

(昭和 32 年 11 月造船協会秋季講演会に於て講演)

突合接手における残留応力分布

正員 増 淵 興 一*

Distribution of Residual Stresses in Butt-Welded Joint

By Kōichi Masubuchi, *Member*

Abstract

Experimental and theoretical studies on the distribution of residual stresses in butt-welded joint were performed in this research. The details of distribution of strain change due to welding and also that of elastic strain release occurred by cutting after welding were measured by Gunnert's apparatus for residual stress measurement. General view of specimen and measuring points are shown in Fig. 1. Experimental results are shown in Figs. 3 to 9.

Theoretical investigations upon the distribution of residual stress were also tried, and a new approximate method to calculate the distribution of residual stress was suggested. Elastic dislocation occurred by transverse shrinkage and plastic deformation locally produced around the welded zone are the two main origins of residual stresses in butt-welded joint. Distribution of residual stress due to elastic dislocation can be calculated as a problem of elasticity, however, it is very difficult to estimate the distribution of residual stresses caused by plastic deformation occurred in the region near the weld zone, as these deformations are caused by complicated change of stress during heat cycle due to welding. An attempt was, therefore, made to estimate the stress distribution due to plastic deformation locally concentrated near the weld. The method of analysis attempted in this study is quite resembled to that treated in the "boundary layer" theory in aerodynamics.

The calculated stresses were compared with experimental ones, as shown in Fig. 8, and it was proved that this theory is quite acceptable for the estimation of stress distribution in butt-welded joint.

§ 1. は し が き

溶接による残留応力はそれが脆性破壊に及ぼす影響の問題などとも関連して船体溶接における重要な問題の一つであるが、その分布状況については分っていない点が多い。これは溶接においては加熱温度が高く、温度変化が著しいため溶接中の応力変化が極めて複雑であるからであつて、現在の段階では十分な精度でこれを追跡することは解析的にも実験的にも殆ど不可能である。したがつて溶接接手の残留応力分布について溶接中の応力変化を考慮に入れて取扱つたものは極めて少く、その対象も細長い板の縁に溶接を行う [1] とか、円板の中心部を加熱する [2] などの特殊な簡易化された場合に限られている。溶接後の残留応力を測定あるいは理論的に推定するという問題も溶接部の近傍では応力が急激に変化しているため中々面倒である。すなわち残留応力の測定においては測定結果はバラつきやすく、応力分布を求めるにはかなりの労力を要する。そのため接手全体について詳しい応力分布を求めた例は少く、古くは柴田 [3]、最近では Gunnert [4] の実験をあげる程度である。しかもこれらの場合には実験結果に対し解析的検討は殆ど加えられていない。また残留応力分布を計算により推定する方法としても「溶接中に接手各部が達した最高温度と室温との温度差だけ逆に冷却したと仮定した場合の熱弾性応力は残留応力にはほぼ近いものを与える」といつた程度の近似計算法 [5] が採用されているに過ぎない。

原稿受付. 7 月 13 日

* 運輸技術研究所 溶接部

従つてある形状の接手の残留応力分布を概念的に知ることは出来るが、具体的な接手についての応力分布を求めることは困難である。

一方脆性破壊の伝播に際して残留応力によつて内部から解放される歪エネルギーを求めるなど残留応力の問題について検討を加えるためにはその前提として残留応力分布をより正確に知つておく必要がある。

本研究はかかる目的のために行つたもので、溶接による歪変化の状況を実験的に調査するとともに収縮、クイチガイ、残留応力間の相互関係を検討し、溶接残留応力の分布機構をしらべるとともに横収縮やビード上の応力分布といったいくつかの測定量から接手全体の応力分布を推定する方法を考案したのでその結果についてのべる。なお実験に際してはさきに木原博士らと共同で行つた実験〔6〕の場合と同様、スリット型の拘束接手を対象とした。

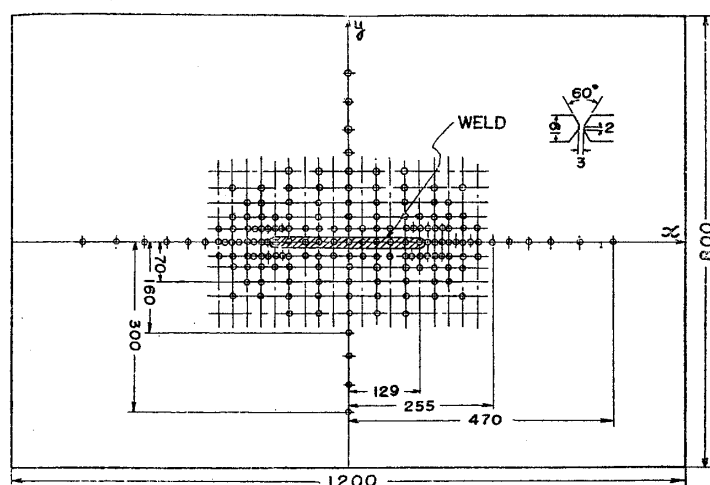


Fig. 1 General View of Specimen and Measuring Points

1200 mm の突合接手を途中で棒をつがずに溶接できるようにするため鉄粉型、4mmφ（神戸製鋼，IB-O，溶着鋼の降伏点 38～43 kg/mm²，引張強さ 44～50 kg/mm²）を用い，表裏交互に各3層ずつで溶接した。採用した溶接条件は下記の如くである。

溶接電流：160～220 A，アーク電圧：30～38 V，溶接速度：約 4 mm/sec

〔2〕溶接による歪変化ならびに残留応力の測定 Gunnert 式歪計〔4〕を用い溶接による歪変化ならびに残留応力測定を行つた。すなわち溶接前に試験片を研磨し，これに所定のポンチマークを打つておき，溶接によつて接手に生ずる歪分布を測定した。溶接による歪変化には塑性歪と弾性歪とが含まれているので，溶接後トレパンソーで切削（Fig. 2 参照）解放して弾性歪を測定し，残留応力を求めた。

