

# 角回し溶接継手の残留応力

正員 松 岡 一 祥\*

吉 井 徳 治\*

## Weld Residual Stress in Corner Boxing Joints

by Kazuyoshi Matsuoka\*, *Member* Tokuharu Yoshii\*

### Summary

Fatigue damages often occur in corner boxing welded joints, because of stress concentration and residual stress. For the stress concentration, the hot spot stress approach can be applicable. However, for the weld residual stress in the joint, suitable estimate method is limited.

The purpose of this paper is to clear the residual stresses in the corner boxing joints. The estimate method on the residual stresses, based on the inherent stress technique, is presented. The residual stress measurements are performed on two types of longitudinal fillet welded joints. The results are compared with the calculated ones, and correctness of the estimate method is confirmed. Using the method, parametric studies on the residual stresses are carried out, and the effects of the section dimensions of face plate, heat input, yield strength, and welding length are shown.

### 1. は じ め に

船体構造の縦骨の面材上のスティフナ端部などの角回し溶接部には、しばしば疲労損傷が生じる。このような疲労損傷の多発は、応力集中と溶接残留応力が2つの大きな要因であると考えられている。そして、縦リブ十字溶接継手などの試験片で疲労試験を行い、船体構造の角回し溶接部の疲労強度の推定が行われている。

角回し溶接部の疲労強度低下の2つの要因の内、応力集中については、溶接止端部形状などによる局所的な要因を除いた、構造的応力集中だけを考慮する、いわゆるホット・スポット応力規準が適用できることが知られている。すなわち、ホット・スポット応力によれば、試験片による疲労試験結果から実船体構造の疲労強度を評価できる。一方、溶接残留応力については、寸法影響があることは認められており、当然、試験片と実構造での溶接残留応力には差があると考えられるにもかかわらず、その差異についての検討は十分とは考えられない。検討の行われていない最大の

理由は、角回し溶接継手の残留応力の推定、計算方法が確立していないことにある。

本論文の目的は、角回し溶接継手の残留応力の評価法を示すことにある。まず、角回し溶接継手の残留応力の計算方法を示し、次に、面材の幅と溶接入熱量および形状（縦リブ十字とウェブ付き）の異なる溶接継手について、切り出し法による残留応力の測定を行う。測定結果と計算結果を比較し、計算方法の妥当性を確認した後、各種因子の影響について検討する。最後に、残留応力低減の可能性について検討する。

### 2. 計 算 方 法

残留応力の計算には固有応力法<sup>1,2,3)</sup>を用いる。固有応力法は、曲面構造の溶接残留応力<sup>1)</sup>、すみ肉溶接継手の残留応力の板厚依存性<sup>2)</sup>などの計算に用いられてきたが、ここでは、角回し溶接のような面材表面の曲がった溶接ビードの取り扱いに焦点をあてる。

#### 2.1 固有応力の決定方法

##### 2.1.1 直線溶接による固有応力の2次元分布

半無限体表面に無限長さの溶接ビードを置いた場合、溶接残留応力の分布は2次元적であり、その生成源である固有応力の分布も2次元적である。溶接線に垂直な断面に  $x$ ,  $y$  座標を Fig. 1 のように定めると、固有応力  $\sigma_1$  の分布は

\* 船舶技術研究所, Ship Research Institute

原稿受理 平成8年7月9日

秋季講演会において講演 平成8年11月14, 15日

(1)式で与えられる<sup>2)</sup>。

$$\sigma_I(x, y) = \alpha \sigma_y \exp(-\pi(x^2 + \lambda^2 y^2)/B^2) \quad (1)$$

ここに、 $B = \beta(F/\sigma_y)^{1/2}$

$$F = \gamma Q$$

$\sigma_y$  は降伏応力、 $F$  は収縮力で固有応力の  $x-y$  面での積分値、 $Q$  は入熱量 (単位長さ当たりのエネルギーで力の次元となる) である。 $\alpha, \beta, \gamma, \lambda$  は無次元量、 $B$  は (1) 式による  $x$  方向の分布を正規確立密度関数と見なすなら、その標準偏差であり、長さの次元をもつ。

(1) 式の  $\sigma_I$  を  $x-y$  平面で積分すると収縮力  $F$  となるため、 $\alpha, \beta, \lambda$  は独立ではなく、その間には

$$\alpha \beta^2 / 2 \lambda = 1 \quad (2)$$

の関係がある。無次元量  $\alpha$  は固有応力の大きさを、 $\beta$  は  $B$  により  $x$  方向の分布を、 $\lambda$  は  $\beta$  と併せて  $y$  方向の分布を定めている。

入熱量と収縮力には比例関係があり、

$$\gamma = 0.16$$

が White ら<sup>4)</sup> により求められている。 $y$  方向に固有応力分布が一様と考えられる各層 1 パスの狭間先多層溶接継手から

$$\alpha = 1.942, \beta = 1.357$$

が求められている<sup>5)</sup>。この  $\alpha, \beta$  を (2) 式に代入すると

$$\lambda = 1.788$$

が得られる<sup>2)</sup>。

実際の有限板厚  $T$  の場合には (1) 式を変数分離した

$$\begin{aligned} \sigma_I(x, y) &= \alpha \sigma_y \exp(-\pi(x^2 + \lambda^2 y^2)/B^2) \\ &= \alpha \sigma_y \exp(-\pi(x/B)^2) \exp(-\pi(\lambda y/B)^2) \end{aligned}$$

の  $y$  方向分布を定める  $\exp(-\pi(\lambda y/B)^2)$  を、ポテンシャル理論の鏡像法により以下の  $f(y; T)$  で置き換える<sup>2)</sup>。

$$f(y; T) = \sum_{n=0}^{\infty} \exp(-\pi(\lambda y_n/B)^2) \quad (3)$$

ただし、 $y_n = |y + \{(-1)^n(n+0.5) - 0.5\} T|$

すなわち、(1) 式は以下に書き換えられる。

$$\sigma_I(x, y) = \alpha \sigma_y \exp(-\pi(x/B)^2) f(y; T) \quad (4)$$

すみ肉溶接を 1 層 1 パスで盛り付ける場合には、溶接線に垂直な断面に Fig. 2 のように座標系を取り、この断面を 3 つの領域に分ける。I および III の領域では (1) 式が成立し、II の領域の固有応力は I, III 領域との連続性を仮定し

