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 4 報)

——溶接初期不整, 有効初期たわみ係数および圧壊強度の推定法——

正員 上 田 幸 雄* 正員 中 長 啓 治*
森 山 修 司**

Compressive Ultimate Strength of Rectangular Plate with Initial
Imperfections due to Welding (4th Report)

——Prediction methods for initial imperfection, effective coefficient of
initial deflection and compressive ultimate strength——

by Yukio Ueda, *Member* Keiji Nakacho, *Member*
Shuji Moriyama

Summary

In general, a deck plate of a ship hull is subjected to inplane tensile and/or compressive load due to longitudinal bending. When the strength of a deck plate is considered, the contribution of the plate elements subdivided by stiffeners and girders are very important, and the accurate evaluation of their compressive strength is essential.

In this report, based on the results obtained in this series of research^{6)~8)}, the authors have developed a simple estimation method of the ultimate strength with a limited amount of information on the kind of steel, sizes of deck plate, welding condition, etc., which does not require complex calculation such as FEM.

The main results obtained in this study are as follows.

(1) A simple estimating method of welding deformation and residual stresses produced in a deck plate is proposed. The calculation can be performed by using the yield stress of material, welding condition, etc.. The estimation is very accurate compared with the actual measurement.

(2) In order to describe the influence of actual complex initial deflection, the effective coefficient of initial deflection is theoretically determined for the standard initial deflection which was idealized from the actually measured initial deflection. The maximum initial deflection influences the ultimate strength fully for thick plates and less than a half for thin plates.

(3) The ultimate strength is evaluated from the ultimate strength formulae proposed in the previous report⁷⁾, taking into account of the effective coefficient of initial deflection. The estimated ones are very accurate in the comparison with those obtained by direct FEM calculation to the actual panel.

1 緒 言

船体や橋梁を始めとする箱桁構造の甲板は縦曲げ強度上重要な部材であり、従来から、甲板を対象とした補強板あるいは板の面内圧縮荷重下での挙動や圧壊強度に関

する研究結果が数多く報告されている。著者らもこの問題に関する一連の研究を行ってきた^{1)~10)}。この中で、補強材に囲まれた矩形板の圧壊強度については、初期たわみや残留応力の溶接初期不整の影響のもとで、圧壊に至るまでの挙動を解明し、現象の整理を行ってきた。しかしながら、複雑な初期不整を有する実甲板パネルの圧壊強度を求めるには、各パネルごとに、実験あるいは有限要素法などによる理論解析を行う必要があり、これらは

* 大阪大学溶接工学研究所

** トヨタ自動車工業(株)特許部 (研究当時大阪大学大学院)

非常に手間を要する。また、限られた数の実験あるいは理論計算結果は必ずしも一般性を有していない。そこで、それまでに得られた主な研究成果、すなわち、

(1) 初期たわみは必ずしも全量が圧壊強度を低下させない。

(2) 薄板と厚板では圧壊に至るまでの挙動が基本的に異なる。

をもとに、次のような圧壊強度の推定法を提案した。1つは、板寸法と初期不整量をパラメータとした圧壊強度の数値実験式を導出し、それと有効初期たわみ係数の概念を用いて、圧壊強度を安全側に推定する方法である^{9)~8)}。もう1つは、複雑な初期不整を有する実甲板パネルの変形挙動と同じような変形挙動を示す単一 sin 波成分の初期たわみを有する等価矩形板に、実甲板パネルを置き換えて圧壊強度を推定する方法である^{9)~10)}。第1の方法は手計算程度で推定値が得られるが、これまでに示した有効初期たわみ係数を用いた場合、推定値は安全側ではあるが、多少精度が低い。第2の方法は、推定値の精度は高く、また、解析対象は簡単になるが、それでも、初期たわみの計測とそれに対する等価矩形板の決定および弾塑性たわみ解析を行う必要がある。

本研究は上記の2つの推定法の長所を活用し、精度の高い圧壊強度の推定値を、手計算程度で得られる簡易推定法を提案するものである。まず、溶接初期不整(初期たわみおよび残留応力)の簡易推定法を示す。次に、この初期不整を有する矩形板の圧壊強度を推定するため、まず、上記の第2の方法を適用し精度の高い一般性のある有効初期たわみ係数を合理的に決定しておき、これを第1の方法の有効初期たわみ係数として随時利用する方法を示す。この結果、設計段階で、甲板パネルと補強材の寸法および補強材の溶接条件が決定されると、溶接初期不整量およびその初期不整が生じているパネルの圧壊強度が非常に簡単にまた精度よく求めることができる。軟鋼実甲板パネルおよび HT 甲板パネルを解析対象とし、その適用性が高いことを示す。

なお、本論文では、ロンジ材の寄与、局部座屈および甲板全体の圧壊は考慮していない。

2 溶接初期不整の簡易推定法

ここでは、船体甲板にロンジ材およびトランス材を取り付けた場合に、それらに囲まれた1パネルに生じる溶接初期たわみおよび残留応力を、パネルと補強材の寸法および溶接条件より簡単に精度よく求めることができる推定式を示す。