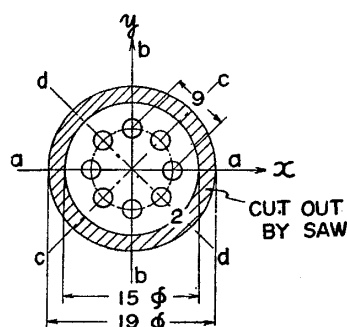


Fig. 2 Location of Gauge Holes for Gunnert Method

歪測定の方法は Fig. 2 に示す如く Gunnert 式歪計では a , b , c , d 4 方向について測定が行えるようになっているが， x , y 両軸上のみ 4 方向についての測定を行い，他は 3 方向について測定した。この場合溶接線の表面右上方（第 I 象限）では a , b , c の 3 方向をえらび，他の象限では溶接部の中心に對し上下，左右に對称であると考え第 II, IV 象限では a , b , d 方向，第 III 象限では a , b , c 方向をえらんだ。

〔3〕横収縮の測定 溶接による横収縮をコンパレータにより測定した。この場合標点距離を 47 mm と

§ 2. 実験方法

2.1 試験片の形状寸法

試験片には 1,200×800×19 mm の鋼板の中央部長手方向にスリット状の突合接手を作成したスリット型拘束試験片を用いた。使用鋼材はあらかじめ応力除去焼鈍を行つた造船用圧延鋼板（降伏点 21 kg/mm²，引張強さ 38 kg/mm²：焼鈍状態）でスリットの長さを 280 mm にえらんだ。また開先形状は角変形を少なくするため対称 X 型とした。試験片の形状，寸法は Fig. 1 に示すごとくである。

2.2 溶接および測定の要領

〔1〕溶接 溶接棒としては長さ 280

し、測定間隔は約 25 mm で 17 点について計測を行った。

§ 3. 実験結果

3.1 溶接による歪変化

溶接による歪変化を Fig. 3 に示す。ここに ϵ_a , ϵ_b , ϵ_c 或は ϵ_d は夫々 a , b , c あるいは d 方向における歪で、いずれも表裏面ならびに 4 象限のデータの平均値である。図から分るように溶接部の近傍では歪変化は大きく溶接部から遠ざかると少なくなっている。

溶接部の近傍では当然塑性変化を伴っているが、この状態を次の如くにしてしらべた。

すなわち溶接による歪変化 (ϵ_x , ϵ_y , γ_z) は次式に示す如く弾性歪 (ϵ_x' , ϵ_y' , γ_z') と塑性歪 (ϵ_x'' , ϵ_y'' , γ_z'') とから成つていると考える。

$$\epsilon_x = \epsilon_x' + \epsilon_x'', \quad \epsilon_y = \epsilon_y' + \epsilon_y'', \quad \gamma_z = \gamma_z' + \gamma_z'' \quad (1)$$

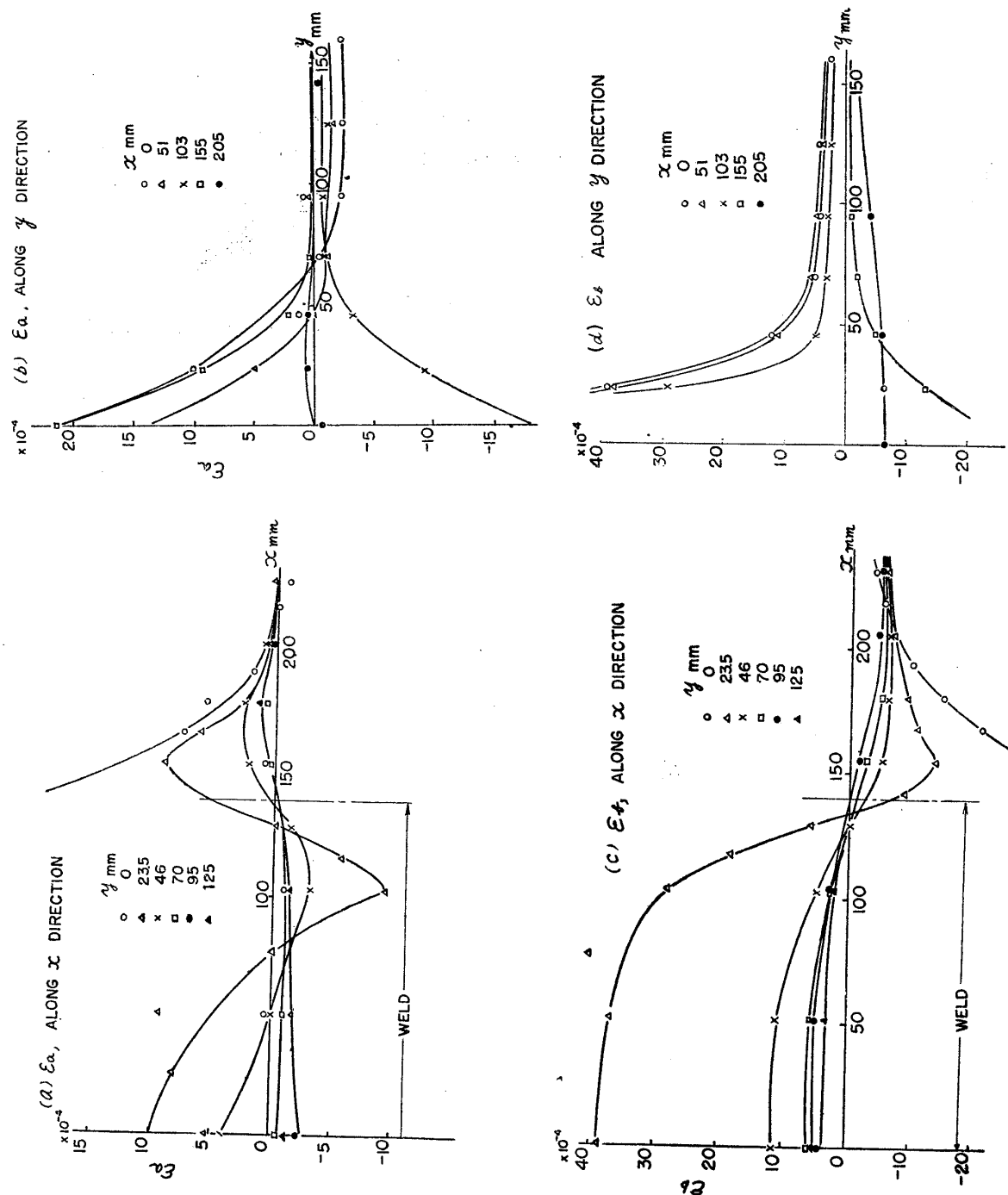


Fig. 3 Distribution of Strain Change Due to Welding

ここで溶接による残留応力 ($\sigma_x, \sigma_y, \tau_z$) と弾性歪との間には Hooke の法則が成立する。

$$\epsilon_x' = \frac{1}{E}(\sigma_x - \nu\sigma_y), \quad \epsilon_y' = \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x), \quad \gamma_z' = \frac{1}{G}\tau_z \quad (2)$$

