残留初期撓みを残したままとし、初期撓みは測定したが、残留応力は測定していない。荷重は設定した

Table 1 Material constants and experimental results for specimens

Specimen	t mm	h mm	$E \times 10^4$ kg/mm ²	ν	σ_Y kg/mm ²	P Ton/m ²	Exp. P _{max} (Ton)	σ_u/σ_Y
F15-3-0	3.1	48	2.11	.28	27.4	0	1.91	.63
F15-3-1	3.1	do	do	do	do	10	1.99	.87
F15-3-2	3.1	do	do	do	do	20	1.81	.79
F15-2-0	2.6	39	2.12	.28	29.8	0	1.39	.69
F15-2-1	2.6	do	do	do	do	10	1.36	.68
F15-2-2	2.6	do	do	do	do	20	1.44	.71
F15-1-0	1.5	24	2.05	.28	28.4	0	4.35	.42
F15-1-1	1.5	do	do	do	do	3.5	4.38	.42
F15-1-2	1.5	do	do	do	do	7.0	3.94	.38

Fig. 3 Ultimate strength of experiment versus nondimensional plate strength

空気圧を載荷し、これを一定圧に保持した状態で、上下端より剛な平板によって変位制御型試験機により平押しし崩壊させた。空気圧は各板厚に対し、 $0, 1/2P_{cr}^*, P_{cr}^*$ の3種類を目標として設定したが、最大の板厚の供試体 F15-3 シリーズでは空気圧載荷装置との関係で小さな空気圧となった。設定空気圧および実験結果を Table 1 中に示し、弾性座屈強度と降伏強度の無次元比 $R_p = \sqrt{\sigma_y/\sigma_{cr}}$ に対してプロットしたものを Fig. 3 に示す。

実験結果は圧縮のみの荷重を受ける場合の最終強度に対して、横荷重を同時に受けた場合は、いずれの板厚でもほぼ $\pm 5\%$ 以内にあり、横荷重の影響は見られない。Fig. 4~6 にこれらの供試体の初期撓み w_0 (点線) と、最終強度近傍での全撓み $w_T = w_0 + w$ (実線) を中央部の1つの矩形板の防撓材間の中央で荷重方向に測定した結果を示す。また同図中に実験終了後に残留した崩壊後の永久変形を1点鎖線で示した。多くの供試体で観察さ

Fig. 4 Deflection pattern of specimens with 1.5 mm thickness

Fig. 5 Deflection pattern of specimens with 2.6 mm thickness

Fig. 6 Deflection pattern of specimens with 3.1 mm thickness

れた顕著な崩壊モードは面内圧縮力の載荷される上下端で発生したため、この永久変形は撓みモードを測定した矩形板と同一位置とはかぎらない。Fig. 4~6 において、右端部で欠けた1点鎖線が、上または下端で発生した永久変形を示しており、欠けた部分はアングル材の部分である。変形モードは座屈モードと等しいとはいえないが、全体としては、長手方向に1半波となるモードよりも、長手方向に複数の波数をとる座屈型の崩壊モードが主導していると考えられる。永久変形では、ほぼすべての供試体で中央部に卓越した2半波のモードがみられ

Table 2 Experimental results by Becker

	Specimen	Pressure kg/cm ²	Plate dimension (mm)			$\sqrt{\sigma_y/\sigma_r}$	σ_u/σ_y
Becker 23) Box column test	1-30-7	0	63.6	22.9	.762	.578	.942
	1-30-8	.745	do	do	do	do	.934
	1-50-6	0	114	38.1	do	.968	.777
	1-50-7	.745	do	do	do	do	.777
	2-70-3	0	160	53.3	do	1.35	.518
	7-70-5	.745	do	do	do	do	.543
	9-90-1	0	206	68.6	do	1.74	.419
Becker 27) Stiffened Plate	8-90-5	.745	do	do	do	do	.408
	1	0	114	38.1	.762	.968	.832
	2	0	do	do	do	do	.738
	3	0	do	do	do	do	.781
	4	0	do	do	do	do	.813
	5	.703	do	do	do	do	.769

る。このように、船体外板のような連続した矩形板では、 P_{cr}^* 程度までの水圧を受けても、座屈型の崩壊モードによる最終強度によって推定でき、水圧の影響はほとんどないといえよう。