2.1 溶接初期たわみの推定

拘束のないT型継手のすみ肉溶接による角変形量をもとに、片面補強材で囲まれた矩形板の溶接初期たわみを

Fig.1 Angular distortion due to fillet welding of T-joint

推定する。

2.1.1 拘束のないT型継手のすみ肉溶接による角変形量

拘束のないT型継手のすみ肉溶接による角変形量 δ_f (Fig.1 参照) は、次の渡辺・佐藤の式¹¹⁾によって整理することができる。

(i) 1パス溶接の場合

$$\delta_f = c_1 \chi^m e^{-c_2 \chi} \text{ (rad)} \quad (1)$$

ここで、 $\chi = I / (t \sqrt{v t}) \times 10^{-3}$,

I : 溶接電流 (A), v : 溶接速度 (cm/sec),

t : 板厚 (cm), m, c_1, c_2 : 鋼種、溶接法などにより決まる定数

(ii) 多層溶接の場合

$$\delta_f = (W/W_0) c_1 \chi^m e^{-c_2 \chi} \text{ (rad)} \quad (2)$$

ここで、 W : 全溶着金属重量 (単位溶接長当たり),

W_0 : 一層当たりの溶着金属重量 (単位溶接長当たり)。各層の溶接条件がほぼ同一で層数の比較的小さい場合には、

$$(W/W_0) \approx n, \quad n: \text{層数}$$

上式に含まれる定数 m, c_1 および c_2 は鋼種、溶接法などによって決まる定数で、これまでに明石らにより、SM41, SM50, SM58 および HT80 を被覆アーク溶接あるいはサブマージアーク溶接した場合に対し、それらの値が示されている¹²⁾。本研究では、造船所の現場で多く用いられているグラヴィティ溶接法に近いと考えられるオートコン溶接法により、板厚 $t=6\sim40\text{mm}$ の SM41, SM50 および SM53 を1パス溶接し、その角変形量を上記と同様、式(1)で整理した。この結果得られた定数 m, c_1 および c_2 を Table 1 に示す。

2.1.2 角変形拘束係数 K_0 および拘束のある状態でのT型すみ肉溶接による角変形量 δ_0

本項では、Fig.2 に示すような補強材が連続して取り付けられたパネルのすみ肉溶接による角変形量 δ_0 を前項の δ_f から推定する。これは、補強材間の中央で対称

Table 1 Constants in estimating equation for angular distortion

Material of Plate	σ_y (kgf/mm ²)	m	c_1	c_2
SM41	29.	1.6	0.36	2.8
SM50	39.	1.9	0.48	2.8
SM53	41.	1.8	0.35	2.5

- Weld Metal : LB-52
- Thickness of Plate $t = 6 \sim 40$ mm
- Condition of Welding : 300A, 37V, 20.9 cm/min, $Q = 31,500$ J/cm
- Leg Length : 10 mm

Fig. 2 Deflection of panels due to fillet weld provided between panel and stiffeners

条件がほぼ満足されるように変形拘束を受けた状態にあるので、以後、拘束がある場合のT型すみ肉溶接と呼ぶ。

Fig. 2 の補強材が同時に溶接される理想的な状態を考え、補強材および補強材間中央での対称条件を考慮して Fig. 3(a) の梁にモデル化した。Fig. 3 での各記号の意味は下記の通りである。

Fig. 3 Deflection of beam by equivalent moment to the shrinkage force near weld metal

M_1 : すみ肉溶接時に角変形を生じさせる溶接金属横収縮によるモーメントと等価な集中モーメント
 M_2 : 対称条件より $x=l$ で傾斜角を 0 にするモーメント

l_1 : M_1 の作用する位置

$2l$: 補強材間の距離

θ : 傾斜角

この梁を用いて、角変形拘束係数を求める。

まず、Fig. 3(b) のように M_1 のみが作用する場合の傾斜角 θ_1 は次式で表わされる。

$$\theta_1 = \begin{cases} (M_1/EI)x & (0 \leq x \leq l_1) \\ M_1 l_1 / EI & (l_1 \leq x \leq l) \end{cases} \quad (3)$$

すみ肉溶接による角変形を生じさせる等価モーメント M_1 の作用位置 $x=l_1$ における傾斜角 θ_1 は前項の拘束のない状態での角変形量 δ_f を表す。すなわち、

$$\delta_f = M_1 l_1 / EI \quad (4)$$

次に、Fig. 3(c) のように M_2 のみが作用する場合の傾斜角 θ_2 は次式で表わされる。

$$\theta_2 = -(M_2/EI)x \quad (0 \leq x \leq l) \quad (5)$$

Fig. 3(a) のもとの状態では、 $x=l$ で、 $\theta_1 + \theta_2 = 0$ であるから、 M_1 と M_2 の関係は次式となる。

$$M_2 = (l_1/l)M_1 \quad (6)$$

したがって、 θ_2 は次のように表わされる。

$$\theta_2 = -(M_1/EI)(l_1/l)x \quad (7)$$

モーメント M_1 と M_2 が同時に作用する Fig. 3(a) での M_1 の作用点での傾斜角 δ_0 は、式 (3) および (7) より次のように表わされる。

$$\delta_0 = (M_1 l_1 / EI)(1 - l_1/l) \quad (8)$$

溶接による角変形を生じさせるモーメント M_1 が作用する場合に、他端が自由な状態と対称条件を満足するように拘束された状態では、モーメント M_1 の作用点での傾斜角は異なり、それぞれ式 (4) および (8) で表わされる。そこで、この2つの傾斜角の比を角変形拘束係数 K_δ と定義する。すなわち、

$$K_\delta = \delta_0 / \delta_f = (1 - l_1/l) \quad (9)$$

上式は、モーメント M_1 の作用位置 l_1 の関数となっている。そこで、次に、 l_1 を求める。この Fig. 3(a)