但し,

$$E: \text{ヤング率}, \nu: \text{ポアソン比}, \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

$$E = 2.1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2, \nu = 0.3$$

また八面体剪断応力 τ_{oct} を平面応力状態の場合について求めると次の如くである。

$$\begin{aligned} \tau_{oct} &= \frac{1}{3} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_1^2 + \sigma_2^2]^{1/2} \\ &= \frac{\sqrt{2}}{3} [\sigma_x^2 - \sigma_x\sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_z^2]^{1/2} \end{aligned} \quad (3)$$

よつて降伏条件として Mises の条件を採用すれば、材料の降伏応力が σ_Y の場合降伏条件は

$$\tau_{oct} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_Y \quad (4)$$

で示され残留応力から求めた τ_{oct} が $\frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_Y$ 以上になった部分は塑性状態に入っているとみられる。

ここで実験結果では弾性歪と塑性歪とが分離されていないので、溶接による歪変化 ($\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_z$) をそのまま弾性歪であるとみなし、これより見掛けの応力を ($\bar{\sigma}_x, \bar{\sigma}_y, \bar{\tau}_z$) を計算し、見掛けの八面体剪断応力 $\bar{\tau}_{oct}$ を求め、その状況をしらべた。なおこの場合解析に当つては係数を少し変更し、 $I = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_{oct}$ を使用した。すなわち

$$\begin{aligned} I &= \frac{\sqrt{3}}{2} \bar{\tau}_{oct} \\ &= [\bar{\sigma}_x^2 - \bar{\sigma}_x\bar{\sigma}_y + \bar{\sigma}_y^2 + 3\bar{\tau}_z^2]^{1/2} \end{aligned} \quad (5)$$

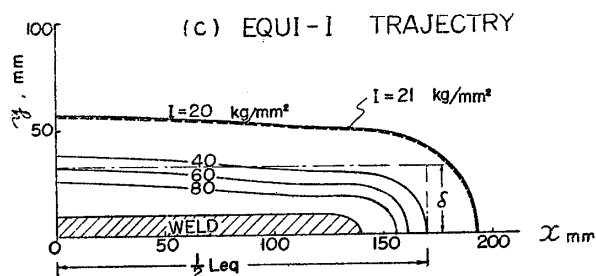
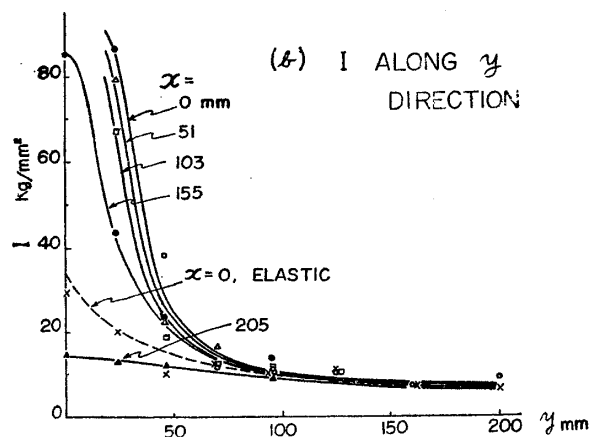
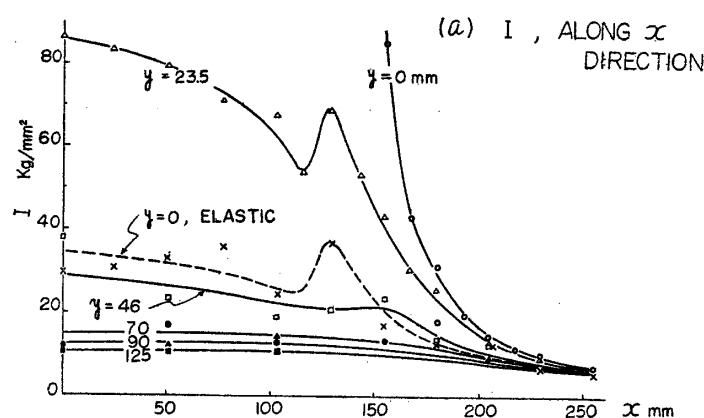


Fig. 4 Curve of Apparent Octahedral Shearing Stress Due to Welding

Note: $I = \frac{\sqrt{3}}{2} \tau_{oct}$.

定義から明らかに I は歪変化から定められる不変量でこの値が σ_Y 以上になっている部分は塑性領域と考えられる。

I の分布状況は Fig. 4 (a) (b) (c) に示す如くで、 I の値は溶接部の近傍ではかなり大きくなっている。Fig. 4 (c) には等 I 線図が描いてあるが、等 I 線の巾は溶接中央部ではあまりかわらず溶接の端部ではやや狭くなり、端部からはある長さ前方にまで及び、溶接線上に長軸を置いた扁平楕円に近い形状をしている。ただし Fig. 4 (a) から分るように溶接の端部の所では歪集中を生じ、 I の値が増加し、等 I 線も先端の所でややふくれた形をなしている。また I の値は溶接部の近づくと急激

に増加しており、塑性歪が溶接部の近くに集中していることが分る。 $\sigma_T = 21 \text{ kg/mm}^2$ とした場合の塑性領域のひろがり溶接中心から片巾約 55mm に達し、接手端部から前方へのひろがりも約 50mm であった。

この塑性領域は溶接の進行に伴って拡大することが本研究の予備実験において明らかとなっている。すなわち溶接長 204mm の場合について同様の実験を行い、 x , y 両軸上で各層溶接毎の歪変化を求めたが、 x 軸上で測定した I の値の各層毎の分布状況を示すと Fig. 5 の如くで、層数の増加とともに I の値は増大し、塑性領域のひろがっていくことが分る。