て、

$$\sigma_I(r) = \alpha \sigma_y \exp(-\pi(\lambda r/B)^2) \quad (5)$$

と表されるとする。固有応力をこの断面で積分し、収縮力と等置すると、

$$(\alpha \beta^2 / 2 \lambda)(1 + 1/2 \lambda) = 1 \quad (6)$$

が得られる。(2) 式に従う場合の無次元量  $\alpha, \beta, \lambda$  の値はすでに与えられているが、(6) 式に従う 1 層 1 パスのすみ肉溶接に対しては、実験事実から  $\alpha, \beta, \lambda$  の値を定める必要がある。

この場合も、有限板厚に対しては (3) 式による補正が有効である。すなわち、I および II の領域が厚さ  $T$  の板と仮定すると (Fig. 2 の破線参照)、I の領域の固有応力は (4) 式、II の領域では、I の領域の  $x, y$  により  $r^2 = x^2 + y^2$  とし、

$$\sigma_I(r) = \alpha \sigma_y \exp(-\pi(\lambda x/B)^2) f(y; T) \quad (7)$$

で表される。

## 2.1.2 曲がった溶接ビードの取り扱い

上述 2.1.1 では溶接線が無限長の直線の場合を扱った。角回し溶接は、非直線の有限長の溶接線を持つ。そこで、有限長の曲がった溶接により生じる固有応力の分布を定める必要がある。

Fig. 3 のように溶接線に沿って座標  $z$  を取る。図では、手前に  $z=0$  断面が示されているが、この断面が Fig. 1 と等しい。関数  $g(x, y, z)$  があって、この  $z$  についての  $-\infty$  から  $\infty$  の積分が (1) 式になるものとする。関数  $g$  は任意であるが、溶接線長が無限小の場合にも適用できる関数形式には制限があり、

$$\begin{aligned} g(x, y, z) &= \alpha \sigma_y \exp(-\pi(x^2 + \lambda^2 y^2 + \mu^2 z^2)/B^2) \mu/B \\ &= h(x, z) \exp(-\pi \lambda^2 y^2/B^2) \end{aligned} \quad (8)$$

$$h(x, z) = \alpha \sigma_y \exp(-\pi(x^2 + \mu^2 z^2)/B^2) \mu/B \quad (9)$$

となる。また、有限板厚の場合には、(7) 式と同様に

$$g(x, y, z) = h(x, z) f(y; T) \quad (10)$$

である。点溶接のように、 $x$  と  $z$  に差をつけられない場合には、 $\mu=1$  である。ウィービングを行った場合などでは、条件により  $\mu$  の値を定める必要がある。

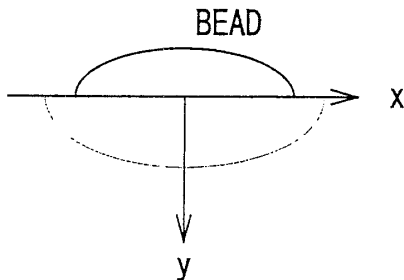


Fig. 1 Coordinate system (bead on plate).

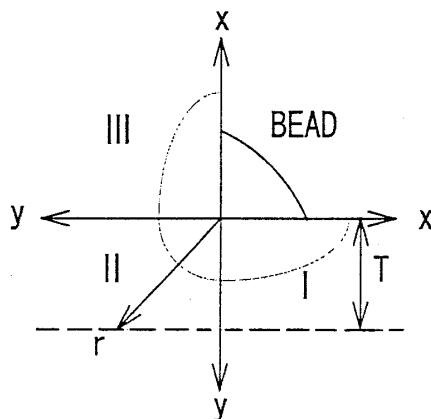


Fig. 2 Coordinate system (fillet bead).

Fig. 4 に縦骨の面材上の角回し溶接の溶接線を模式的に示した。溶接線長をパラメータ  $t(t=0 \sim L^*)$  とし、表面、 $y=0$  面上の溶接線の座標を  $X(t)$ ,  $Z(t)$  と表すと、半無限体中の点  $(x, y, z)$  の固有応力は

$$\sigma_i(x, y, z) = \int_0^{L^*} h(X(t) - x, Z(t) - z) dt \times \exp(-\pi(\lambda y/B)^2) \quad (11)$$

で、厚さ  $T$  の板の場合は

$$\sigma_i(x, y, z) = \int_0^{L^*} h(X(t) - x, Z(t) - z) dt f(y; T) \quad (12)$$

で表される。

平板上のビード溶接、あるいは多層すみ肉溶接の止端部を形成する溶接ビードに対しては、(2)式に対応する定数を用い、すみ肉溶接を1層1パスで盛り付ける場合には、(6)式に対応する定数を用いる。

角回し溶接の行われるのは、面材などの比較的幅の狭い部材上であり、部材の側端面の影響は無視できない。そのような場合には、Fig. 4 に示されているように、部材の側端面を鏡面として鏡像法による補正を行う。

## 2.2 軸方向応力平衡による残留応力計算

角回し部の疲労強度を考える場合、面材の軸方向の残留応力が重要である。この残留応力は、軸に垂直な断面での軸方向応力の平衡から計算できる。まず、応力を求めたい箇所を含む断面の固有応力分布形状を、2.1節の方法で求める。次に、固有応力により生じる軸力とモーメントを計算し、これを打ち消す軸力とモーメントを加えたことで生じる軸方向応力を求め、固有応力に加えると、この断面で平衡している残留応力分布が得られる。

計算された残留応力が降伏応力を超える箇所では、降伏条件を満たすように固有応力を更新する。すると、固有応力による軸力とモーメント、および、それを打ち消す軸力とモーメントが変化する。そこで、全断面で降伏条件が満たされ、軸方向応力が平衡するまで、残留応力の降伏条件による更新と、軸力、モーメント計算を繰り返す。