Fig. 4 Distribution of moment in the beam

の梁の曲げモーメント分布は Fig. 4 のようになり、 $x = l_1$ はたわみの変曲点になっている。そこで、このことに注目して、 l_1 を熱弾塑性解析により求めた。いくつかの梁寸法 l および溶接条件に対して解析を行い変形状態を詳細に調べた結果、 l_1 の位置は溶接金属止端部付近になることが分かった。すなわち、

$$l_1 = (t_s/2) + f \quad (10)$$

ここで、 t_s : 補強材の板厚、 f : 脚長

以上より、角変形拘束係数 K_δ およびそれを用いた拘束がある場合の溶接止端部の角変形量 δ_0 は次のように表わされる。

$$K_\delta = 1 - (t_s + 2f)/(2l) \quad (11)$$

$$\delta_0 = K_\delta \cdot \delta_f \quad (\text{rad}) \quad (12)$$

2.1.3 片面補強材で囲まれた矩形板の溶接初期たわみ

前項 2.1.2 の拘束のある状態での T 型継手のすみ肉溶接による角変形量をもとに、片面補強材で囲まれた矩形板の溶接角変形による初期たわみ量を推定する。この推定式を、仮想仕事の原理を用いて導出する。

(1) 解析手順

矩形板の周囲にロンジ材およびトランス材を溶接した時の角変形によって生じる初期たわみ量を、次の手順で推定する。

(i) Fig. 5(a) に示す長さ a 、幅 b の矩形板を対象とする。境界条件としては、周辺が直線のまま保たれ、かつ面外変形に対しては単純支持とする。このような矩形板に対して、まず、長さが幅に比べて十分長い場合 (Fig. 5(b)) を考える。長辺に一樣な曲げモーメント M_x を作用させ、長辺中央でモーメント作用点 ($x = a/2, y = 0, b$) での回転角が、式 (12) により求まる拘束のある状態での角変形量 δ_{0x} に等しくなるモーメント M_{0x} の大きさ、 M_{0x} を求める。このモーメント M_{0x} がロンジ材のすみ肉溶接により矩形板に作用するものと考えられる。

(ii) 同様の考え方でトランス材の溶接によって作用するモーメント M_{0y} を求める。

(iii) (i) および (ii) で求めたモーメント M_{0x} および M_{0y} が、解析対象とする Fig. 5(a) の矩形板に作用した場合に、矩形板の中央に生じる最大初期たわみ量 $w_{0\max}$ を求める。

(2) 仮定する初期たわみ波形と最大初期たわみ量

Fig. 5(b) に示した十分長い板の長辺に一樣な曲げモーメントが作用する場合、端部から十分離れた中央部付近での y 方向の波形は放物線になる。このことにもとづいて、次の初期たわみ波形を仮定する。

$$w_0 = \left(\sum_m A_m \sin \frac{m\pi x}{a} \right) (y^2 - by) \left(-\frac{4}{b^2} \right) \quad (13)$$

Fig. 5 Prediction of deflection of panel due to welding for long. and trans. stiffeners

上記の初期たわみ波形に対し、(1) で示した解析手順のもとに、(i) ~ (iii) の各計算段階で順次、 M_{0x} 、 M_{0y} および $w_{0\max}$ を求めていく。本研究では、仮想仕事の原理 (仮想変位 $\delta A_m (m=1, 2, 3, \dots)$) を適用した。この結果、矩形板の中央に生じる最大初期たわみ量 $w_{0\max}$ が、次のように表わされる。

$$w_{0\max} = \sum_m \left\{ (-1)^{(m-1)/2} \frac{\frac{2b}{\pi m} \delta_{0x} + \frac{2\pi b^4}{15a^3} m \delta_{0y}}{\frac{\pi^4 b^4}{60a^4} m^4 + \frac{\pi^2 b^2}{3a^2} m^2 + 2} \right\} \quad (14)$$

(ただし、 m は奇数のみ)

ここで、 $\delta_{0x} = K_{\delta x} \cdot \delta_f = \{1 - (t_s + 2f)/b\} \delta_f$

$$\delta_{0y} = K_{\delta y} \cdot \delta_f = \{1 - (t_s + 2f)/a\} \delta_f$$

溶接条件、鋼種および板寸法が決まると、式 (1) (または (2)) より求まる δ_f を上式、式 (14) に代入することにより、矩形板に生じる最大たわみ量 $w_{0\max}$ を推定することができる。

なお、式 (14) は 11 項 ($m=21$) まで採れば十分収束しており、6 項 ($m=11$) でも、収束値に対して、1 % 程度の誤差である。

2.2 溶接残留応力の推定法

甲板パネルの縦圧壊強度を考える場合、溶接残留応力 σ_w としては甲板とロンジ材のすみ肉溶接によるロンジ方向の残留応力の影響が支配的であると考えられるので、ここでは、これだけを、以下の手順で考慮する (Fig. 6 参照)¹⁹⁾。

(i) ロンジ方向溶接残留応力のパネル幅方向の分布は、溶接部近傍の引張応力分布およびパネル中央部の圧縮応力分布が共に矩形分布で、パネルだけで自己平衡するものと仮定する (甲板のように面内の変形に対する拘束が大きい場合、補強材の効果を入れた熱弾塑性解析結果から、これがほぼ妥当であることを確認している)。

(ii) 上記のすみ肉溶接が多層溶接である場合、その残留応力は、最大入熱 ($\Delta Q_{\max}$) 時のパスによる分が支

Fig. 6 Distribution of residual stresses due to welding of long stiffeners

配的で、これまでの実用例をもとにすると、引張残留応力の分布幅 b_t は次式で与えられる。

$$b_t = (t_s/2) + 6.19 \times 10^{-2} \times \Delta Q_{max} / (t_s + 2t) \quad (15)$$

ここで、 t_s : ロンジ材の板厚 (mm), t : パネルの板厚 (mm), ΔQ_{max} : 最大入熱パスの入熱量 (J/cm)