なお参考のため主応力方向を図示すると Fig. 6 の如くである

3.2 残 留 応 力

x 軸および y 軸上については溶接後トレパンソーで切削して弾性歪を測定し、残留応力を求めた。

弾性歪 (ϵ_a' , ϵ_b' , ϵ_c' , 或は ϵ_d') と溶接による歪変化 (ϵ_a , ϵ_b , ϵ_c , 或は ϵ_d) とを比較すると Fig. 7 の如くであつて塑性領域外ではこの両者は殆んど等しいが、塑性領域内では相当違った値を示しており、弾性歪は溶接による歪変化よりもその値はかなり少い。弾性歪をもとにして八面体剪断応力を求めて Fig. 4 に示すと図の破線の如く、全歪より求めたものよりも遙かに少く、 $I = \frac{\sqrt{3}}{2} \tau_{oct}$ の値は溶接線上で約 35 kg/mm^2 となつている。ここで溶着金属の降伏応力が $38 \sim 43$

kg/mm^2 であることを考えると溶接線上ではほぼ降伏状態になつていると思われる。また溶接部の近傍の塑性領域に関しては全歪に対する見掛けの八面体剪断応力は大きな値をとつているが、弾性歪から求めた実際の八面体剪断応力は小さな値を示していることを考え合わせると溶接による加熱、冷却という熱サイクルの過程において塑性変形を生じたが溶接完了後には除荷状態に入つていないのではないかとと思われる。

残留応力の分布は Fig. 8 の如くである。すなわち溶接線上の応力分布について言えば溶接線に直角方向の応力 σ_y は溶接部の中央では高い引張応力で端部に近づくとき減少するが、溶接の端部から母材側に少し入った前述の塑性領域では高い圧縮応力を示し、それより遠方では漸次減少して 0 に近づく。これは横収縮のため溶接部には引張り応力が発生し、母材にはそれに対応して圧縮応力が生ずるものと考えられる。

溶接線方向の応力 σ_x は溶接部では高い引張応力を示し、端部に行くに従つて減少する。この場合塑性領域の外側では一時圧縮となるが σ_x にくらべて速く小さな値に収斂してしまう。一方 σ_x の y 軸上での分布をしらべてみると溶接部の極く近傍では著しく高い引張応力を示すが、急激に減じて一旦圧縮応力を示し、次いで漸次 0 に近づく。これはビードの部分の縦方向の収縮が σ_x の基本原因であることを示すものである。以上のことから溶接による残留応力の基本原因としては横収縮と接手近傍の縦収縮とがあり、 σ_y は主として前者に、 σ_x はおもに後者に関連していることが概念的に言える。

3.3 横 収 縮

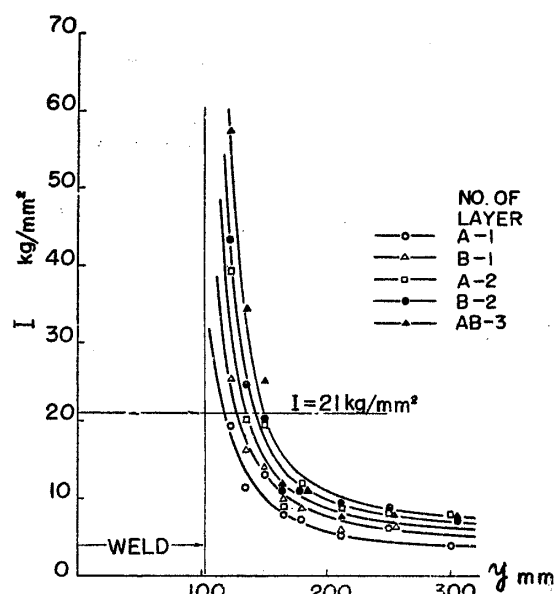


Fig. 5 Change of I During Multilayer Welding (Preliminary Test)

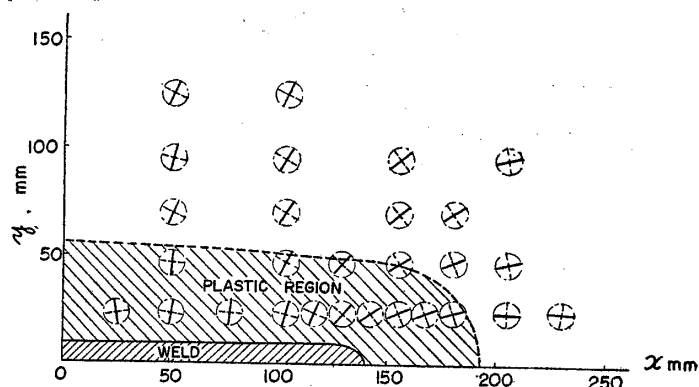


Fig. 6 Direction of Principal Axis
Note: Full line: Direction of Maximum Stress,
Broken line: Direction of minimum Stress