## 2.3 溶接順序の取り扱い

溶接の各段階毎に2.2節の計算を行う。例えば、面材と

ウェブを溶接し、次に、これを底板に溶接し、最後に、面材上の角回し溶接を行う場合を考える。この場合、まず面材とウェブのすみ肉溶接による固有応力分布を、(4)式で求め、面材とウェブをあわせた断面で2.2節により残留応力の計算と固有応力の更新を行う。次に、底板とウェブのすみ肉溶接によって生じる固有応力分布を計算する。各点で、計算された固有応力と面材とウェブの断面の軸応力平衡で更新された固有応力の大きい方を採用し、これを新たな固有応力として、面材、ウェブおよび底板の全断面で2.2節の計算を行う。ここでも、固有応力は降伏条件で更新される。面材上の角回し溶接により生じる固有応力を(12)式で計算し、それまでの固有応力と比較し、大きい方を採用する。最後に、2.2節の計算で残留応力の分布形状が定まる。

以上の手順では、隣接する溶接であっても焼き鈍し効果は考慮せず、各点の固有応力が変化するのとは新たな溶接により以前より大きな固有応力が生じた場合と、降伏条件による更新の場合だけである。

## 3. 実験方法

角回し溶接継手の残留応力の性状を把握し、(6)式の定数などを決定するために、試験体を製作し、切り出し法で残留応力の計測を行った。

### 3.1 材料

試験体には KA 36 板厚 12 mm の TMCP 鋼板を使用した。溶接には 1.2 mmφ のワイヤ (YM-26) を使用した。鋼板の主な化学成分と機械的性質、溶接ワイヤの主な化学成分を Table 1 に示した。

### 3.2 試験体

試験体の形状と寸法を Fig. 5 に示した。図中 I シリーズは、疲労試験によく用いられる縦リブ十字溶接継手である。II シリーズは面材にウェブを溶接した後に面材上に付加物を溶接したもので、縦リブ十字溶接継手と実構造の中間的な試験体である。図中の①～④の記号は、直線のすみ肉溶接の順番を示している。これらの溶接の終了後、角回し溶接を行った。

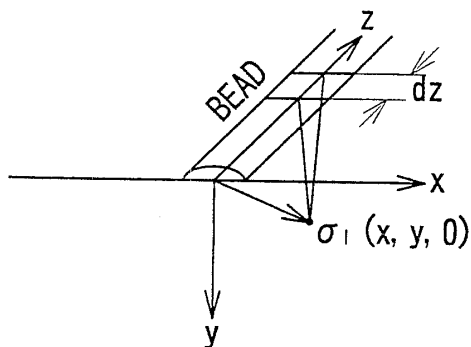


Fig. 3 Integration of function  $g$ , resulting inherent stress.

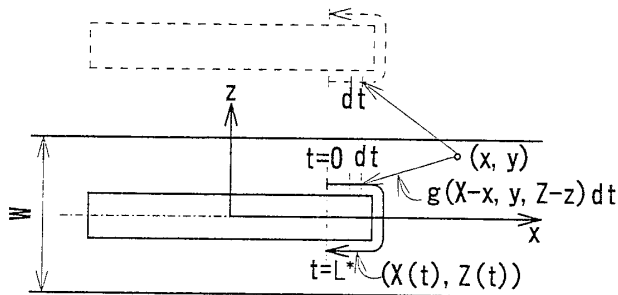


Fig. 4 Welding line of corner boxing, and integration of function  $g$ .

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties.

	CHEMICAL COMPOSITION (wt %)					STRENGTH (MPa)		ELONG.
	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$	$\sigma_U$	%
KA 36	0.15	0.20	1.10	0.015	0.005	478	556	21
YM-26	0.04	0.72	1.66	0.013	0.019	—	—	—

試験パラメータは、2つのシリーズの継手形式の違い、面材幅  $W$  および脚長  $L$  である。

### 3.3 溶接条件

すみ肉溶接の脚長には、板厚による制約がある。面材に付くウェブあるいはスティフナなどの付加物の板厚に対し、脚長はその1/2ないし2/3が設定される場合が多い。ここでは、板厚12 mmに対して、その1/2程度と2/3を選択した。

溶接は総てCO<sub>2</sub>半自動の1層1パスである。Fig. 5のLは目標脚長で、5 mmと8 mmである。目標脚長に対する溶接条件の設定は、Fig. 6によりそれぞれ、30 V、280 A、61 cm/min および30 V、280 A、24 cm/minを採用した。なお、Fig. 6の実線は、入熱量  $Q$  を MJ/m、平均脚長  $L$  を mm とした時、

$$Q = 0.033L^2 \quad (13)$$

である。

直線すみ肉溶接については、所定速度で溶接機を自走させた。角回し溶接は、付加物側端部の軸方向の溶接の長さの目標値を付加物板厚の1.5倍(18 mm)として、手溶接を行った。

完成した試験片の脚長は、直線すみ肉溶接ではほぼ目標脚長に一致した。しかし、角回し溶接部では平均脚長は目標脚長より若干大きく、肉盛り部は等脚長とはならなかった。付加物(縦リブ)側の脚長に比べ、面材側脚長が若干大きかった。また、付加物側端部の軸方向溶接長さは付加物板厚の2倍程度であった。

### 3.4 残留応力の測定

面材上の付加物端面から10 mmの横断面の表面を中心に、残留応力の測定を行った。この付加物端面から10 mmの断面は、面材側脚長が目標値より大きいことから、目標脚長5 mmでは、止端から5 mm以下、目標脚長8 mmでは、止端から2 mm以下の断面となる。

切り出し法を採用し、最終切り出し寸法は20×20×5 mm<sup>3</sup>以下である。

## 4. 結果およびその比較

### 4.1 測定結果

測定結果をFig. 7から18に○印で示した。Fig. 7, 9およびFig. 11から18は、面材上の付加物(縦リブ)端部から10 mmの横方向線上の軸方向応力の分布を中央線からの距離で整理して示している。Fig. 8および10は中央線上の応力分布を、付加物(縦リブ)端部からの距離で整理し

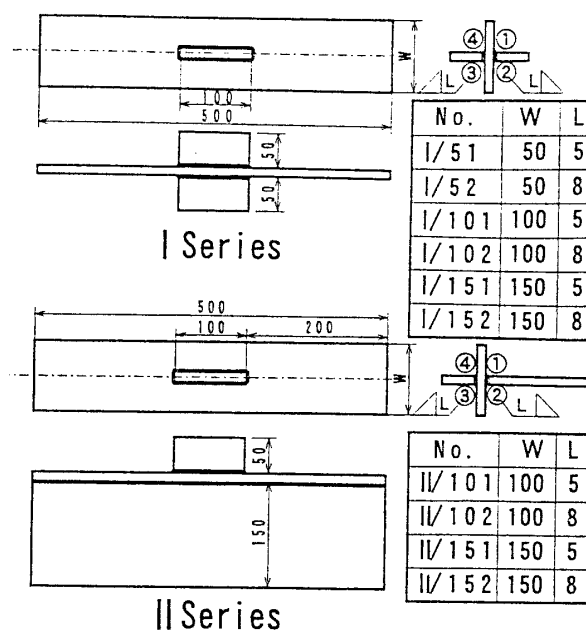


Fig. 5 Specimens (unit : mm).