(iii) 引張残留応力の大きさ σ_{wmax} は、これまで使用されている船体甲板材の場合、材料の降伏応力 σ_Y になる。ただし、2.1.1 項で示した材料のうち SM58 および HT80 については、冷却過程での相変態膨張により引張応力部分で降伏応力に達しないと考えられる。そこで、ここでは、その大きさを、佐藤らの研究¹⁴⁾をもとに、それぞれ、次のように仮定する。

$$\begin{aligned} \sigma_{wmax}(\text{SM41}) &= \sigma_Y(\text{SM41}) \times 1.0 \\ \sigma_{wmax}(\text{SM50}) &= \sigma_Y(\text{SM50}) \times 1.0 \\ \sigma_{wmax}(\text{SM53}) &= \sigma_Y(\text{SM53}) \times 1.0 \\ \sigma_{wmax}(\text{SM58}) &= \sigma_Y(\text{SM58}) \times 0.8 \\ \sigma_{wmax}(\text{HT80}) &= \sigma_Y(\text{HT80}) \times 0.55 \end{aligned} \quad (16)$$

(iv) 一方、圧壊強度に直接影響する圧縮残留応力の分布幅および大きさは、以上の引張応力の分布幅および大きさから釣合条件を満足するように求められる。

(v) また、残留応力の生成に伴い甲板パネルにたわみが付加される。この付加たわみの影響は、第3章で述べる圧壊強度の簡易推定式の中で考慮されており、このことに関してはそこで説明する。

3 矩形板の圧壊強度の簡易推定式

著者らは、すでに溶接残留応力と単一モードの初期たわみを有する矩形板の圧壊強度の最小値を与える簡易推定式を示している^{7)~10)}。この簡易推定式を複雑な初期たわみを有する実甲板パネルの圧壊強度の推定に適用する。この時、有効初期たわみ係数を導入するが、これに関しては次章で述べる。ここでは、この簡易推定式について簡単に説明する。

Fig. 5 に示した周辺が直線を保ち、かつ面外変形に対しては単純支持の矩形板 (細長比 $\xi = (b/t)\sqrt{\sigma_Y/E}$) に、

溶接残留応力 (引張応力 $\sigma_{wmax} = \sigma_Y$ の分布する幅: b_t) とともに、次式で表わされる単一モード波が溶接初期たわみとして生じているものとする。

$$w_0 = w_{0s} \cdot \sin(m\pi x/a) \cdot \sin(\pi y/b) \quad (17)$$

このような初期不整を有する矩形板の x 方向に一樣な圧縮荷重が作用する場合の圧壊強度を、上式の m を 1, 2, 3, …… と変化させ (w_{0s} は一定)、各々の単一モード波に対して解析し、同じ w_{0s} についての最小値を求める。

この最小値は板のアスペクト比 a/b と共に周期的に多少変化するが、その差は小さく、特に、 $1.5 \leq a/b$ の範囲では一定値と見なして差支えない。この結果、矩形板の圧壊強度の最小値は、近似的に、初期不整量 (初期たわみの大きさ w_{0s} および引張降伏残留応力の分布幅 b_t) の他には細長比 ξ だけの関数として表わされる。すなわち、圧壊強度の無次元量 σ_u/σ_Y が、無次元量 $\eta = w_{0s}/t$, $2b_t/b$ および $\xi = (b/t)\sqrt{\sigma_Y/E}$ の関数として表わされる。この具体的な表示式については文献7, 9および10を参照されたい。

この簡易推定式は上記のように降伏応力によって無次元化されているので、降伏応力の異なる軟鋼および HT パネルに対して共用することができる¹⁵⁾。ただし、引張残留応力領域では降伏応力に達していると考えて、降伏応力 σ_Y により無次元化しているため、HT パネルで $\sigma_{wmax} < \sigma_Y$ の場合は、その修正が必要である。これは次のように行う。すなわち、引張残留応力の大きさを σ_Y とした状態で、圧壊強度に直接影響する圧縮残留応力の積分値と等しくなるように、引張応力の分布幅 b_t を次のように修正する。

$$b_t = (\sigma_{wmax}/\sigma_Y) \times b_t \text{ (by Eq. 15)} \quad (18)$$

また、上記の圧壊強度の最小値は、有限要素法に基づく弾塑性大たわみ解析によって求めている。この時、初期たわみ量 w_{0s} を有するパネルに、ロンジ材に沿って幅 b_t の領域に収縮の固有ひずみを増分的に与えて溶接初期不整を再現し、その後、圧壊強度を求めている。そのためロンジ方向の残留応力の生成に伴うたわみの増加は、理論解析でも残留応力を生成させる計算に含まれている。したがって、初期たわみの推定としては角変形による分だけを考慮すればよい。すなわち、この簡易推定式を用いる時の初期たわみ量 w_{0s} としては、角変形による初期たわみ量、式 (14) により求められる量を用いればよい。ただし、5.1.1 項で述べるように、本研究で対象としたパネル寸法および溶接条件の場合は、上記の残留応力の生成に伴うたわみ増加量は非常に小さい。このような場合には、もし、初期たわみが実測されている場合は、それを簡易推定式に用いてもよい。

4 有効初期たわみ係数の合理的決定法

ここでは、有効初期たわみ係数を合理的に決定する。

4.1 有効初期たわみ係数の定義

前章の簡易推定式は、単一の $\sin$ 波で表わされる初期たわみを有する矩形板の圧壊強度の最小値を与えるものである。この場合、最大初期たわみ量のすべてが圧壊強度の低下に有効である。しかし、実パネルに生じている初期たわみ波形は複雑な波形となっており、その場合、必ずしも最大たわみ量がそのまま圧壊強度の低下に有効であるとは限らない。この有効性を、下記の式で定義する有効初期たわみ係数 ζ で表わす。

$$\zeta = w_{0s}/w_{0\max} \quad (19)$$

ここで、 w_{0s} ：簡易推定式で与えられる圧壊強度が実パネルの圧壊強度と等しくなる単一 $\sin$ 波の最大初期たわみ量

$w_{0\max}$ ：実パネルの最大初期たわみ量

このような有効初期たわみ係数 ζ をあらかじめ知ることができると、簡易推定式により実パネルの圧壊強度を簡単に求めることができる。

4.2 たわみ法および曲率法と有効初期たわみ係数

有効初期たわみ係数を求めるために、まず、単一の $\sin$ 1 半波のみを初期たわみとして有し、圧縮荷重が作用した場合、崩壊に至るまでの変形挙動が実パネルと等価な矩形板を考える。これを等価矩形板と呼ぶ (Fig. 7 参照)。