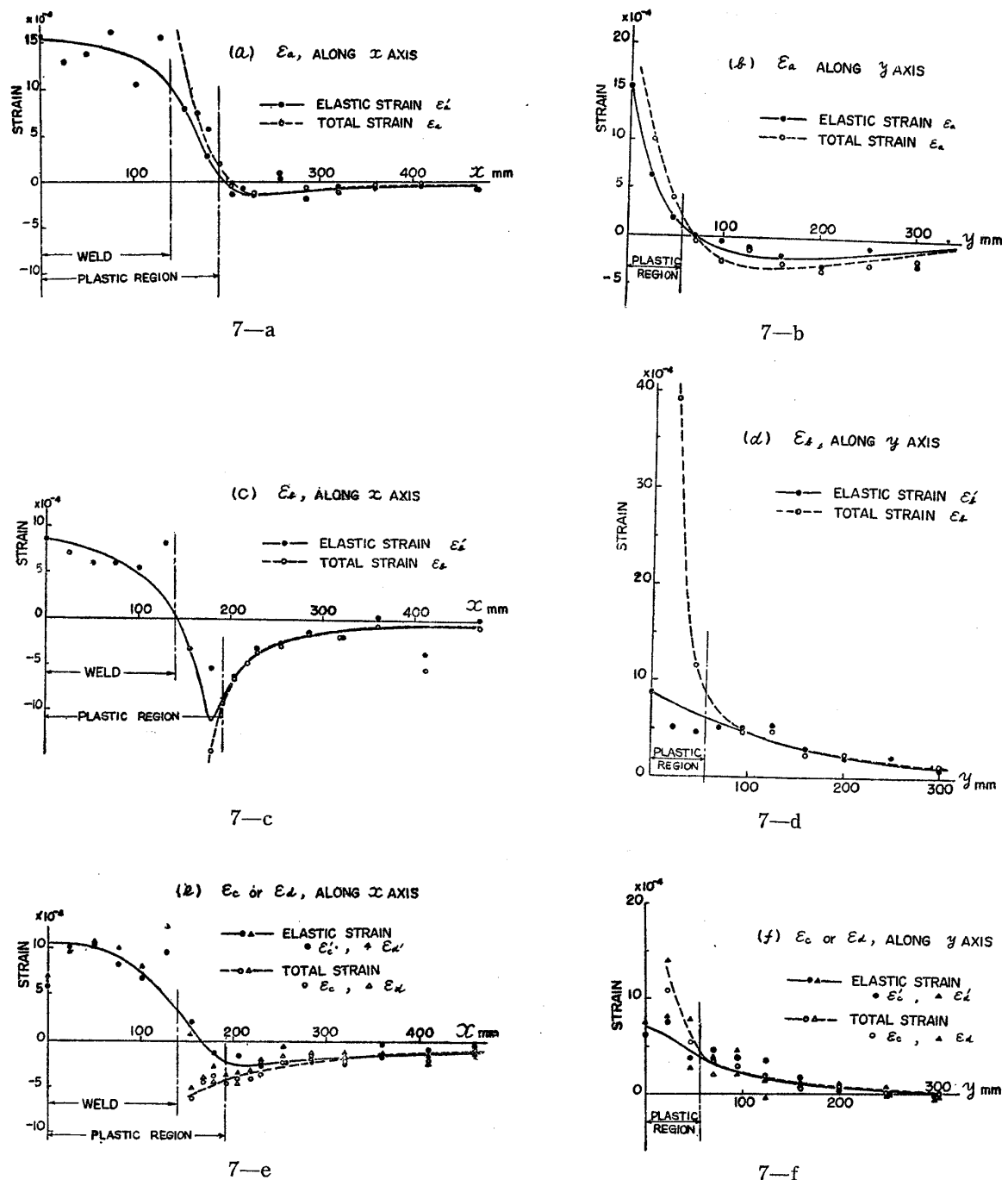


Fig. 7 Comparison Between Elastic Strain and Strain Change Due to Welding

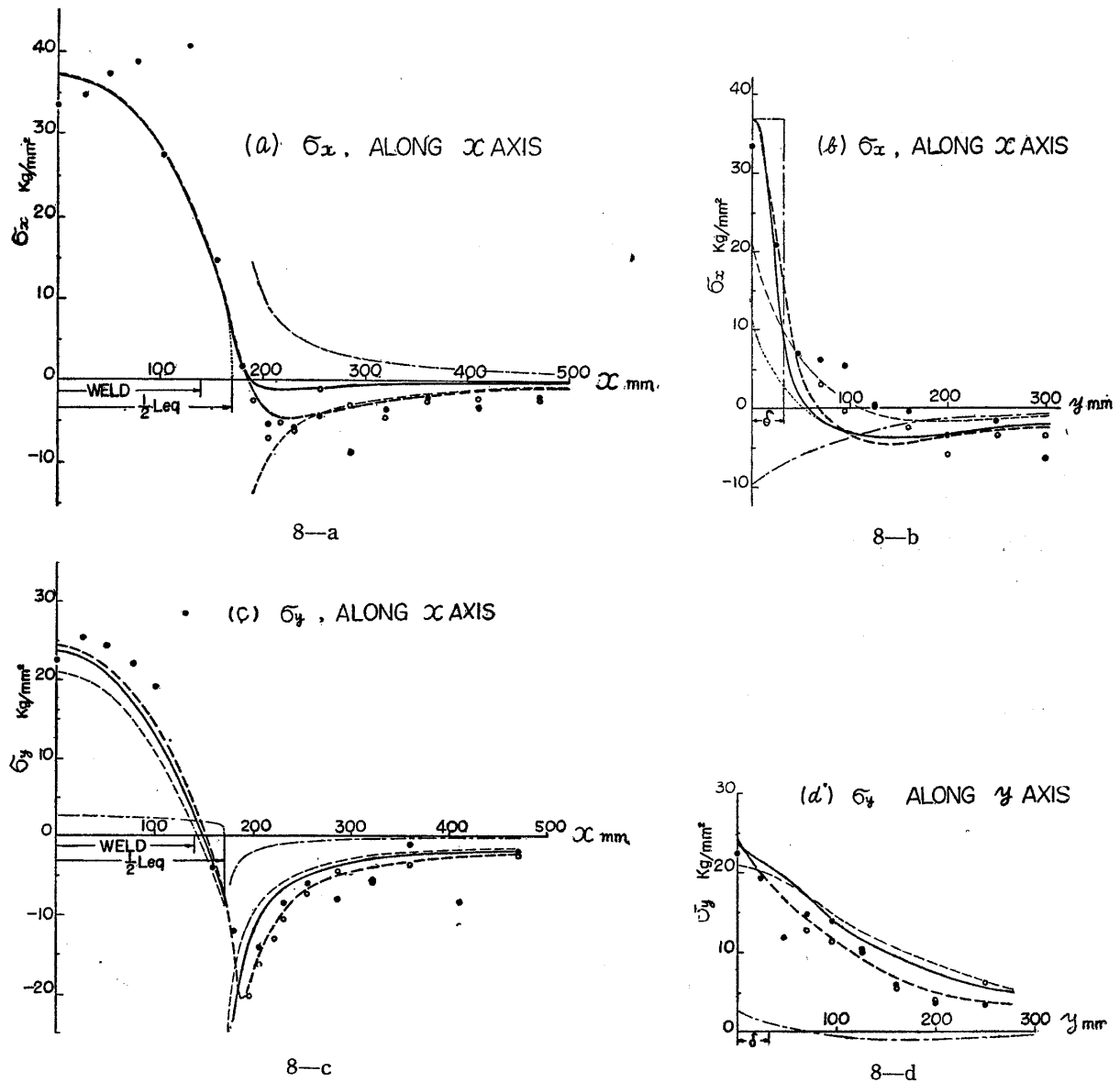
溶接による横収縮を測長機により測定したが、その結果を Fig.9 に示す。図から明らかな如く、溶接の中央では大きく両端では小さな値を示している。

§ 4. 解析および考察

4.1 残留応力分布に関する考察

溶接による歪変化ならびに残留応力分布は前述の如くであるが、これらの間の関係をしらべ残留応力分布を近似的に推定する方法について検討を行ったのでその結果について述べる。

応力分布について解析的な研究を進めるためにはまず現象を物理学的な模型におきかえる方法を考案する必要がある。これには色々な方法があろうが、残留応力分布の傾向、現象に関する考察から溶接線に直角方向の収縮と溶接線方向の収縮との2者をおもな要因と考えた。