Table 2 に Becker^{23),27)} による実験結果を示した。文献 23) では、アスペクト比 3 の矩形板を箱型に溶接した供試体を用いられ、横圧はバキュームによって与えられたものである。文献 27) では、この矩形板によって得られた最終強度が防撓板に対しても適用できるかを検討するために行われたもので、ほぼ文献 23) の値と一致している。なお、これらの実験は残留応力を残したままで行われている。これらの実験結果でも横圧の影響はみられない。

2.3 残留応力の影響

残留応力が最終強度に与える影響については、多くの研究が発表されており、この影響は重要であることが示されている。しかしながら、実船で発生している残留応力についての実測値はほとんどなく、理論的予測が発表されている。藤田ら^{9),10)}によれば、残留応力はほぼ Fig. 7 中に示した矩形分布と考えてよく、その推定式として次式が提案されている。

$$\frac{\sigma_{rc}}{\sigma_y} = \frac{c}{b-c} \div \frac{c}{b} = 2.32 \times 10^{-3} T_{av} \quad (1)$$

ここで、 $T_{av} \div \frac{2Q_p}{bt}$, $Q_p = 0.4Q$

σ_{rc} は残留応力、 Q (cal/cm) は溶接入熱量、 T_{av} は平均温度上昇を示す。また c は降伏応力の存在する幅、 b は板幅で、Fig. 7 中に示した量である。

通常防撓材隅肉溶接での船体外板における溶接入熱量は、15,000~20,000 J/cm 程度であり、板厚によってそれほど変化させているわけではない。そこでここでは、溶接入熱量を 17,500 J/cm とし、いくつかの船について c/b を求め R_p で整理したものを Fig. 7 に示した。船種や外板の場所による明瞭な差は見られず、その上限は同図中に示した次式による直線で与えられる。

Fig. 7 Prediction of residual stress for real ships

$$c/b = 0.069 R_p \quad (2)$$

本報では (2) 式を実船の残留応力として仮定する。

2.4 初期撓みの影響

初期撓み量が最終強度に与える影響については過去において、多くの研究³⁾⁻¹⁵⁾が行われている。これらの多くの研究では、最終強度を与える崩壊モードは座屈モードと同一と仮定され、このモードでの初期撓み量の影響が検討されている。しかしながら、第1報¹⁾で1つの例によって示したように、座屈モードと異なる初期撓みモードが存在し、その初期撓み量が大いときには、圧縮力によって初期撓みモードの撓み量が増大し、降伏応力との関係によって、座屈モードが卓越することなく、初期撓みモードのまま最終強度に達することを示した。このように初期撓みを持つ矩形板では、初期撓みのモード成分の大きさと、その相対関係および降伏応力によって、座屈モードが卓越する以前に最終強度に達する可能性がある。この初期撓み成分と最終強度について上田ら^{13),14)}は FEM を用いて詳細な検討を行い、初期撓みの最大値 w_{0max} に対する有効初期撓み係数の概念を提案した。本報では、前述の実験と第2報²⁾で提案した弾性大撓み解析による撓みが塑性大撓み解析による限界撓みを満足する荷重を最終強度とする近似解析法を用いて初期撓み量の影響の検討を行った。

アスペクト比が1前後の矩形板に、1半波の初期撓みと同じ付加撓みモードを与えて最終強度を計算した結果を Fig. 8 に示す。この矩形板は上田ら¹²⁾による FEM 解析に用いられたものと同じであり、この値を同時に示した。本図によれば、本解析法と FEM の傾向はよく一致し、最終強度の最小値を与えるアスペクト比は1よりも小さい。この最小値を与えるアスペクト比は他の多くの計算を行った結果では、初期撓み量の大きさ、降伏応力、板厚板幅比によって変化するが、1以下の値をとる。次に Fig. 8 で求めた $w_0/t = 0.25$ の初期撓み量をもつ主要な初期撓み波形 w_{0mn} に、これと等しいかより小さな初