この等価矩形板を求めるには2つの方法がある^{8)~10)}。1つは薄板を、他は厚板を対象とした方法であり、それぞれ、たわみ法および曲率法と呼ばれている。まず、等価矩形板の板幅 b および板厚 t は実パネルと等しいとする。残りの板の長さ a_0 および初期たわみ量 A_0 を、変形挙動が実パネルと等価となるように決定する。このような等価矩形板の初期たわみは次のように表わされる。

$$w_0 = A_0 \cdot \sin(\pi x/a_0) \cdot \sin(\pi y/b) \quad (20)$$

上式の a_0 および A_0 を、上記の2つの方法で決定する。

(1) たわみ法 (薄板の場合)

薄板の場合、弾性座屈荷重以上では荷重の増加とともにたわみは安定な波形に移り、その後、塑性化領域が拡がり、圧壊に至る。荷重が大きくなった段階での変形挙動は、安定となる成分のみが初期たわみとして存在していた場合とほぼ同じになる。

そこで、等価矩形板の長さ a_0 と初期たわみ量 A_0 として、実初期たわみ波を構成する $\sin$ 波の中で安定波となる成分の1半波長とその初期たわみ量を採用する。

(2) 曲率法 (厚板の場合)

厚板の場合には、弾性座屈荷重以下で崩壊するので安定な変形モードに落ち着く前に、初期たわみ波形とほぼ同じ波形のまま、曲率最大の位置から塑性化が始まり、ほぼ全断面が塑性化して圧壊に至る。

そこで、曲率最大の位置で、その最大曲率に最も貢献している成分波を取り出し、その成分の1半波長を a_0 とする。また、その成分だけによる曲率が、実初期たわみでの最大曲率と同じ大きさになるように初期たわみ量 A_0 を定める。この曲率法には、この他に、 a_0 として、最大曲率を示す位置をはさんで、曲率が零となる2つの位置の間の長さを採用する方法もある。

(3) 有効初期たわみ係数

著者らは、以上の手法により決定した $\sin$ 1 半波だけを有する等価矩形板の圧壊強度が実パネルの圧壊強度に非常に近くなることを示している^{8)~10)}。したがって、前節4.1で述べた、簡易推定式により圧壊強度を推定するための有効初期たわみ係数は、次のように表わされる。

$$\zeta = A_0/w_{0\max} \quad (21)$$

4.3 標準初期たわみ波形および有効初期たわみ係数

よく知られているように、実パネルの初期たわみは複雑な波形となっており、個々のパネルの初期たわみ波形および量を推定することは困難であり、また一般性もない。そこで、第2章では理想化した溶接条件に対し、角変形により生じる初期たわみの最大値 (パネル中央に生じる) を推定する手順を示した。ここでも、著者らの研究結果に基づいて初期たわみ波形を理想化し、Fig. 8 に

Fig. 7 Actual and equivalent panels

Fig. 9 Minimum compressive ultimate strengths of rectangular plates with uni-modal deflection and residual stresses (In the case of $2b_t/b=0.1$)

4.3.3 各有効初期たわみ係数の適用範囲

たわみ法および曲率法は、中程度の板厚のパネルに対しても、かなり精度よく適用できるが、ここでは、中程度の板厚のパネルに対しては、薄板と厚板の有効初期たわみ係数 ζ を線形補間して用いることにする。このため、薄板および厚板に対するそれぞれの ζ 、式(25)、(26)および(30)の適用範囲を定める。これを、第3章で述べた圧壊強度の簡易推定式をもとに決定する。

(1) 薄板の有効初期たわみ係数の適用範囲

薄板の挙動の特徴は、4.2節で述べたように、弾性座屈荷重以上で、初期たわみ成分のうち単一の成分のみが成長し支配的になった後、塑性化領域が拡がり、圧壊に至る点にある。したがって、一般に、圧壊強度は座屈強度よりも高くなる。第3章で述べた圧壊強度の簡易推定式を図で表わした Fig. 9 (引張残留応力の分布幅 $2b_t/b$ が 0.1 の場合) では破線よりも実線が上にある場合が、それに相当する。

次章で、実甲板パネルの初期たわみ計測結果を Fig. 12 に示すが、これによると、板厚 11 mm ($(b/t)\sqrt{\sigma_Y/E} \approx 2.6$) のパネルで、最大初期たわみ量は板厚の $1/2$ 程度になっている。さらに、薄板の場合、有効初期たわみは、4.3.1 項で求めたように、その $1/K$ (座屈半波数) となる。そこで、弾性座屈強度を表わす破線と $w_{os}/t = 0.1 \sim 0.5$ の各場合の圧壊強度を表わす実線との交点を、薄板に対する ζ の適用限界とする。初期たわみ (w_{os}/t) および残留応力 ($2b_t/b$) の大きさによって交点は多少変化し、 $2.1 \sim 2.6$ の間になる。ここでは、 2.5 を採用し、 $2.5 \leq (b/t)\sqrt{\sigma_Y/E}$ を薄板に対する ζ の適用範囲とした。

(2) 厚板の有効初期たわみ係数の適用範囲

厚板の場合には、曲率が最大の位置から塑性化が拡がり、平均圧縮応力がほぼ降伏応力に達して圧壊する。こ

のことに着目し、圧壊強度が降伏応力に達する細長比 $((b/t)\sqrt{\sigma_Y/E})$ を厚板に対する ζ の適用限界とし、以下のように決定する。