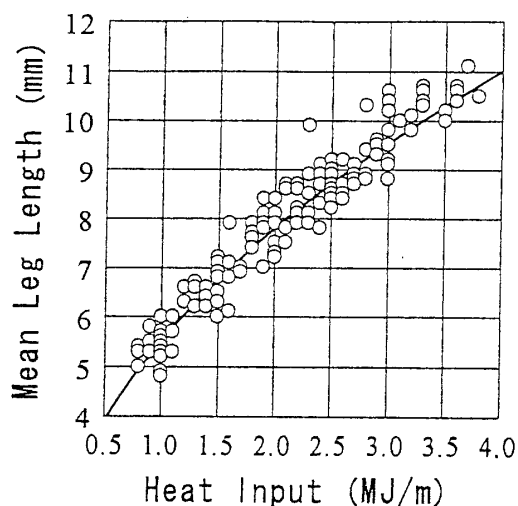


Fig. 6 Relation between heat input and mean leg length of single pass fillet welding.

て示している。

### 4.2 計算結果

試計算を行い、(6)式の定数を、

$$\alpha = 1.942, \beta = 1.199, \lambda = 1.788$$

と定めた。(2)式の場合と比較すると、 $\beta$ だけが変化している。また、(9)式の $\mu$ は1とした。

角回し溶接の面材側脚長の方が大きいので、(12)式に用いる溶接線、 $X(t)$ 、 $Z(t)$ は、付加物と面材のなす角から目標脚長の1/3だけ面材側(外側)によせるものとした。

計算結果は、Fig. 7から18に測定結果と併せて示されている。図中の実線は目標脚長に対応する入熱量((13)式参照)による計算結果である。破線は目標脚長5 mmに対し

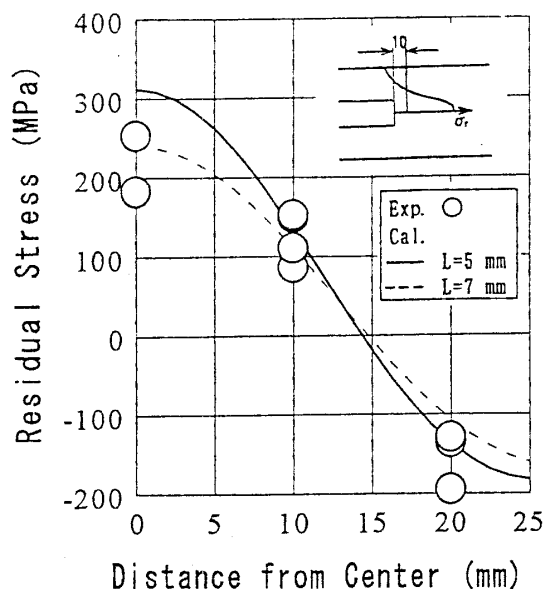


Fig. 7 Transverse distribution of residual stress (I/51 specimen).

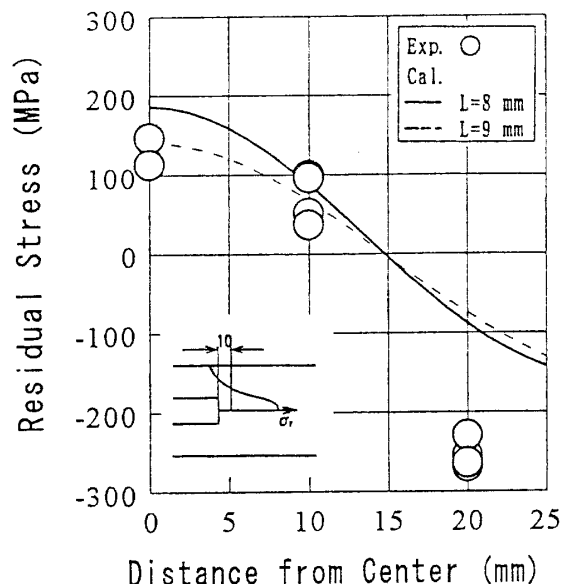


Fig. 9 Transverse distribution of residual stress (I/52 specimen).

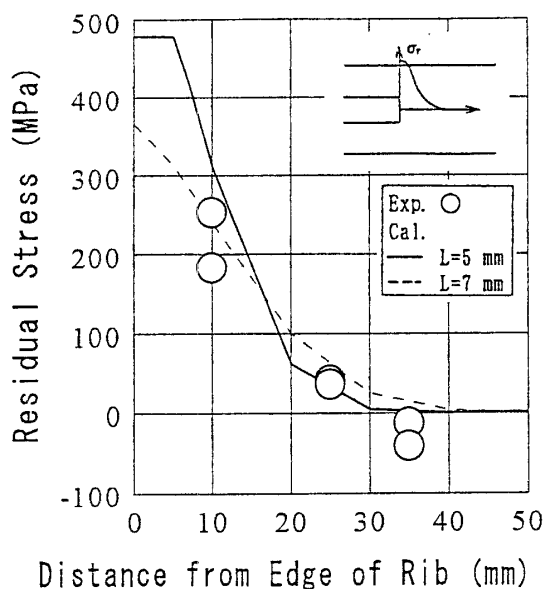


Fig. 8 Longitudinal distribution of residual stress (I/51 specimen).