Fig. 8 Calculated ultimate strength of rectangular plate with initial deflection

初期撓み量を持つもう一つの初期撓み波形 w_{0m}/t を重ねて2つの撓み波形により最終強度を計算した結果をFig. 9に示す。重ねた初期撓み成分は、 $w_{0m}/t=0, 0.1, 0.2, 0.25$ の4種類である。本図には、Fig. 8で得られた最終強度の結果を細実線で $m=1\sim 4$ の波数までを示した。本図によれば、2つの撓みモードによって計算された最終強度 ($\Delta, \nabla, \circ, \square$ など) の下限値は、ほぼ細実線の下限値で与えられ、この下限値を太実線で示した。本図から、矩形板の長手方向に太線で示される波数の初期撓みが主要な初期撓み成分となるときには、他の初期撓み成分は最終強度を上昇させる方向に働く。この太線はアスペクト比が大となると一定値に近づき、この値は最小の最終強度を与えるアスペクト比 (この例では0.7程度) の値と一致する。アスペクト比の大なる矩形板では初期撓み量と最終強度の関係を示す設計用の基準値として、この最小の最終強度を示す1半波長のアスペクト比の値をとれば安全側となると考えられ、この値を単一モードによる最小の最終強度と称することとし、このモードの初期撓み量を有効初期撓み量と称する。

前述の実験供試体の矩形板に対し、単一モードによる

 Fig. 9 Calculated ultimate strength of rectangular plate with two initial deflection modes ($W_{0m}/t=0.25, W_{0n}/t=0.0, 0.1, 0.2, 0.25$)

Fig. 10 Relation of ultimate strength between experiment and calculation of minimum value with single initial deflection mode

最小の最終強度と有効初期撓み量の関係を計算により求め、実験値と比較してFig. 10に示す。実験値をプロットした初期撓み量は、各供試体の複数の矩形板で測定された初期撓み量の最大値を平均したものである。

また供試体は残留応力が存在しているが、実測は行っていないので、(2)式による残留応力を仮定して計算した。本図によれば、水圧のない実験での最終強度と等しい単一モードによる最小の最終強度を与える有効初期撓み量 (w_{0m}/t) は、 $R_p=0.82$ (F 15-3-0) の場合で0.17, $R_p=1.02$ (F 15-2-0) の場合で0.26, $R_p=1.75$ (F 15-1-0) の場合で0.32程度である。この有効初期撓み量を実測された最大初期撓み量の平均値で割った有効比は各々、0.52, 0.63, 0.15となる。

座屈強度が降伏強度より小さい $R_p=1.75$ の供試体での最大初期撓み量は非常に大きく、板厚の2倍を超えていた。この初期撓み形状は、Fig. 4に示されるように波数の大きな成分が顕著にみられる。そこで、最終強度に与える初期撓み波形の影響をF 15-1-0供試体について検討した。計算結果をFig. 11に示す。計算は撓みモードおよび初期撓みモードを3半波のみと仮定して、初期撓み量を変化させた場合と、4半波のみと仮定した場合を実線で示し、単一モードによる最小の最終強度の値を1点鎖線で示す。同図中に供試体の初期撓みを、測定した矩形板ごとに次数分解し、次数ごとの初期撓み量を複数の矩形板について平均した次数成分を示した。○印は供試体の3半波の初期撓み成分のみが矩形板に存在し、これと同じ撓みモードで崩壊するときの最終強度の値を示し、△印は供試体の4半波の初期撓み成分のみの場合の最終強度の値である。□印は実験値であり、小さな□印は実験値と同じ最終強度を示す有効初期撓み量の点を示す。本図から実験による最終強度は、4半波の初期撓み成分と同じ4半波による崩壊モードを仮定した計算値と比較的よく対応する。またこの4半波での最終強度

Fig. 11 Relation of ultimate strength between experiment and calculation of single collapse mode with the same initial deflection mode

は、単一モードによる最小の最終強度と比較的近接した値となっており、設計的には有効初期撓み量と最大初期撓み量との関係を規定できれば有用であると考えられる。 $R_p=1.02$, $R_p=0.82$ の場合では、Fig. 5, 6 にみられるように、その初期撓み波形は1半波のものが大部分で、他のモード成分は非常に小さく、モード成分と初期撓み量の関係は明確に求められなかった。本実験と計算は数が少なく断定はできないが、定性的には、本実験の範囲で、有効初期撓み量と最大初期撓み量の比は約 0.5 程度であろうと推定される。

このように実験および計算により、定性的に、最終強度は矩形板の最大初期撓み量に直接影響されるわけではなく、初期撓みのモード成分の相対関係によって変化するといえる。このため、実船外板の最終強度を推定するためには、実船での初期撓みの最大値およびモードの次数成分を推定しなければならない。

