(昭和 37 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

船体構造における突合せ溶接継手の拘束と 残留応力に関する研究 (第 4 報)

—— 大型油槽船のブロック継手の拘束に関する検討 ——

正員 武藤昌太郎* 正員 栗田 剛利*
正員 栗原 幸雄*

On the Study of Restraint and Residual Stress
due to Welding on Erecting Butt Joint of Ship's Hull
(Report No.4)

—Investigation about the restraint—

By Masataro Muto, *Member* Takatoshi Kurita, *Member*
and Yukio Kurihara, *Member*

Summary

In Report No. 3, we showed that there was no remarkable difference between the reaction stress in way of master butt, which concerns with residual stress and intensity of restraint, and reaction stress in common butt, from the actual ship experiment on oil tanker "Andros Tanker", 41,000 D.W. This result seems to be unnatural, because it is considered that the condition of restraint to common block butt and master butt are obviously different. To solve this problem, further experiment was carried out on the other ship of 73,000 D.W. oil tanker.

First, the mechanical force was applied to upper deck block twice, firstly as erected and lastly before welding, in order to observe the block behaviour. This experiment was conducted to find the fundamental relationship between the displacement of block and the external force. Next, we compared thus obtained actual result with a presumed curve which can be drawn by considering the ideal case in which there exist no other than block friction.

Through the above experiment, in actual ship, it is found as follows :

- (1) The outer force which is sufficient to keep the newly erected block moving increases slowly until the block butts contact, and after rapidly. It should be pointed out, however, that the displacement of block is taken place by considerably smaller force than that expected in consideration of elastic deformation of block. It is considered that this fact is due to the dislocation or destruction of root face at the block butt.
- (2) Comparing the displacement of block at common block butt with at master butt, rigid block motion takes place at the former, while it does not at the latter.
- (3) The difference of reaction stress between common block butt and master butt is less than 2 kg/mm² which agrees with the result in Report No. 3. It follows from the above that

原稿受付 昭和 36 年 12 月 19 日

* 三菱日本重工横浜造船所

it is not the rigid body motion of block that govern the residual stress, but the degree of the self-restraint of weld in connection with thermal effected zone.

- (4) Thus, it is concluded that master butt under the Method of Erection Started Simultaneously at Several Locations, as is used in this ship yard may be treated quite in the same way as in the case of common block butt, provided that master butt weld properly carried out, for example adopting the method of simultaneous weld by many welders.

1 緒 言

第3報⁽¹⁾において実船のブロックはその継手の溶接により剛体的移動と非剛体的変形をし、この組み合わせによる拘束を受けるのであろうと推定したが、本実験においてはこの状態がどのようになっているかを検討してみる。

実船のブロックが溶接される場合は次のような拘束が存在する。まずブロック自体の重量がある。大型油槽船ではこれが 40 ton~50 ton に達するが、この重量により他のブロックとの間には摩擦抵抗がある。またそれらの内部構造同志間には当りによる抵抗がある。

さらにブロックの溶接を行なう前には変形防止等のために他のブロックとの仮付けが行なわれる。また、多点建造のマスターバットにおいては第3報に述べたごとく、一部溶接が完了している大きな mass 同志の結合が行なわれていることになる。このように実船のブロック継手が受ける拘束は、種々な拘束試験材とは異なり複雑なもので、これを解明するためには実船の実験が必要となるものである。本実験においては実船の拘束を解析するために、単にブロックを搭載したままの状態および一般ブロックバットと一部溶接が完了しているマスターバットの溶接前の状態で機械的外力を加えてブロックの移動状況を計測し剛体的移動の有無、拘束の構成の状況を解明しようとするものである。

2 ブロックバットの概要

2.1 船体主要寸法

L (P. P.) 239.00 m B (MLD.) 34.60 m D (MLD.) 18.75 m d 13.90 m
D. W. 73.000 ton

2.2 ブロックバットの位置

Fig. 1 に計測したブロックを示す。ブロックバットの内マスターバットは F. 113³/₄ の C ブロックと E ブロ

Fig. 1 上甲板におけ計測ブロック

Fig. 2 開先形状

ックの継手および F. 117³/₄ の D ブロックの船首側であり、一般のバットの継手の計測は A. B. C ブロックの船尾側において行なわれた。

2.3 ブロックバットの開先形状

開先形は Fig. 2 に示すごとく 50°V 開先で船外表開先である。

2.4 実験施行時の四周の状況

これら測定個所の近傍の上甲板の構造は Fig. 3 に示すごとくであり、

引張り力を与える計測実験は下記のごとく搭載のままの状態および溶接開始直前の2つの状態において行なった。

(1) 搭載のままの状態——搭載したままの状態ではバットには変形防止用の治具はついておらずどこも仮付けも行なわれていない。longi. 材や deck trans. 等の骨はほとんど当りがなく、継手は平均 2~3mm 程度の間隙があつた。