NOTE :

- STRESS CAUSED BY DISLOCATION
- STRESS CAUSED BY LONGITUDINAL SHRINKAGE
- COMBINATION OF THE ABOVE TWO
- THEORETICAL STRESS DISTRIBUTION
- EXPERIMENTAL STRESS DISTRIBUTION
- STRESS OBTAINED FROM STRAIN RELEASE DUE TO CUTTING
- STRESS OBTAINED FROM STRAIN CHANGE DUE TO WELDING

Fig. 8 Residual Stress Distribution

溶接においては左右の接手はひきよせられ横収縮を生ずるがこれは残留応力の一つの主要な原因となる。自由接手の場合は左右の接手の剛体的相対運動は接手に応力を生じないが、横収縮が一樣でないと応力を生ずる。Fig. 10はその状況を示したもので (a) 図の如きクイチガイがあると (b) 図の如き応力を生ずる。ただしこの場合には直角方向の応力 σ_y の接手に沿つての合力 (平均値) は 0 である。一方拘束接手の場合には剛体運動に相当するクイチガイは接手に広く分布する reaction stress を生じ、高次のクイチガイは接手近傍に集中した応力を生ずる。また溶接部の σ_y の平均値は一般に引張りである。このように横収縮は溶接線に直角方向の応力と密接な関係にある。

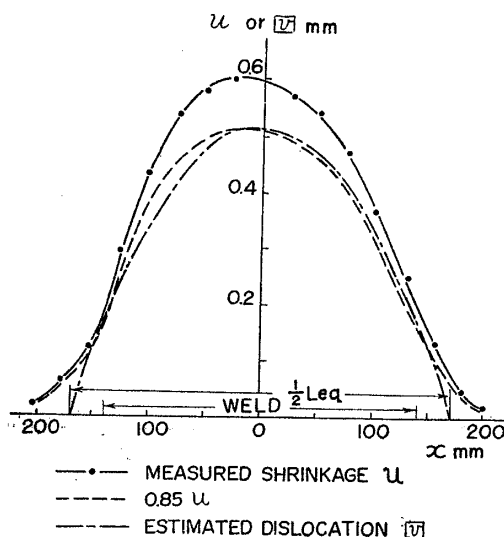


Fig. 9 Transverse Shrinkage and Dislocation

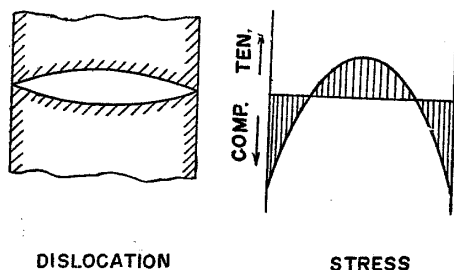


Fig. 10 Dislocation and Stress Caused by Dislocation

以上の方法により横収縮からクイチガイ、ひいては応力分布を求めることが出来る。この際のクイチガイと応力との関係を Table 1 に示す。

次に縦収縮であるが、これは溶着金属およびその近傍の塑性領域に生じている不適合度が残留応力の発生原因となつている。ただしこの場合は不適合度の分布を厳密に求めることは困難であるので、近似的にこれを推定する方法について研究を行つた。

溶接という現象の機構から考えると不適合度の分布する領域はビードを含んだある巾に限られ長手方向に細長い形状をなしている。また不適合度の分布形状は y 方向にはビード、塑性領域とかなり急激に変化していると考えられるが、溶接の長手方向にはビードの端部を除いては急激な変化はないと考えられる。これは溶接中心附近における σ_{xx} の x および y 方向の分布からも容易に推定できるところである。

この現象は航空流体力学における境界層と多くの点で類似点が認められる。すなわち翼のごく近傍には粘性を無視出来ない薄い層があり、この部分での粘性の性質の結果生じた循環が翼に揚力を生ずる原因となるわけである。そしてこの部分における速度分布は翼の長手方向にはあまり変化しないが、厚さ方向には急激な変化をしている。また粘性を考慮に入れて運動方程式を解くことは極めて困難であるので、境界層理論 [7] と呼ばれる独特の方法によつて理論解を求めている。

そこで本研究においても境界層理論と類似の立場から応力分布を推定する方法を考案した。

まず溶接部を含んだ境界領域を考え、その外部では応力は弾性的であり、内部では塑性を無視出来ないものとする。ただしこの場合系全体としての適合条件から考えて境界領域内の塑性歪は降伏点における歪にくらべてそれほど大きなものではないと考えられる。このことは Fig. 3 においてもあらわれており、溶接部の近傍においても歪量は降伏時の歪の 10 倍程度までである。そしてこの内部における塑性歪の結果生じた不適合度が外部における残留応力の原因となると考えられる。この場合内外境界での応力は剪断の形で伝達される。したがつて外部領域の応力は境界で外部に伝達する応力を与えれば理論的に求めることができる。よつて問題は境界上における

溶着金属は縦方向に収縮しこれも残留応力の大きな原因の一つをなしている。溶接線方向の応力はビード上では一般に高い引張応力を示し、溶接線からはなれると急激に変化して圧縮になることはよく知られているが、これは縦方向の応力には縦収縮がおもな原因となつていることを示すものである。なおこの場合溶接部の近傍の溶接中にかなりの高温に達し塑性歪を生じた領域に存在する不適合度もこれに複雑な影響を与える。

上述の如く接手に生ずる横収縮と、溶着金属を含めた溶接部の近傍における不適合度とが残留応力の基本的な 2 つの要素と考えられるが、これらの要素を弾性学上の境界値問題として取扱う方法につき種々検討した結果以下に述べるような方法を案出した。

先ず横収縮であるが、さきに木原博士らが行つた実験 [6] において横収縮からクイチガイを推定し、これをもとにして応力分布を計算で求めることが出来ることが分つた。その概要は下記の如くである。

1° ここに示したような拘束接手においては横収縮の大部分は弾性的クイチガイであつて大略的には横収縮の約 85% をクイチガイと考えてよい。

2° 不適合度の存在領域としては溶接端部にある塑性領域のことを考慮に入れ、端部から両方に各約 30 mm の範囲にまで不適合度が分布していると考えておく必要がある。

3° クイチガイから応力分布を推定する場合は近似的にはクイチガイを 2 次式と置いて大体差支えない。

Table 1 Stress Distribution Due to Dislocation $[\bar{v}]$ and Shearing Stress X_0