2.5 実船における初期撓みの検討

前節で述べたように初期撓みが最終強度に与える影響はその形状と大きさによって差異を生じると考えられる。このため実船での初期撓み形状とその大きさを推定し、それに基づいて実船外板の最終強度を推定する必要がある。

実船における初期撓みの大きさについては、JSQS による規定では 4 mm, 最大で 6 mm とされている。SR 127 委員会の調査¹⁵⁾によれば、side shell, bottom shell, upper deck における初期撓み量は、最大 4mm とすると約 90% のパネルが含まれ、最大 6 mm とすれば約 99% のパネルが含まれる。また板厚による初期撓みの差はあまりみられない。そこで本報では、実船での最大初期撓みを 6mm と仮定する。また、初期撓み波形についての研究は少なく、SR 127 によるもの程度である。この実測値を次数分解した結果に基づいて上田ら¹³⁾は矩

形板の長手方向の撓み分布について次式を提案した。

$$w_0 = w_{0max} \sum_m \left[\frac{r}{(2m-1)^P} \sin \frac{(2m-1)\pi x}{a} - \frac{s}{(2m)^Q} \sin \frac{2m\pi x}{a} \right] \quad (3)$$

$a/b=5.3$ のとき $P=q=1.0$, $r=0.76$, $s=0.3$

$a/b=2$ のとき $P=q=1.5$, $r=0.76$, $s=0.3$

w_{0max} ; 最大初期撓み量

本報ではこの分布形を採用して実船の想定初期撓み形と仮定し、 $w_{0max}=6$ mm と仮定する。

2.6 実船矩形板の最終強度

実船の外板の最終強度の検討を前節までに推定した、残留応力、初期撓みと、水圧を考慮して行った。水圧は座屈型の崩壊モードによる最終強度の適用可能な範囲として仮定した P_{cr}^* を設定した。Fig. 12 に水圧と初期撓みを考慮した計算結果(○, △ 印)などを示した。初期撓みは(3)式で w_{0max} を 2mm と 6mm とし各次数の初期撓み成分を与えて求めたものである。実線は単一モードによる最小の最終強度を示し、この計算では残留応力は考慮していない。本図によれば実船での初期撓みの影響はかなり小さいことが予想される。Fig. 13 は、水圧、残留応力、初期撓みをすべて考慮した場合の計算

Fig. 12 Ultimate strength of rectangular plate with assumed initial imperfection and lateral pressure (calculation)

Fig. 13 Ultimate strength of rectangular plate with assumed initial imperfection, residual stress and lateral pressure (calculation)

で、矩形板のアスペクト比は 2, 3, 5 の 3 種について示した。アスペクト比 3 の場合の初期撓み形状は (3) 式のアスペクト比 2 の場合と同一として計算した。これらの計算では最終強度を与えた崩壊モードは座屈波数またはそれ以上の波数をもつ奇数波数であった。また実線は残留応力 ($c/b=0.1$) を持つ単一モードによる最小の最終強度を示す。実船で想定される初期撓みが最終強度に与える影響は、その撓み形状を考慮すれば Fig. 12, 13 に示されるように比較的小さい。そこで本報では、Fig. 13 中の点線で示される次式を実船外板における最終強度 (σ_u) の近似式として提案する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_u/\sigma_Y &= .8615 + .4653 R_p - .8746 R_p^2 + .2585 R_p^3 \\ &= .9 \\ &\quad .5259 \leq R_p \leq 2. \\ &\quad R_p < .5259 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここで、 $R_p = \sqrt{\sigma_Y/\sigma_{cr}} = b/t \sqrt{\sigma_Y/E} \sqrt{12(1-\nu^2)/4\pi^2}$

本式は Fig. 13 で計算された各点を安全側にとったもので、厚板では実験で示された有効初期撓み量が薄板に比べて大きいことを考慮して低目にとった。Becker^{(23), (27)} の実験値および本報での実験値と (4) 式を比較したものを Fig. 14 に示した。本式は実験値のほぼ下限線となっており、設計基準として十分利用できると思われる。

3 防撓矩形板の最終強度

3.1 防撓板の無次元化

前章において防撓材に囲まれた矩形板が主導する局部崩壊モードの場合について検討した。本章では防撓材を含む全体崩壊モードとなる場合について検討する。

最近の一般船舶では縦通防撓材形式が大部分であり、外板ではフロアまたはトランスとガードで区分されたアスペクト比が比較的小さい一方向に防撓された防撓矩形板をその基本単位と考えることができる。この基本的な防撓板が全体崩壊モードで崩壊する場合の最終強度を計