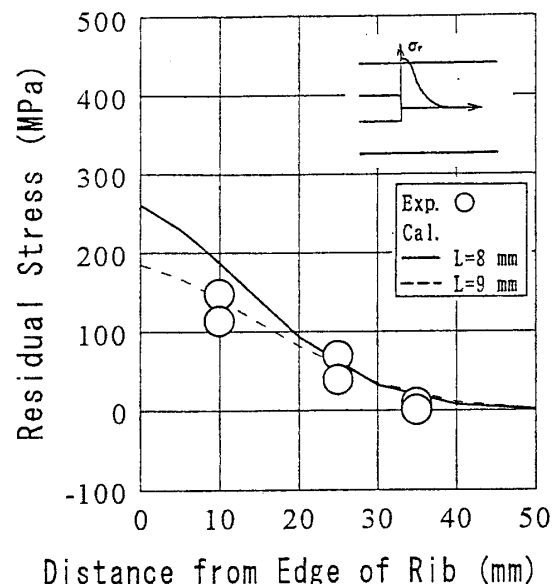


Fig. 10 Longitudinal distribution of residual stress (I/52 specimen).

ては脚長 7 mm に、目標脚長 8 mm に対しては脚長 9 mm に相当する入熱量で計算した結果である。

#### 4.3 測定結果と計算結果の比較

Fig. 7 から 10 を見る。面材の幅が 50 mm と小さい I/51 および I/52 試験体の中央線上の測定結果から、入熱量が目標値よりも若干大きかったと考えられる。Fig. 9 では、I/52 試験体の側端面から 5 mm の位置の測定結果が計算結果に比べて大きな圧縮となっているが、その理由は不明である。

Fig. 11 から 14 に示した I シリーズの面材幅 100 mm および 150 mm では、計算結果と測定結果はよく一致してい

る。

Fig. 15 から 18 の II シリーズの測定結果では、中央線上の測定結果が計算結果より小さくなる傾向がある。この傾向は、面材の幅が大きい場合 (150 mm の II/151 および 152, Fig. 17 および 18 参照) に著しい。II シリーズは角回し溶接部の裏面にウェブが溶接されており、中央線ではウェブが、中央線から 10 mm の位置ではウェブと面材のすみ肉溶接の肉盛り部がある。これらの位置の切り出しは困難であり、また、面材の幅、脚長が大きいほど拘束および断面剛性が大きいため、切断時の塑性降伏による応力変化が生じやすい。II シリーズの中央線付近の測定結果は、こ

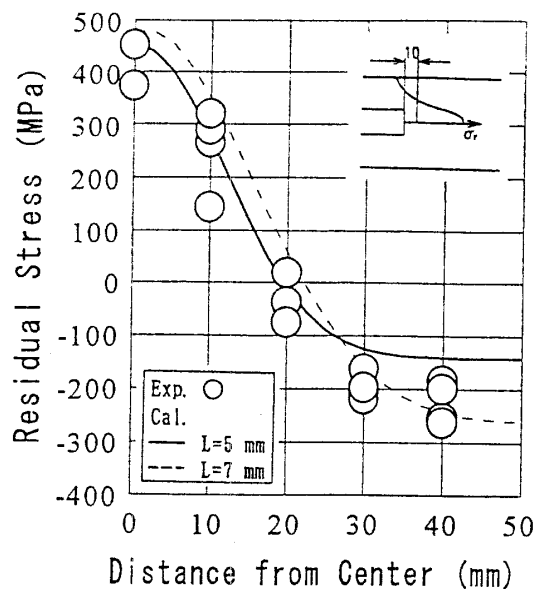


Fig. 11 Transverse distribution of residual stress (I/101 specimen).

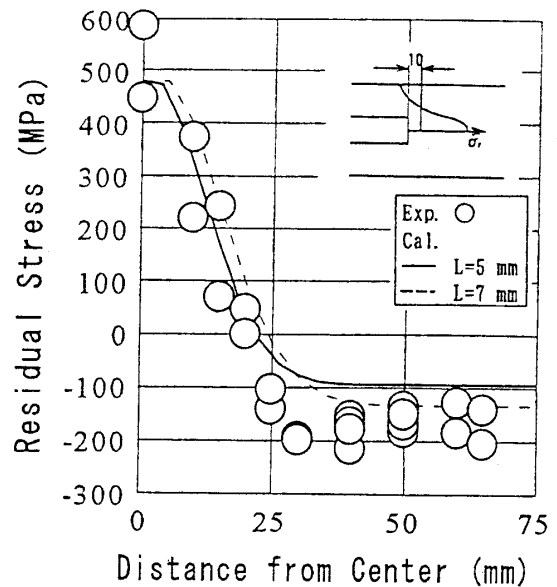


Fig. 13 Transverse distribution of residual stress (I/151 specimen).

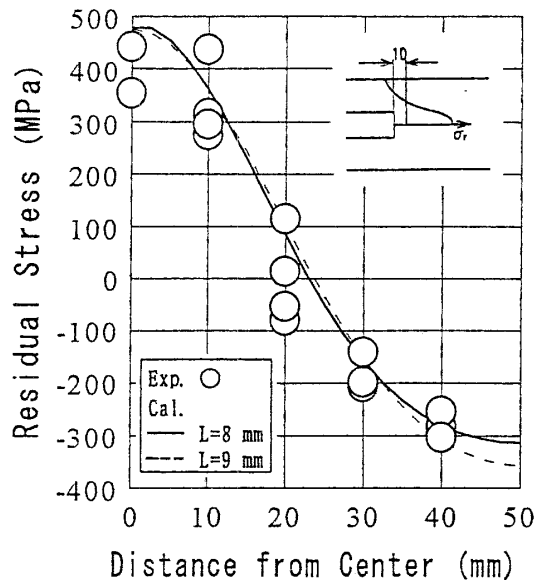


Fig. 12 Transverse distribution of residual stress (I/102 specimen).

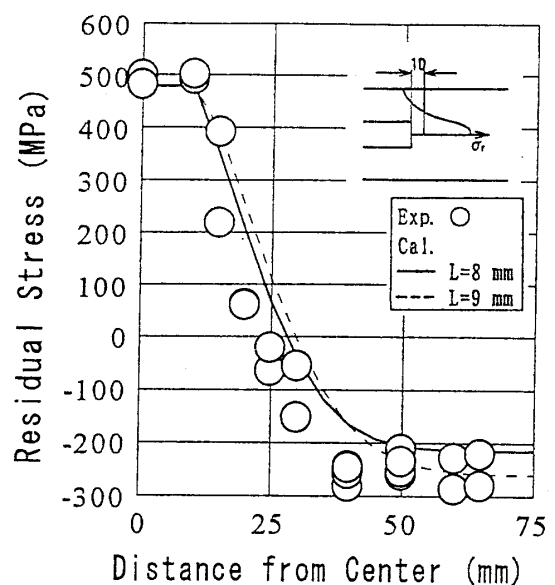


Fig. 14 Transverse distribution of residual stress (I/152 specimen).