(2) 溶接開始直前の状態——搭載のままの状態から Fig. 3 に示すような溶接のための位置決めおよび仮付けを行なった状態である。マスター・バットを除く一般のブロックバットでは、同種の相隣り合うブロック相互が同一平面内で相対的に

Fig. 3 上甲板構造詳細

Fig. 4 タンク内部の詳細およびストロングバック

Fig. 5 一般の上甲板ブロックバットの溶接前の状況

移動可能な状態において、ただ角形変を防止するために上甲板上面に floating strong back を用いた。Fig. 4 にブロックバット付近のタンク内の詳細および Fig. 5 には一般の上甲板のブロックバットの溶接前の四周の状況を示す。外板バット、外板と隔壁との取合および隔壁同志の取合溶接はすでに完了している。

いま、該当するブロックバットを AB としてこれにより I と II のブロックを継ぐ場合、後に搭載したブロック II と外板のブロック IV とは全く縁が切れており、I と III の取り合は建造方向に進んできた穴明け、ボルト締め付けがかなりされている状態であるが、進行の程度は必ずしも一定ではない。

またブロックバット溶接においては、横隔壁 V と上甲板 II とは仮付けのままの状態である。マスターバットの場合は、そのバットの反対側の突合せ溶接は両ブロック共溶接を完了しているが、外板との取り合は未完でその他は一般ブロックバットと同様である。なお本ブロックバットの計測後の溶接は表面を 3 名で 4 時間で、裏面はガウジング後 2 名の溶接工で約 7 時間で仕上げた。その他の溶接条件は大体次に示すごとくである。

溶接棒：T 社イルミナイト系 (D 4501) 5φ, 6φ

K 社鉄粉高酸化鉄系 (D 4330) 6φ

溶着法：飛び石ブロック法、溶接電流：180 A~380 A

3 計 測 要 領

Fig. 6 外力伝達装置

ブロックバットに引き寄せ外力を加えてこれに応ずる開先間隙の変化を dial gauge にて計算し、同時に deck 上の歪を contact strain gauge にて計測した。測定は気温の影響を避けるため全部深夜に行なつた。測定月日 昭和36年2月1日～2月15日、測定時気温 約 1°C ～ 5°C 。Fig. 6 は oil jack による外力伝達装置を示す。Fig. 7 は計測点および oil jack の配置を示すもので、oil jack は 200 ton 能力のものを2台装着した。oil pressure と外力とは実験前に調整しておいて、実験時の gauge 外力は jack の pressure gauge から求めたものである。ブロックの移動を計る dial gauge は継手を中心として標点間 100 mm とし、この内の移動量をもつてブロックの移動量とし3か所の計測点の移動量の平均値をとつた。また、deck plate 各部の歪を測定するのに使用した contact strain gauge の標点間距離は 100 mm である。

Fig. 7 計測点および oil jack の配置

4 計 測 結 果

Fig. 8 ブロック搭載状態における開先の移動量

Fig. 8 はブロックを搭載したままの状態では3個のブロックの外力と移動量の関係を示している。いずれの場合でも 10 ton～20 ton の力により剛体的移動が生じているようである。しかし外力に対する開先間隙の変化の状況は様な値を示していない。Fig. 9 および Fig. 10 には溶接開始直前の状態における一般ブロックバットおよびマスターバットの外力と移動量の関係を示している。Fig. 8 の単にブロックを搭載したままの状態に比べて曲線の傾斜は急になつてはいるが、この実験の外力では目立つた限界現象は現れていない。

Fig. 11 および Fig. 12 は各状態において外力を加えた場合のブロックの各点の歪を示している。なお溶接後の歪の状況も示してある。一般ブロックでは継手に近い部分を除いては、機械的に引き寄せた場合と溶接後の歪の状況はほとんど変化がないが、マスターバットのブロックでは継手に近い部分を除いて比較すると、溶接後

の方が若干歪が増大している。なお、継手に近い1m以内では溶接後の歪はいずれも大きな値を示している。

5 考 察

ブロックを単に搭載したままの状態および溶接直前の状態でブロックの継手部に外力を加えて拘束度の計測を行なつたが、そのおのおの場合を考察してみる。

(1) ブロックを搭載した状態——本実験はすでに搭載された上甲板が、一端は溶接が完了し他端は自由な状態にあるときに、これに隣るブロックが単に搭載のままの状態におかれ、それらのブロックバット間に外力を加えるものである。この状態をまず模型的に考察するために、外力に対して抵抗するのは初期段階では摩擦力のみで後期においては開先のルート部の当りのみであり、deck trans. 等の骨部材による他ブロックからの抵抗はないものとする。この場合ブロックが剛体移動を開始する前の状態では外力が加わったときにブロックは弾性変形をするが、摩擦抵抗がブロック全長にわたつて分布しているとすれば、小さい外力に対しては弾