Fig. 14 Relation between proposed formula and experimental results

Fig. 15 Ultimate strength for global collapse mode of various stiffened plates with same buckling strength

算した結果を Fig. 15 に示す。ここで計算した防撓板はその弾性座屈強度 (σ_{cr}) が同じ値となるように防撓材の高さ (h)、本数 ($n-1$)、板厚 (t_s) と、板の厚さ (t_p) の組合せを変えて設定したもので、降伏強度 (σ_Y) との無次元比 $R_s = \sqrt{\sigma_Y/\sigma_{cr}}$ が 1.5 と 1.2 の 2 種類である。本計算は第 2 報²⁾ で報告した解析法を用いた。本図によれば同一の座屈強度を持つ防撓板は、ほぼその座屈強度に等しい最終強度を持っている。座屈強度が降伏強度の半分程度である $R_s=1.5$ では、防撓材の本数が少ない n が 2 や 3 の場合では座屈強度をかなり上まわるものもあるが、防撓材を 3 本以上とすれば最終強度はほぼ一定となる。このことは防撓材の本数が多い場合では、ある有効幅をもつ防撓材が梁的な挙動を示すことを示している。この一定となる最終強度は、防撓材の本数が少ない場合に対して安全側となる。そこで防撓板の最終強度は防撓材の本数を 3 本以上とし、無次元剛性比 R_s で整理することができると考えられる。船体外板の防撓板の基本単位である荷重方向に防撓されたアスペクト比の小さい防撓板の座屈値は大坪ら²¹⁾ によって (6) 式で与えられている。そこで R_s は次の (5), (6) 式により計算できる。

$$R_s = \sqrt{\sigma_Y/\sigma_{cr}} \quad (5)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{n\gamma_e + \left(1 + \left(\frac{a}{b}\right)^2\right) \frac{\pi^2 D}{a^2 t}}{1 + n\delta} \quad (6)$$

$$\text{ここで } \gamma_e = \left[(I + AC^2) - \frac{8}{\pi^2} AC^2 \frac{(n-1)\delta}{1 + (n-1)\delta} \right] \frac{E}{Db}$$

a : 防撓板の長さ

b : 防撓材の幅 (防撓材間隔 $\times n$)

n : 防撓材の本数+1

I : 防撓材の断面剛性

A : 防撓材の断面積

C : 板中心から防撓材の図心までの距離

δ : A/bt

D : $Et^3/12(1-\nu^2)$

また防撓材間の矩形板の無次元剛性比 R_p は次式で与えられる。

$$R_p = \sqrt{\sigma_Y / \sigma_{cr}} = b/t \sqrt{\sigma_Y / E} \sqrt{12(1-\nu^2)/4\pi^2 n^2} \quad (7)$$

以上により、船体外板の防撓板の最終強度は R_s について求めれば矩形板と同じ整理ができる。以後の計算では防撓板のモデルとして、 $R_p = R_s$ となる板厚を用い、防撓材を3本持つ防撓板として、防撓材はフラットパー型で母板と同じ板厚として設定した。

3.2 残留応力、初期撓み、水圧の影響

船体外板の防撓板における残留応力は、Fig. 7 に示す防撓材間の矩形板に分布する残留応力と、防撓材の内に分布する残留応力が全体として平衡状態にあると考えられる。第2報で報告した解析法では防撓材内に存在する残留応力は無視し、防撓材間の矩形板内のみ残留応力が存在すると仮定しこれが自己平衡状態にあると仮定した。この解析法では防撓材が奇数本の場合では防撓板が全体崩壊する1半波のモードでの最終強度に対しては残留応力の影響はなく、防撓材が偶数本の場合では最終強度を低下させる方向に働くが、防撓材の本数が増えると影響は小さい。防撓材内における残留応力を考慮した上田ら¹⁹⁾の結果によれば残留応力は全体崩壊モードに対しては防撓材周辺の引張り応力が全体撓みの増加に抵抗するためむしろ最終強度を上昇させることが示されている。また実船で推定される矩形板の残留応力はFig. 7に示されるように比較的小さく、防撓材内の残留応力も小さいと推定される。以上により実船の防撓板の全体崩壊モードに対する残留応力の影響は無視できると考えられる。