の切断時の塑性降伏の影響を受けているものと考えられる。

上述のように、一部に計算結果と測定結果の差異は見られるが、おおむね両者はよく一致している。

## 5. 影響因子

4章の検討により、2章の計算方法が妥当なものであると考えられる。そこで、ここでは計算による検討を行う。なお、以降の計算ではすみ肉溶接の脚長はスティフナなどの付加物及びウェブの板厚の2/3倍としている。

### 5.1 面材の寸法と入熱量の影響

Iシリーズで面材の幅が50 mm (I/51, I/52 試験体)の結果 (Fig. 7 から 10 参照) を見ると、入熱量が大きいほど残留応力の最大値が小さくなるのがわかる。これは、面材の幅が小さく、入熱量が大きくなると、断面の温度上昇が均一な状態に近づき、残留応力が小さくなることを示している。計算では、この現象を、面材の側端面を鏡面とする鏡像法 (Fig. 4 参照) で取り入れている。また、面材の幅が100 mm (I/101, Fig. 11, I/102, Fig. 12), 150 mm (I/151, Fig. 13, I/152, Fig. 14) の残留応力は幅50 mmの場合より大きい。これらのことから、面材の幅と入熱量の影響の評価の必要性が指摘できる。

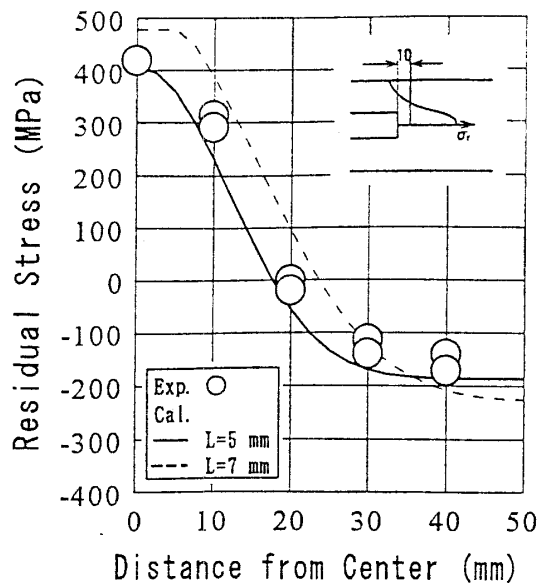


Fig. 15 Transverse distribution of residual stress (II/101 specimen).

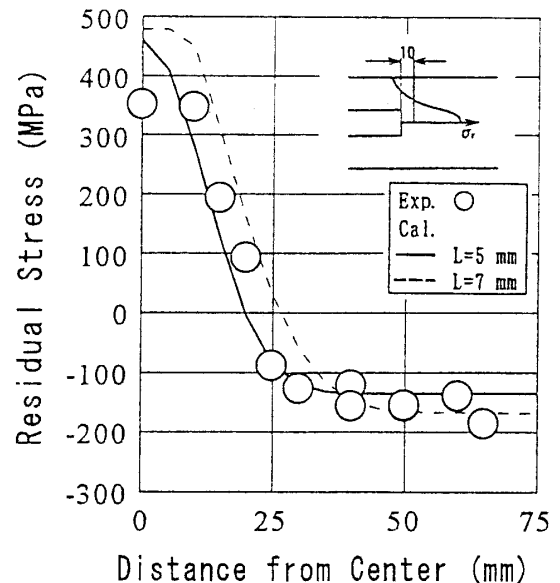


Fig. 17 Transverse distribution of residual stress (II/151 specimen).

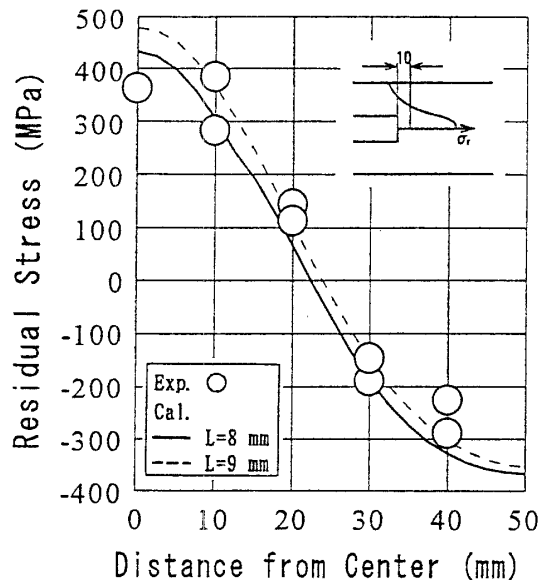


Fig. 16 Transverse distribution of residual stress (II/102 specimen).

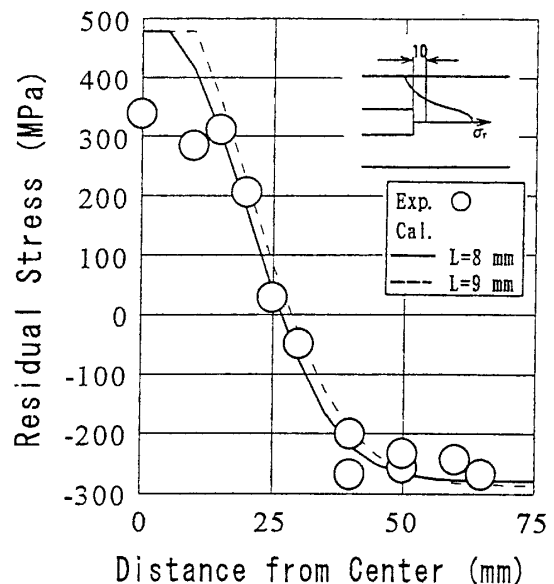


Fig. 18 Transverse distribution of residual stress (II/152 specimen).