Fig. 12 に示すように、板厚 34.5 mm ($(b/t)\sqrt{\sigma_Y/E} \approx 0.8$) のパネルでは最大初期たわみ量は板厚の 5% 以下である。そこで、これに近い $w_{os}/t = 0.1$ の場合の圧壊強度を示す実線と $\sigma_u/\sigma_Y = 1.0$ との交点を適用限界とした。これも残留応力により多少変化するが、 $(b/t)\sqrt{\sigma_Y/E} \leq 1.0$ を厚板の ζ の適用範囲とした。

(3) 有効初期たわみ係数 (細長比との関係)

以上、薄板および厚板に対する有効初期たわみ係数 ζ の適用範囲を細長比に対して決定した。2つの適用限界の間の細長比を有する中厚板に対しては、薄板および厚板に対する ζ を細長比と共に線形変化させ補間したものを適用する。

以上の結果、有効初期たわみ係数は次式で表わされる。これを図で表わすと Fig. 10 のようになる。

$$\zeta = \begin{cases} 1 & (\xi \leq 1.0) \\ 1 - (2/3)(1 - 1/K)(\xi - 1) & (1.0 \leq \xi \leq 2.5) \\ 1/K & (2.5 \leq \xi) \end{cases} \quad (31)$$

ここで、 $\xi = (b/t)\sqrt{\sigma_Y/E}$

K :

座屈モード波数 (座屈モード波数が奇数の場合)
座屈モード波数+1 (座屈モード波数が偶数の場合)

4.4 溶接初期不整を有する矩形板の圧壊強度を求める計算手順

第2章で示した方法により、補強材の溶接により矩形板に生じる溶接初期たわみおよび残留応力を知ることができる。このうち、初期たわみに対しては、本章で述べた有効初期たわみ係数を導入し、有効初期たわみを求め

Fig. 10 Effective coefficient of initial deflection

Fig. 11 Flow chart for estimation of initial imperfections and compressive ultimate strength of deck panel

る。これと残留応力とから、第3章で説明した圧壊強度の簡易推定式により、これらの溶接初期不整を有する矩形板の圧壊強度を求めることができる。以上の計算手順をまとめてフローチャートで示すと Fig. 11 のようにな

る。

5 簡易推定法の適用性

前章までに船体甲板パネルを対象とし、矩形板にロソジ材およびトランス材を溶接した場合に矩形板に生じる初期不整およびその初期不整を有する矩形板の圧壊強度の簡易推定法を示した。ここでは、その適用性を検討する。すなわち、Fig. 11 に示した計算手順に従って軟鋼実甲板パネルおよびHT甲板パネルの初期不整および圧壊強度を推定してみる。

5.1 軟鋼甲板パネルに対する適用性

まず、甲板パネルの材料が降伏応力が 28 kgf/mm^2 の軟鋼材である場合を対象とする。

5.1.1 初期不整の推定

著者らは、以前に、6万トン Bulk Carrier (以後、B. C. と呼ぶ) で4種類計 21 パネル、5,500 台積 Pure Car Carrier (以後、P. C. C. と呼ぶ) で2種類計 12 パネルに対して、初期たわみ波形の計測を行っている^{9)~10)}。この時のパネルの板厚は B. C. では、15, 19 および 34.5 mm であり、P. C. C. では、8 および 11 mm であった。このうち、P. C. C. の板厚 8 mm のパネルでは、ひずみ取りを行ったようであるので、ここでは対象外とする。この時の各種パネルの寸法および溶接条件を Table 2 に示す。

第2章で示した推定法により、溶接初期不整量を求める。上記のように、計5種類の寸法のパネルを対象とする。各寸法のパネルの溶接条件は Table 2 に示したように、電圧においてかなり変動幅が大きい。そこで、初期不整の推定においては、電流および電圧はその平均値を用いる。さらに、B. C. では、板厚 $t=15 \text{ mm}$ の場合のみ、脚長が小さいので、脚長に入熱量が対応するように、電流等を修正する。また、初期たわみの推定には、Table 1 に示したオートコン溶接 (グラヴィティ溶接に近い) の場合の SM41 の定数を用いる。この結果、5種類のパネルに対し、それぞれ最大初期たわみ量 w_{0max} および引張残留応力分布幅 b_t が1つずつ求まる。このうち、初期たわみに関しては上記のように実測結果がある。この実測値はバラツキをもつので、その平均値および標準偏差と上記の推定値を比較して Fig. 12 に示す。さらに、第2章による推定値は角変形による初期たわみ量であり、第4章での圧壊強度の推定にはそれを用いればよいが、実測値と比較する場合は、残留応力の形成に伴い付加されるたわみ量を加算しておくべきである。そこで、弾性たわみ解析により、その付加量 Δw_0 を求めた。この結果、 Δw_0 は角変形による w_{0max} に比べ非常に小さく、34.5 mm の厚板の場合で、 w_{0max} の 0.6 %、11 mm の薄板の場合で 4 % 程度であることが分か

Table 2 Sizes of deck panels and stiffeners, and welding conditions

Kind of Ship	Sizes of Panels and Stiffeners		Number of Deflection-Measured Panels	Conditions of Welding			Leg Length (mm)
	Panel $a \times b \times t$ (mm)	Long. Stiffener $h \times t_s$ (mm)		Current (A)	Voltage (V)	Velocity (cm/min)	
Bulk Carrier	2400×800×34.5	400×35	12	290 300	24 46	15	8
	2100×800×19	300×28	3				8
	2800×800×19	300×29	3				8
	2800×800×15	250×19	3				6
Pure Car Carrier	3440×780×11	200×90×9/14 I.A.	6	200~250	24~46	15	5