初期撓みの影響についてはJSSCの研究²⁰⁾により、その形状的な影響は荷重方向の正弦波形によるものが大きくその大ききで決まることが示されている。船舶の場合、防撓板の防撓材を含む初期撓み形状に関する実測値はほとんどなく、JSQSにおいても特に規定はされていない。そこで本報では、JSSCの研究を参考として $w_{0\max} = a/500$ を実船の初期撓み量と仮定し、そのモードは長さ方向に1半波と仮定する。この初期撓みを与えて防撓板の最終強度を求めた。計算に用いた防撓板は前節で述べたように、3本の防撓材を持ち $R_p = R_s$ となる板厚を持つもので、1半波の崩壊モードは $b \times b$ の正方形とし、実船での縦通防撓材の連続性を考慮して全長 $a = 5b$ の防撓板に5半波の初期撓みモードと撓みモード

Fig. 16 Ultimate strength for global mode of stiffened plate with initial imperfection and lateral pressure

を仮定したものを用いた。このため初期撓み量は $b/500$ である。このモデルの計算結果をFig. 16に実線で示した。実船で用いられる片側に補強された防撓板では、第2報で報告した解析法を適用する場合その塑性大撓み解析での限界撓みが2種類存在する。すなわち有効幅を仮定して求められる防撓材の塑性モーメントは、防撓材の表面が圧縮側となる場合と引張り側となる場合で異なり前者の場合が小さくなる。このため防撓板が面内力を受けて撓む方向によって決まどどちらかの限界撓みを適用する必要がある。実際には座屈型の撓みは隣接するモードの方向が交互となること、またこの撓みの最大値は同じ値をとることから前者の塑性モーメントを用いた限界撓みによって最終強度を求めることが妥当であり安全側となる。Fig. 16に示した計算はこのようにして求めた結果である。無次元剛性比 R_s で整理される最終強度は矩形板の場合とよく似た傾向を示している。

次に水圧の影響について検討する。実船における水圧はNK基準では防撓材の両端を固定とし、水圧による曲げ応力と船体縦曲げによる圧縮力 $0.6\sigma_Y$ との和が降伏応力 σ_Y を超えない水圧が許容水圧となっている。そこで前述の防撓板モデルに対しこの許容水圧を求め、面内力と水圧を同時に受けた場合の最終強度を計算しFig. 16に○印で示した。水圧の影響は比較的小さい。この理由は1つの防撓板に複数の波数が出現する座屈型の崩壊モードでは、アスペクト比の大きな矩形板の場合と同様に水圧の方向と撓みの方向が逆となるモードとなる部分が存在するためであると考えられる。

以上の結果から防撓板が防撓材を含む全体崩壊する場合の基準値としてFig. 16中の水圧を受ける場合の値を3次式近似した次式を提案する。

$$\sigma_u / \sigma_Y = .8444 + .5867 R_s - 1.080 R_s^2 + .3200 R_s^3 \quad (8)$$

$$0.5 \leq R_s \leq 2.0$$

実船の外板における R_p と R_s の関係は、 $R_s \ll R_p$ となる場合がほとんどであり、通常では(4)式による σ_u が常に(8)式による σ_u を下まわる。このため実船の場合には一般には(4)式のみで計算で最終強度を求める

ことができる。

4 過去の実験値との比較

2章, 3章で検討した結果, 船体外板の崩壊強度に与える水圧の影響は小さく, 最終強度の推定式として提案した局部崩壊モードに対する(4)式および全体崩壊モードに対する(8)式は面内力のみを受けている場合に対しても適用可能である。そこで, 過去に行われた面内圧縮力を受ける実験結果のうち, 溶接のままで行われた最終強度と比較する。

Fig. 17 に局部崩壊モードにより得られた実験結果と(4)式を比較した。実験値は Dweight²⁴⁾ による箱型梁の結果と仁保²⁵⁾による防撓矩形板の結果である。(4)式はこれらの実験値のほぼ中央である。実験での残留応力の値は比較的大なるものもあること, 初期撓みの量が不明であることから, 残留応力として $c/b=0.3$ および $w_{0max}/t=0.2$ を仮定した計算結果を1点鎖線で示した。この値は実験値のほぼ下限値を示す。すなわち実船で推定される初期撓みと残留応力の影響を考慮した最終強度の基準値として(4)式は十分利用できると考えられる。