横すみ肉溶接の溶接線垂直方向残留応力が,

$$\sigma_r/\sigma_Y = fn(\theta) \quad (14)$$

$$\theta = T(\sigma_Y/Q)^{1/2} \quad (15)$$

で表される<sup>2)</sup>ことがわかっている。ここに、 $\sigma_r$ は残留応力、 $\sigma_Y$ は降伏応力、 $fn(\theta)$ は $\theta$ の何らかの関数であることを示している(荷重非伝達すみ肉溶接十字継手の止端部については Fig. 21 の実線となる)。 $\theta$ は板厚  $T$ 、降伏応力  $\sigma_Y$  および入熱量  $Q$  からなる無次元量である。角回し溶接継手についても面材の板厚と入熱量の影響はこの無次元量  $\theta$  で表されると考えられる。また、前述の面材の幅と入熱量の影響については、(15)式に習って、無次元量

$$\rho = W(\sigma_Y/Q)^{1/2} \quad (16)$$

で整理、評価する。ここに  $W$  は面材の幅である。

降伏応力 478 MPa として縦リブ十字継手の止端部の残留応力を無次元量  $\rho$  で整理すると Fig. 19 となる。図中○と実線で示したものは面材と縦リブの板厚が等しい場合 ( $\theta=0.160$ , I シリーズに相当)、◎と一点鎖線は面材の板厚がリブの 2 倍の場合 ( $\theta=0.321$ )、●と破線は 3 倍の場合 ( $\theta=0.481$ ) である。図を見ると、 $\rho$  および  $\theta$  が大きいほど止端部の残留応力が大きくなっていることがわかる。

降伏応力を 240 MPa として計算した結果を整理すると Fig. 20 が得られる。ここに、面材と縦リブの板厚が等しい

場合(○と実線), 面材の板厚がリブの2倍の場合(◎と一点鎖線), 3倍の場合(●と破線)の $\theta$ の値は, それぞれ0.114, 0.227, 0.341である。板幅の影響を表す無次元量 $\rho$ については, これが大きくなるほど残留応力が大きい。しかし, 板厚の影響を表す無次元量 $\theta$ については $\theta=0.114$ の結果に逆転( $\theta$ が小さいのに残留応力が大きくなる)が見られる。この逆転した計算結果を見ると, 応力は板厚方向にはほぼ一様となっており, その他の場合の応力分布と様相が著しく異なった。

Fig.19の $\theta=0.321$ (◎および一点鎖線)とFig.20の $\theta=0.341$ (●および破線)の計算結果を比較すると, ほとんど差がないことがわかる。すなわち,  $\theta$ と $\rho$ が等しいと, 降伏応力などが違っていても降伏応力で無次元化した残留応力は等しくなる。

$\theta$ が0.11程度と著しく小さい場合を除くと,  $\rho$ および $\theta$ が小さいほど残留応力は小さくなる。しかし,  $\rho$ による残留応力の減少には限界がある(Fig. 19, 20 参照)。この限界値を $\theta$ で整理してFig. 21に示した。○はFig. 19(降伏応力478 MPa), ●はFig. 20(降伏応力240 MPa)に示した結果である。図中の実線は荷重非伝達横すみ肉溶接十字継手の主板(面材)側止端部の残留応力と $\theta$ の関係<sup>2)</sup>を示している。Fig. 19, 20および21を見ると, 角回し溶接継手の残留応力は同じ $\theta$ の荷重非伝達横すみ肉溶接十字継手の残留応力よりも大きくなるのがわかる。

以上のように, 疲労試験によく用いられる縦リブ十字継手では, 面材の板幅と板厚が小さくなるほど溶接残留応力が小さくなる。これは, 一定の溶接入熱に対して面材寸法が小さくなると, 固有応力が一様な分布に近づき, 軸方向の収縮によってこれが費やされるためである。しかし, 実構造の外板, ウェブおよび面材を含む断面を対象にすると, この面材寸法の影響は極端に小さくなる。面材の固有応力が一様になっても, ウェブ及び外板の拘束で面材の軸方向の収縮が妨げられ, 固有応力の相当部分が残留応力として有効になるからである。

## 5.2 角回し溶接長の影響

角回し溶接継手の残留応力には, 付加物(縦リブ)横の軸方向の溶接の長さが影響することが知られている<sup>6)</sup>。この影響についてFig. 22に示した。図中, ○と実線は, 実船を模擬した場合(面材断面 $16 \times 150 \text{ mm}^2$ , ウェブおよびスティフナの板厚12 mm, ウェブ深さ350 mm, ロンジスペース800 mm), ●と破線はI/152試験体を想定した場合である。脚長はともに8 mmである。

図を見ると, 付加物横の軸方向の溶接を省略すると, 残留応力は降伏応力の60~65%まで低下することがわかる。

## 6. 角回し溶接部の残留応力低減法

疲労強度向上の観点から, 角回し溶接部の残留応力の低減法に関する実験的検討<sup>6)</sup>が, 縦リブ十字継手を中心に行

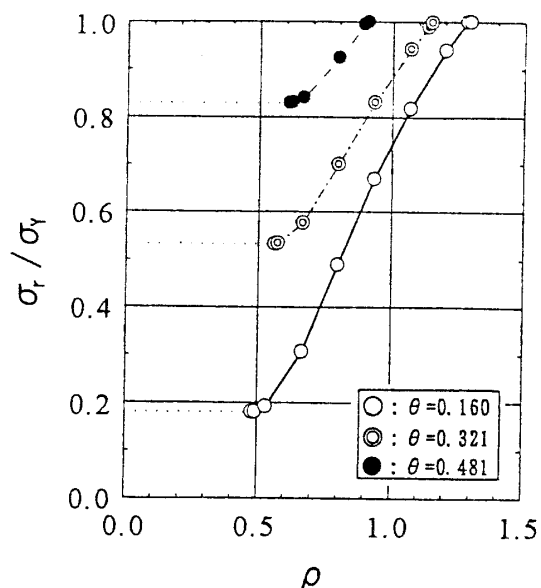


Fig. 19 Residual stress as a function of non-dimensional parameter of  $\rho$  (yield strength is 478 MPa).