Predicted maximum deflection $w_0 \max$ (SM53) (mm)

$a \times b \times t$	2400 × 800 × 34.5	2100 × 800 × 19	2800 × 800 × 19	2800 × 800 × 15	3440 × 780 × 11
$w_0 \max$	0.69	2.44	2.54	2.80	4.59

Fig. 12 Comparison between predicted maximum initial deflection and measured ones

った。したがって、ここで対象としたパネル寸法および溶接条件程度の場合、残留応力の形成に伴う付加たわみ量はあまり考慮する必要がないと考えられる。そこで、角変形だけによる最大初期たわみ量の推定値と実測結果を比較すると、Fig. 12 より明らかなように推定の精度は十分高いと考えられる。

5.1.2 圧壊強度の推定

前項で推定した初期不整量を有する矩形板の圧壊強度を有効初期たわみ係数と簡易推定式を用いて計算する。一方、複雑な波形を示す実測初期たわみと推定による引張残留応力幅 b_t を有する矩形板の圧壊強度を有限要素法による弾塑性大たわみ解析により求める。解析対象は、パネルの5つの寸法に対し、3パネルずつとする。板厚 11 と 34.5mm のパネルは、それぞれ6および12

パネルについての初期たわみが計測されているので、その中の3つを任意に選ぶ。これらの実測初期たわみ波形と、前項 5.1.1 で最大たわみ量が推定された標準初期たわみ波形とを各寸法ごとに比較して Fig. 13 に示す。

以上の各パネルの圧壊強度を、本論文の簡易推定法による推定結果と有限要素法による解析結果を比較して Fig. 14 に示す。解析結果としては各寸法につき3つのパネルの圧壊強度の平均値と標準偏差を示している。厚板の 34.5mm の場合以外は推定精度が非常に高い。

Fig. 13 Comparison between initial deflection of standard one and measured ones

Fig. 14 Comparison between predicted compressive ultimate strength of deck panel of mild steel and calculated ones

34.5mm の場合は、推定値が $\sigma_u/\sigma_Y=1.0$ であるのに対し、解析結果の平均値は $\sigma_u/\sigma_Y=0.924$ であり、少し差がある。厚板の場合、塑性化に対して、たわみ量よりも曲率に対応した曲げ応力が支配的である。そこで、Fig. 13 に示した初期たわみ波形を調べると、本研究で設定した標準初期たわみ波の最大曲率は実測初期たわみ波に比べ多少小さい。したがって、圧壊強度をその分高く推定したことが差の生じた1つの原因と考えられる。

また、有限要素法による実パネルの解析結果を見ると、Fig. 13 に示したように初期たわみ形状はかなり異なるにもかかわらず、その圧壊強度は各寸法ごとにほとんど差がない。これは、本報でも述べたように、圧壊に至るまでの挙動に、細長比に応じた共通性（規則性）があるためであると考えられる。このことは、パネル長さは異なるが細長比が同じである板厚 $t=19\text{mm}$ の2つのパネルの圧壊強度がほとんど同じになることにも顕著に表われている。

5.2 HT 甲板パネルに対する適用性

次に、甲板パネルの寸法および補強材の溶接条件が前節の軟鋼の場合と同じであるとし、材料が降伏応力 41kgf/mm^2 の HT 材 (SM53) である場合を対象とする。

5.2.1 初期不整の推定

5種類の HT パネルに対して本研究の推定法により求めた最大初期たわみ量 $w_{0\max}$ を Fig. 12 に示す。この推定には、Table 1 に示した SM53 材をオートコン溶接した場合の定数 m, c_1, c_2 を用いた。SM53 材に対しては甲板パネルの初期たわみ計測結果がないので、推定値のみ示しておく。この推定値を軟鋼の場合と比較す

ると、同じ寸法および溶接条件の場合、SM53 の溶接初期たわみは軟鋼に比べ、薄板の場合は約 90%、厚板の場合は約 60% と小さくなる。

5.2.2 圧壊強度の推定

次に、前項で求めた初期不整を有する HT パネルの圧壊強度を簡易法により推定した。一方、有限要素法による弾塑性大たわみ解析を次のように行った。すなわち、初期たわみ波形としては前節で示した軟鋼甲板パネルの計測結果を用い、その大きさを、HT パネルと軟鋼パネルの最大初期たわみ量の比率で減少させた。また、残留応力の分布は、軟鋼の場合と同様、引張応力の分布幅として推定値 b_t を用い矩形分布とした。このような初期不整を有する HT パネルの圧壊強度を有限要素法により理論解析した。軟鋼の場合と同様、各寸法で3パネルずつ解析し、圧壊強度の平均値と標準偏差を求めた。その結果を先の推定値と比較して、Fig. 15 に示す。推定結果はこの理論解析結果と非常によく対応している。ただし、軟鋼の場合と同様、板厚 34.5mm の厚板の場合は多少差がある。

また、HT パネルの場合も、有限要素法による解析結果は、各寸法ごとにほとんど差がない。この HT パネルの圧壊強度を軟鋼パネルと比較すると、各寸法ごとに絶対値は HT パネルの方が高くなるが、降伏応力 σ_Y で無次元化した圧壊強度 σ_u/σ_Y は、板厚 $t=34.5\text{mm}$ の場合はほとんど同じで、薄板になるほど HT パネルの方がかなり小さくなる。これは、HT パネルと軟鋼パネルで、寸法および溶接条件が同じでも、(i) 細長比が異なること、(ii) 初期たわみ量が異なること、(iii) 初期たわみによる圧壊強度の低下率が細長比により異なるこ

Fig. 15 Comparison between predicted compressive ultimate strength of deck panel of HT (SM53) steel and calculated ones