Fig. 18 に防撓板の最終強度の実験結果²⁶⁾と(4)式および(8)式を比較した結果を示す。これらの実験値は防撓板の荷重端面は平押しされており, 連続した防撓板を代表していると考えられる。防撓材の剛性は $R_p \approx R_s$

の場合と $R_p > R_s$ の2種類がある。(4)式と(8)式を比較すると $R_p = R_s$ では防撓板の全体崩壊モードによる最終強度(8)式は局部崩壊モードによる最終強度(4)式よりも小さくなる。そこで $R_p > R_s$ である実験値は白抜きで示し(この場合, 最終強度は局部崩壊モードで与えられたと考えられる), $R_p \approx R_s$ である実験値は黒塗りで示した(この場合, 最終強度は全体崩壊モードで与えられたと考えられる)。それぞれの実験値は白抜きが(4)式, 黒塗りが(8)式と比較される。両者の差は明瞭ではないが, 白抜きの局部崩壊モードで最終強度に達したと考えられる実験値は全体として少し高目であり, 提案式とよく対応していると考えられる。

局部崩壊モードによる最終強度(4)式が全体崩壊モードによる最終強度(8)式を $R_p = R_s$ で上まわるのは, γ_{min}^U の値が弾性座屈のモードを分ける γ_{min} より大であるという上田ら^{17)~19)}の結果とも一致する。

5 あとがき

実船における外板の最終強度について, 実船で想定される初期撓み, 残留応力, 水圧の影響を考慮して検討した結果次の結論を得た。

1) 船体外板のように縦横に防撓された板が防撓材間で座屈型の崩壊モードにより最終強度に達する場合では, その最終強度に与える水圧の影響は小さく, 周辺支持条件での最終強度を安全側の推定値として利用できる。この水圧の範囲としては $P_{cr}^* = 2\sigma_Y t^2/b^2$ を仮定した。本研究の範囲ではこの限界水圧を特定できず, より詳細な検討が必要である。

2) 初期撓みが最終強度に与える影響はその最大値に直接影響されるわけではなく, その撓みモードと次数成分の大きさの相対関係によって変化する。本実験と計算との比較では, 弾性座屈強度が降伏強度を超える板厚では有効初期撓み量は最大初期撓み量の約半分程度(Fig. 10)であった。弾性座屈強度が降伏強度より小さい板厚では単一モードによる最小の最終強度を与える半波長に近い4半波の次数成分の初期撓み量と強い相関があった(Fig. 11)。

3) 船体外板を構成する防撓矩形板の最終強度の近似式として, 矩形板の局部崩壊モードで最終強度に達する場合は(4)式, 防撓板の全体崩壊モードで最終強度に達する場合は(8)式を導いた。この両式は実験値とよく対応しており(Fig. 14, 17, 18), 外板の最終強度の基準値として十分利用可能である。

謝 辞

本報告をまとめるにあたり, 東京大学 大坪英臣助教授, 野本敏治助教授にはご討論・ご検討を賜ったことを記して, ここに深甚の謝意を表します。

Fig. 17 Proposed formula and experimental results of rectangular plates

Fig. 18 Proposed formula and experimental results of rectangular stiffened plates under loading at center axis of gravity