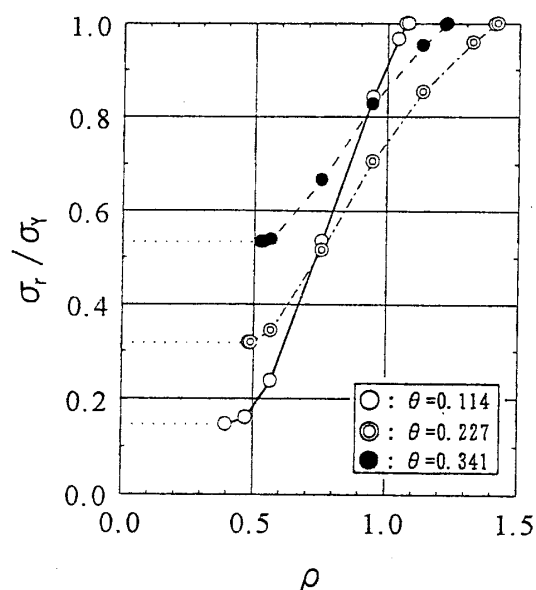


Fig. 20 Residual stress as a function of non-dimensional parameter of  $\rho$  (yield strength is 240 MPa).

われた。そこでは, 低マルテンサイト変態点材料に焦点が当てられた。しかし, 船体構造に高価な材料を用いることは実用的でなく, また, 工数の増加も極力避けたいところである。

5.章で入熱量, 降伏応力および面材の断面寸法が残留応力に影響を及ぼすことを示した。すなわち, 入熱量が大きく, 降伏応力が小さく, 面材の断面寸法が小さいほど残留応力は小さい。また, 角回しの付加物横の軸方向溶接の省略によっても残留応力が減少することも示された。



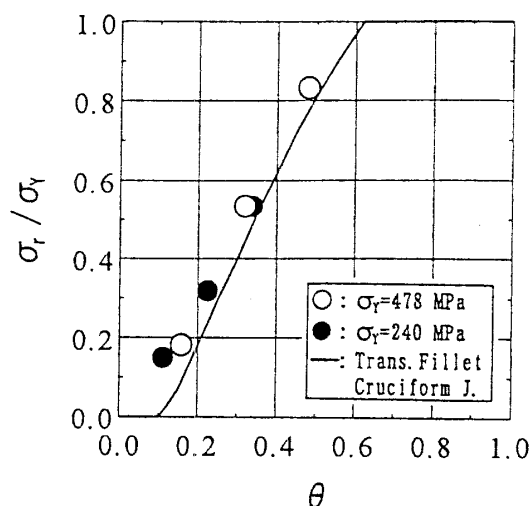


Fig. 21 Lower limit of residual stress at the toe of corner boxing as a function of non-dimensional parameter  $\theta$ , and residual stress at the toe of transverse fillet welded cruciform joint.

しかし、実構造では、入熱量はスティフナなどの板厚でその範囲が定まる。また、面材の断面寸法の影響は実構造では少ない。そこで、実際に有効な低減方法は、角回しの付加物横の軸方向の溶接の省略であると考えられる。5.2節でこの有効性を示したが、試計算の域を出ない。今後、実験的に検討してゆく必要がある。

## 7. 結 論

角回し溶接継手の残留応力について、実験的、解析的に検討し、以下の結論を得た。

- 1) 固有応力法による残留応力推定法を示し、その有効性を確認した。
- 2) 残留応力は、2つの無次元量  $\theta = T(\sigma_y/Q)^{1/2}$  および  $\rho = W(\sigma_y/Q)^{1/2}$  で整理できることを示した。ここに、 $T$  と  $W$  は面材の板厚と板幅、 $\sigma_y$  は降伏応力、 $Q$  は入熱量である。
- 3) 上述の2つの無次元量が小さいほど、すなわち、面材の断面寸法が小さいほど残留応力は小さくなる。しかし、この寸法効果には以下の限界がある。

縦リブ十字継手で寸法効果は著しいが、残留応力の下限値は無次元量  $\theta$  で定まり、この限界値は、同じ板厚、入熱量の横すみ肉十字継手の溶接線直角方向残留応力とほぼ同じ値である。

一方、面材の寸法効果は、外板、ウェブおよび面材か

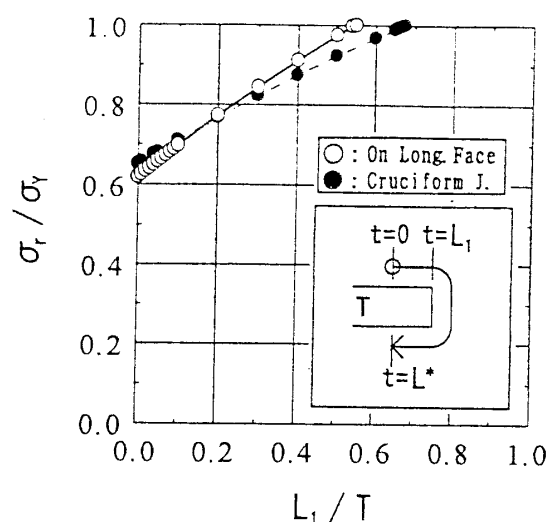


Fig. 22 Relation between residual stress at the toe of corner boxing and welding length on side line.

らなる実構造では小さい。

- 4) 縦リブ十字継手、実構造ともに、角回しの付加物横の軸方向の溶接を省略すると残留応力は小さくなる。これが現状では最も実用的な残留応力の低減法であると考えられるが、実験的検証が必要である。

なお、本研究は、日本造船研究協会「残留応力の計測法・推定法の研究」(SR 225)の一部として実施された。有益なご意見などを賜った、上田部会長ほか会員の方々に心からの謝意を表します。

## 参 考 文 献

- 1) 松岡：溶接製殻構造物の残留応力に関する一解法，日本造船学会論文集，No. 153, 1983.
- 2) 松岡他：荷重非伝達すみ肉継手の疲労強度に及ぼす板厚と入熱量の影響，日本造船学会論文集，No. 168, 1990.
- 3) 松岡：固有応力法による溶接残留応力推定，船舶技術研究所研究発表会講演集，No. 67, 1996.
- 4) White, J. D., Leggatt, R. H., Dwight, J. B.: Weld Shrinkage Prediction, BOSS' 79, 1979.
- 5) 松岡，直井：パイプ突き合わせ溶接部の固有応力分布，船舶技術研究所研究発表会講演集，No. 39, 1982.
- 6) 高強度鋼板の疲労強度向上研究部会：溶接用鋼の疲労強度向上に関する基礎検討，高強度鋼板の疲労強度向上研究部会シンポジウム，1995.