と等によると考えられる。特に、(i)の要因は大きいと考えられる。すなわち、同じ寸法でも細長比はHTパネルの方が大きくなる。 σ_u/σ_Y は、Fig. 9よりも明らかに、細長比が大きくなると変化しないか小さくなる。したがって、 σ_u/σ_Y はHTパネルの方が一般に小さくなる傾向にある。このことは、HT係数を決定する場合、非常に重要であるので、現在、詳細に検討が続けている。

6 結 言

本研究では船体甲板パネルを対象とし、その溶接初期不整(初期たわみおよび残留応力)および圧壊強度を手計算程度で簡単にまた精度よく求めることができる推定法を示した。

本研究の成果を要約すると次のようになる。

(1) 船体甲板にロンジ材およびトランス材を取り付けた場合に、それらに囲まれた1パネルに生じる溶接初期たわみおよび残留応力を、パネルと補強材の寸法および溶接条件より簡単に精度よく求めることができる推定式(初期たわみに対しては式(1)(または(2))と式(14)、残留応力に対しては式(15)または(18))を示した。

(2) 上記の初期不整を有する矩形板の圧壊強度は、有効初期たわみ係数を用いて簡易推定式(文献7, または, 9, 10 参照)により求めることができる。この有効初期たわみ係数を、次のような手順で合理的に決定した。

(i) 中央部が平らで、両端が座屈波形である標準初期たわみ波を設定した。

(ii) この標準初期たわみ波に対して、薄板にはたわみ法、厚板には曲率法を適用し、有効初期たわみ係数を求めた。

(iii) それぞれの有効初期たわみ係数の適用範囲を定め、中厚板は、その間で線形補間した。この結果、式(31)に示すように、有効初期たわみ係数はパネルの座屈モード波数と細長比により簡単に表わすことができる。

(3) 以上の結果、設計段階で甲板パネルと補強材の寸法および溶接条件が設定されると、溶接初期不整量およびその初期不整が生じているパネルの圧壊強度を非常に簡単に求めることができる。この推定手順は Fig. 11に示している。

(4) 軟鋼実甲板パネルおよびHT甲板パネルを対象とし、上記の推定法により溶接初期不整量および圧壊強度を求めた。それぞれの推定値を、実甲板パネルの初期たわみ計測結果および有限要素法による弾塑性大たわみ解析結果と比較し、その精度が非常に高いことを示した。また、得られた軟鋼およびHTパネルの圧壊強度に

対し、若干の考察を加え、HT係数を決定する場合、注意を要することも述べた。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、多大なる御協力を頂いた、(株)栗本鐵工所住吉工場 千葉尚道博士、大阪大学溶接工学研究所 古木良一技官、研究当時大阪大学大学院生 田中義照氏(現在、運輸省船舶技術研究所)および大阪大学造船学科留学生 Sng Lai Kee 君に厚く御礼申し上げます。また、本研究の一部は、(社)日本造船研究協会第200研究部会第11分科会(部会長 寺沢一雄 阪大名誉教授、分科会長 秋田好雄 日本海事協会顧問)において御討論を頂いたものであり、委員の皆様へ感謝致します。最後に、本研究は文部省科学研究費(試験研究I, 代表上田幸雄)の補助を受けて行われたことを付記し、謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 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)一初期たわみおよび溶接残留応力の影響について一, 日本造船学会論文集, 第137号(1975), pp. 315~326.
- 2) 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)一初期不整の影響に関する統合的な考察一, 日本造船学会論文集, 第140号(1976), pp. 217~222.
- 3) 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), pp. 211~216.
- 4) 上田, 矢尾, 片山, 中峰: 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), pp. 331~338.
- 5) 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), pp. 176~185.
- 6) 上田, 矢尾, 中村: 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)一初期たわみ波形および初期たわみ量の影響一, 日本造船学会論文集, 第148号(1980), pp. 222~231.
- 7) 上田, 矢尾, 中村: 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)一初期たわみおよび溶接残留応力の影響一, 日本造船学会論文集, 第149号(1981), pp. 306~313.
- 8) 上田, 矢尾, 中長, 田中, 半田: 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3報)一複雑な初期たわみを有する矩形板の圧壊強度の推定法一, 日本造船学会論文集, 第154号(1983), pp. 345~355.
- 9) Y. Ueda, T. Yao: Influence of Shape of Initial Deflection upon Compressive Ultimate Strength of Long Rectangular Plates, Trans. of JWRI (Welding Research Institute of Osaka Univ.), 13-1 (1984), pp. 87-103.

- 10) Y. Ueda, T. Yao: The Influence of Complex Initial Deflection Modes on the Behaviour and Ultimate Strength of Rectangular Plates in Compression, *Journal of Constructional Steel Research*, 5-4 (1985), pp. 265-302.
 - 11) 渡辺, 佐藤: T型すみ肉溶接継手の横曲り変形と溶接条件との関係—溶接継手の収縮変形に関する研究(第2報)—, *溶接学会誌*, 25-6(1956), pp. 343~348.
 - 12) 明石, 夏目: 軟鋼および各種高張力鋼のすみ肉溶接による角変形とその矯正について, *日本造船学会溶接研究委員会第2分科会資料*, W2-15-75 (1975).
 - 13) 矢尾: 船体構造部材の圧壊強度に関する研究, 大阪大学提出学位論文 (1980).
 - 14) 佐藤, 松井, 町田: 高張力鋼溶接部における熱応力発生過程と残留応力, *溶接学会誌*, 35-9(1966), pp. 780~789.
 - 15) 阪大溶研, 広大: 軟鋼及び高張力鋼甲板パネル(矩形板)の圧壊強度の推定とHT係数の考察, *日本造船研究協会第200研究部会第11分科会資料*, SR 200-11-5-4 (1982).
-