		Dislocation $[\bar{v}]$	Shearing Stress X_0
Stress Distribution	x-Axis	$\sigma_x = \frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \frac{\sin n\theta}{\sin \theta}$ $\sigma_y = \sigma_x$ $\tau_z = 0$	$\sigma_x = -\frac{3+\nu}{2} \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{\sin n\theta}{\sin \theta}$ $\sigma_y = \frac{1-\nu}{2} \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{\sin n\theta}{\sin \theta}$ $\tau_z = X_0$ $= \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{\cos n\theta}{\sin \theta}$
		$\sigma_x = -\frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \frac{e^{-n\alpha}}{\sinh \alpha}$ $\sigma_y = \sigma_x$ $\tau_z = 0$	$\sigma_x = \frac{3+\nu}{2} \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{e^{-n\alpha}}{\sinh \alpha}$ $\sigma_y = -\frac{1-\nu}{2} \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{e^{-n\alpha}}{\sinh \alpha}$ $\tau_z = 0$
	y-Axis	$\sigma_x = \frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 - \frac{n}{2} \sinh \alpha\right) n A_n$ $\times \frac{e^{-n\alpha}}{\cosh^3 \alpha} \cdot \sin \frac{n\pi}{2}$ $\sigma_y = \frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cosh 2\alpha + \frac{n}{2} \sinh 2\alpha \right\}$ $\times n A_n \frac{e^{-n\alpha}}{\cosh^3 \alpha} \cdot \sin \frac{n\pi}{2}$ $\tau_z = 0$	$\sigma_x = \frac{1+\nu}{4} \sum_{n=1}^{\infty} (n \sinh 2\alpha - 2) n B_n$ $\times \frac{e^{-n\alpha}}{\cosh^3 \alpha} \sin \frac{n\pi}{2}$ $- \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{e^{-n\alpha}}{\cosh \alpha} \sin \frac{n\pi}{2}$ $\sigma_y = -\frac{1+\nu}{4} \sum_{n=1}^{\infty} (n \sinh 2\alpha - 2 \cosh 2\alpha)$ $\times n B_n \frac{e^{-n\alpha}}{\cosh^3 \alpha} \sin \frac{n\pi}{2}$ $+ \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{e^{-n\alpha}}{\cosh \alpha} \sin \frac{n\pi}{2}$ $\tau_z = 0$
Dislocation		$[\bar{v}] = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\theta$	$[\bar{v}] = 0$

Note :

$$x\text{-Axis: } x = \frac{L}{2} \cos \theta, \quad |x| \leq \frac{L}{2}$$

$$x = \frac{L}{2} \cosh \alpha, \quad |x| > \frac{L}{2}$$

$$y\text{-Axis: } y = \frac{L}{2} \sinh \alpha$$

σ_y , τ_z と内部領域における塑性歪あるいは応力との関係をいかにして求めるかという点に帰着するが、これには次のような方法によつた。

先ず無限板の一部に巾 2δ , 長さ L なる細長い空洞があるときその内部には塑性歪が生じ、その結果残留応力を発生しているという問題を考える。

境界線上においては σ_y , τ_z は連続でなければならないが、この値を σ_{y0} および τ_{z0} とすると外部領域の応力は空洞をもつた無限板の空洞に

$$X_0 = \tau_{z0} \quad (6)$$

なる剪断力を加えた場合の応力と考えることが出来る。この場合の応力分布を Table 1 に示した。

次に内部領域についてであるが、この部分での応力解析としては境界層理論と同様の簡易化をはかる。すなわち釣合方程式において $\delta \ll L$ なる関係を利

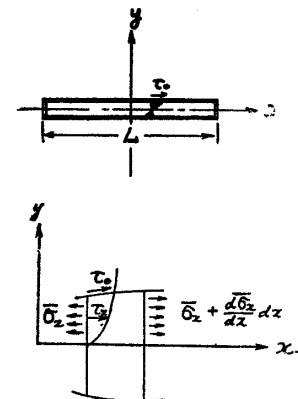


Fig. 11 Stress Distribution in Boundary Region

用すると $\partial\sigma_y/\partial y$ は $\partial\sigma_x/\partial x$, $\partial\tau_x/\partial y$ にくらべて小さく σ_y は y 方向には一定 (σ_{y0}) であると考えられる。また σ_x については境界層内での変化はあまり問題とせずその y 方向の平均値 $\bar{\sigma}_x$ のみを問題にすると、応力の釣合方程式は次のように簡易化される。

$$\frac{d\bar{\sigma}_x}{dx} \cdot dx \cdot \delta + X_0 dx = 0 \quad (7)$$

すなわち

$$X_0 = -\delta \cdot \frac{d\bar{\sigma}_x}{dx} \quad (8)$$

したがって境界内での $\bar{\sigma}_x$ の分布が与えられれば境界での剪断力 X_0 が分り、これをもとにして外部における応力分布を求めることが出来る。なお上式を積分すると

$$\bar{\sigma}_x = -\frac{1}{\delta} \int_{-L/2}^x \tau_0(x') dx' + \sigma_{-L/2} \quad (9)$$

したがって τ_0 の分布が Table 1 の X_0 の如くであれば $\bar{\sigma}_x$ 次式であらわされる。

$$\bar{\sigma}_x = \frac{L}{2\delta} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \sin n\theta \quad (10)$$

残留応力は以上の塑性歪によるものと、上述したクイチガイによるものとの両者を考える必要がある。上記の X_0 による項はクイチガイを生じないから、この両者を考えるとビード上の応力は次式で与えられる。

$$\bar{\sigma}_x = \frac{L}{2\delta} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \sin n\theta \quad (11)$$

$$\sigma_y = \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{E}{2L} A_n + \frac{1+\nu}{2} B_n \right) n \frac{\sin n\theta}{\sin \theta} \quad (12)$$

また溶接部でのクイチガイおよび境界線上の剪断力は次式となる。

$$[v] = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\theta \quad (13)$$

$$\tau_0 = \sum_{n=1}^{\infty} n B_n \frac{\cos n\theta}{\sin \theta} \quad (14)$$