参 考 文 献

- 1) 西原, 福岡: 防撓矩形板の最終強度解析(第1報), 日本造船学会論文集, 第148号(1980. 11), pp. 257~265.
- 2) 西原誠一郎: 防撓矩形板の最終強度解析(第2報), 日本造船学会論文集, 第151号(1982. 6), pp. 201~209.
- 3) 吉識雅夫: 圧縮を受ける船体構造部分の座屈並に圧縮強度の研究, 日本造船学会論文集, 第75号(1953. 11), pp. 85~109.
- 4) 大坪英臣: 平板の弾塑性大たわみ問題の一解法—特に平板の圧縮最終強度について—, 日本造船学会論文集, 第130号(1971. 12), pp. 173~182.
- 5) 上田, 安川, 矢尾, 池上, 大南: 圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究(第1報)—初期撓みおよび溶接残留応力の影響について—, 日本造船学会論文集, 第137号(1975. 6), pp. 210~221.
- 6) 上田, 安川, 矢尾, 池上, 大南: 圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究(第2報)—初期不整の影響に関する総合的考察—, 日本造船学会論文集, 第140号(1976. 12), pp. 205~209.
- 7) 大坪, 山本, 李: 幅広平板の圧壊強度の研究, 日本造船学会論文集, 第142号(1977. 12), pp. 279~289.
- 8) 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.
- 9) 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. 11), pp. 437~445.
- 10) 岡田, 大嶋, 福本: 水圧を受ける細長平板の圧縮強度, 日本造船学会論文集, 第146号(1979. 12), pp. 283~292.
- 11) 岡田, 大嶋, 福本: 水圧を受ける細長平板の圧縮強度(第2報)—横方向面内拘束がある場合—, 日本造船学会論文集, 第149号(1981. 6), pp. 225~234.
- 12) 岡田, 大嶋, 福本: 水圧を受ける細長平板の圧縮強度(第3報)—周辺固定の場合—, 日本造船学会論文集, 第149号(1981. 6), pp. 144~155.
- 13) 上田, 矢尾: 溶接初期不整を有する矩形板の圧壊強度に関する研究(第1報)—初期撓み波形および初期撓み量の影響—, 日本造船学会論文集, 第148号(1980. 11), pp. 222~231.
- 14) 上田, 矢尾: 溶接初期不整を有する矩形板の圧壊強度に関する研究(第2報)—初期撓みおよび溶接残留応力の影響—, 日本造船学会論文集, 第149号(1981. 6), pp. 306~313.
- 15) SR 129 研究部会: 船殻部材歪量の船体強度に及ぼす影響に関する研究, 日本造船研究協会報告, 第78号(1976. 3), pp. 10~23.
- 16) 藤田, 野本, 長谷川: 熱弾塑性問題に関する研究(その3)—初期歪法による熱応力解析—, 日本造船学会論文集, 第144号(1976. 12), pp. 446~454.
- 17) 上田, 矢尾, 菊本: 補強材の最小剛比について, 日本造船学会論文集, 第140号(1976. 12), pp. 199~204.
- 18) 上田, 矢尾, 片山, 中村: 補強材の最小剛比について(第2報), 日本造船学会論文集, 第143号(1978. 6), pp. 308~315.
- 19) 上田, 矢尾, 中峰, 中村: 補強材の最小剛比について(第3報), 日本造船学会論文集, 第145号(1979. 6), pp. 176~185.
- 20) 大坪, 山本, 李: 防撓板の圧壊強度の研究(その1), 日本造船学会論文集, 第143号(1978. 6), pp. 316~325.
- 21) 大坪, 山本, 李: 防撓板の圧壊強度の研究(その2), 日本造船学会論文集, 第144号(1978. 12), pp. 429~436.
- 22) 日本鋼構造協会, 関西地区連絡会, 関西地区委員会, IDM 委員会: 鋼橋部材の形状初期不整と耐荷力の統計学的研究, 日本鋼構造協会誌, Vol. 16, No. 170 (1930. 4), pp. 10~43.
- 23) H. Becker, R. Goldman and J. Pazerychi: Compressive Strength of Ship Hull—Part I Unstiffened Plates, U. S. Ship Structure Committee Report, SSC-217 (1970).
- 24) J. B. Dwight and K. E. Moxham: Welded Steel Plates in Compression, Structural Engineer, Vol. 47, No. 2 (1969), pp. 49~66.
- 25) 仁保 治: 板構造物の最終強度に関する研究, 東京大学学位論文 (1978. 12).
- 26) E. Watanabe, T. Usami and A. Hasegawa: Strength and Design of Steel Stiffened Plates—A Literature Review of Japanese Contribution—, Paper of U. S. Japan Seminar on Inelastic Instability of Steel Structures and Structural Elements (1981. 5).
- 27) H. Becker, A. Colao, R. Goldman and J. Poze-rycki: Compressive Strength of Ship Hull Girders Part II Stiffened Plates, U. S. Ship Structure Committee Report, SSC-223 (1971).
- 28) 吉識, 山本, 近藤: 横圧力と同時に縁圧力を受ける矩形板の座屈, 日本造船学会論文集, 第118号(1965. 12), pp. 249~258.
- 29) 山本, 松原, 村上: 横圧力と同時に縁圧力を受ける長方形板の座屈強度(第2報), 日本造船学会論文集, 第127号(1970. 6), pp. 171~179.