これらの式から分るように解は2つの系統の係数 A_n , B_n によつて与えられており、 A_n はクイチガイ、 B_n はビード上の応力 σ_x の分布から決定される。一方クイチガイと収縮との間には一定の関係があるから、結局ビード上の σ_x の分布と収縮とが分れば接手の応力分布を近似的に求めることが可能である。塑性領域外の応力は(13)で与えられるクイチガイがあり、(14)で与えられる剪断力がある場合の両者の応力を加えたものに等しい。このような考え方に基いて実験結果の解析を行つたのでこの結果を以下にのべる。

4.2 実験結果に対する解析

実験結果の解析に際しての要点は係数 A_n , B_n を決定することであるが、それには δ , L を決定することが問題である。

先ずクイチガイに関しては以前に行つた実験の結果に準じ、収縮の約85%をクイチガイと考え、溶接長よりも60mm長いものを見掛けの溶接長 L_{eq} とし、クイチガイは溶接の中心に関して前後方向に对称でその形状は2次式であらわされるものと想定した。これはクイチガイが次式であらわされることを意味する。

$$[v] = A_1 \sin \theta + A_3 \sin 3\theta \quad (15)$$

但し、

$$x = \frac{L_{eq}}{2} \cos \theta$$

$$L_{eq} = L + 60, \quad \text{mm}$$

L : 溶接長

この場合見掛けの溶接長を如何に選定すべきかという点には問題がある。Fig. 4の結果から分るように塑性領域は溶接の端部から約50mmに及んでいるが、応力分布の計算において、 L_{eq} のすぐ母材側の所では高い圧縮応力を生ずることを考えて、延長量を取敢えず30mmとした。これはFig. 4(c)に示すごとく $I=40 \text{ kg/mm}^2$ のところにはほぼ相当する

次に縦収縮の項であるが、見掛けの溶接長としてはクイチガイの場合と同じ値をとつた。また境界層の半巾 δ は次のように定めた。溶接による塑性領域はビード中心より約55mmに達しているが、 δ はこれより小さな値にえらばなければならない。さらに理論計算においてはビード中心から δ までの間はビード上と等しい高い

残留応力が生じているものと想定していることを考えると塑性領域より相当小さい値にえらぶことが適切である。そこでここでは $\delta=32\text{ mm}$ と定めた。これは Fig. 4 (c) において L_{eq} と δ とで定められる矩形 (図の鎖線) が $I=40\text{ kg/mm}^2$ に相当する曲線とほぼ面積が等しいといったことを考慮して定めたものである。

ビード上の σ_x から係数 B_n を求めるに当つてはクイチガイの場合と同様前後に对称で σ_x の分布が2次曲線で与えられるものとした。また L_{eq} の両端においては σ_x は0であると想定した。よつて σ_x と B_n との関係は次式で示される。

$$\sigma_x = \frac{L_{eq}}{2\delta} (B_1 \sin \theta + B_3 \sin 3\theta) \quad (16)$$

このようにして係数を定め、次の値をえた。

$$\begin{aligned} A_1 &= 0.434, & A_3 &= -0.081 \text{ (単位: mm)} \\ B_1 &= 6.75, & B_3 &= -0.21 \text{ (単位: kg/mm}^2\text{)} \end{aligned}$$

また計算で求めた応力分布を実験結果と比較すると Fig. 8 の如くである。図においてはクイチガイによる応力および縦収縮による応力を夫々細い破線および鎖線で示し、これを合成した理論値を太い実線であらわしたが、両者を合成した応力は実験値とかなりよく一致している。この場合 σ_x の y 方向の分布を考えるに当つては境界層の内部と外部とで応力に不連続が出来、また境界層内部で応力が全く一様であると考えるのは多少無理があるので適当に fair な形に修正した。これらの結果をみても分るように σ_y に関してはクイチガイが主要な役割を演じ、縦収縮はこれに対する補正項となつている。 σ_x に関しては縦収縮が主要因となつているが、クイチガイによる成分を考慮しないと実験値に近い値が得られない。

§ 5. 結

拘束突合接手について溶接による歪変化ならびに残留応力の分布状況を詳細に測定して、これらの分布の状況を明らかにするとともに、収縮、クイチガイの計測を行い、二三の与えられた量から接手全体の応力分布の傾向を推定する方法を求めた。

実験の結果明らかな如く、溶接による残留応力は横収縮に基く弾性的クイチガイと、溶着金属を含めた溶接部近傍の塑性歪にもとづく不適合度とが主要因となつている。弾性的なクイチガイによる応力は簡単に計算することが出来る。溶接部附近に集中した不適合度にもとづく応力分布の解析には未解決のところが多いが、境界層理論と類似の方法により、ビード上の平均応力をもとにして境界層の外部に伝達される応力を近似的に推定する方法を考案し、実験結果との比較を行つて、このような近似がほぼ満足すべき結果をうることを確めた。

本研究においては境界層附近の応力解析などに未解決の点が多々あるが、このような方法を採用することによつてややもすれば実験値のバラつきやすい残留応力の分布をより精確に推定することが出来るものと考えられる。

§ 6. あ と が き

本研究は木原教授 (東京大学) の指導の下に行われたものであつて、ここに同教授の御懇篤なる御指導に厚く感謝する次第である。理論的な考察を行うに当つては森口教授 (東京大学) から詳細に亘つて指導をうけた。運輸技研市川溶接部長からは好意ある援助賜わり、実験の実施に当つては小椋陽 (運研)、矢田敏夫 (石川島重工)、榎本圭助 (東大)、横見敏雄 (東大) ら諸氏の協力をえた。また本研究の予備実験に当つては井口常雄博士の御好意により大庭諄三 (明大)、宇宿香 (明大) 氏らの協力をうる事が出来た。ここにこれら各位に厚く感謝の意を表するものである。

参 考 文 献

- 1) N. S. Boulton & H. E. Lance Martin : Proc. I. M. E. Vol. 133, 1936, pp. 295~339
- 2) 渡辺正紀・佐藤邦彦 : 造船協会論文集, 第 86 号, pp. 185~197.
- 3) 柴田晴彦 : 日本学術振興会, 学術部第 4 小委員会報告, XXI, 1939.
- 4) R. Gunnert : Residual Welding Stresses, Almqvist & Wiksell, Stockholm, 1955, pp. 1~135.
- 5) 例えば, G. Grüning : Stahlbau, 7, 1934, pp. 110~112.
- 6) 木原博・松山泰・増淵興一・小椋陽 : 造船協会論文集 第 98, 99, 100 号.
- 7) 例えば, W. F. Durand : Aerodynamic Theory, 1935.