Fig. 9 一般ブロックバットの開先移動量

Fig. 10 マスターバットの開先移動量

(備考) 計測点は(Fig.7)参照

Fig. 11 塔載状態のままの荷重に依る各点の歪

(備考) 計測点は(Fig.7)参照

Fig. 12 溶接直前および溶接後の各点の歪

性変形する範囲は小さく、外力が漸増するに従つて弾性変形の範囲は漸増し、ついにはブロック全長に及ぶことになる。

ブロック横方向の歪の変化は極めて小さく省略し得るとすればこの弾性変化量は次の式で与えられる。

$$\Delta S = \frac{F(1-\nu^2)}{E} \frac{2l}{tB} \quad (1)$$

ここに F : 外力 E : ヤング率 ν : ポアソン比 l : 1個のブロックの弾性変形している長さ
 B : ブロックの幅 t : ブロックの板厚

Fig. 13 外力と開先移動の関係
を示す模型図

t と B とはブロックの形により決まるものであり、 l は上述の如く摩擦と外力の関係により決まるものである、 l がブロック全長になった場合の(1)式の ΔS と F の関係を図示すれば Fig. 13 の O-S 線の関係になる。次に外力が摩擦抵抗に打ち勝つとブロックは剛体的移動を始める。この場合、動摩擦力は静摩擦力より小さいから A_1 を静摩擦力とすると A_1 より低い動摩擦力 A_2 に下つてブロックの移動は A_2B のごとく水平線に表われることになるこの状態が続いてついに開先ルート間隙が 0 となると開先同志が当つて抵抗することになる。

この状態で開先の当りが完全であり、開先のルートのくい違いも生じないし開先の先端の塑性変形も生じないとする。その場合、本実験での外力の伝達方法はブロックパットに近接した範囲であ

るから、弾性変形する範囲の長さもほとんどこの伝達範囲に限られるので距離は短い。すなわち(1)式において l は極端に小さくなり F に対する ΔS は小さなものとなる。従つてこの仮定の条件の下では外力と移動量の関係は Fig. 13 の OS 線よりも傾斜の大である BC 線になる。次に本実験で計測した場合を上記模型図の考察と比較してみる。上甲板のブロックは 40 ton であり、この静摩擦力は 10 ton 程度と推定される。これに対応する弾性変形量を求めてみよう。

まず本計測の上甲板では式の関係は次のようになる。

$$\Delta S = 3.2 \times 10^{-8} F \quad (1')$$

ただし $L=12\text{m}$ $B=9.4\text{m}$ $t=34.9\text{mm}$

$$\frac{E}{1-\nu^2} = 2.3 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \quad F : \text{外力 ton} \quad \Delta S = \text{弾性変形量 mm}$$

(1') 式で外力 10 ton に対しては $\Delta S=0.032\text{mm}$

すなわち Fig. 13 の A_1 点の外力はで 10 ton でその移動量は 0.032mm になることになる。実際の場合の Fig. 8 でこの荷重 A_1 に相当して 10 ton 程度に表われているのは block A の line 1 と line 3 であり、この内で line 1 の移動量は模型と近似しているが、他の計測は A_1 相当の外力および移動量がかなり大きな値を示している。以下にこれらの実測結果につき考察をする。

(i) O-A' (O-A'') の過程：前述のごとく剛体的移動を開始する直前に相当すると考えられるのであるが、 A_1 点の外力および移動量は弾性変形のみと仮定したものよりかなり大きい値である。これは外力を加えるのに oil jack を使用したために外力を少しずつ変化させることが不可能であつたので弾性変形から剛体的移動に移る外力を正確に得られなかつたためであると考えられる。つまり実際のブロックは外力が漸増する過程で弾性変形を生じ次に若干の当りを伴いながら剛体的移動を生じたためと推定される。この場合に剛体的移動のみと考えただけでは外力が増加していることの説明ができない。なお各計測ではこの外力を加えた状態でブロックの移動は停止していることから内部部材の当りがあることがわかる。(この状態で開先面の当りは生じていないことが観測されている)。

(ii) A'-B' (A''-B'') の過程：模型図の考察では A_2-B のごとく小さい外力で水平に移動することになるが、実測結果ではすでにこの状態で deck trans. のごとき骨構造が当り出していると推定される。また実験の際に場所によつては開先のルートの当りが認められている。これらの原因によつて、外力が漸増するに従つて移動量も増大することになり、その外力も単に摩擦力の場合より大きな値である。

(iii) B'-C' (B''-C'') の過程：この過程は開先間隙が0になつた以降の状態を示している。開先面が完全に当つていて外力伝達距離内で弾性変形する場合は Fig. 13 のB-C 線上をたどることになるが、実際はブロック全長に弾性変形するとした O-S 線よりも緩い傾斜である。これはV開先のためにたとえ当つてもくい違いが生じたり開先がつぶれたりして、ブロックが移動できた状態にあることを示している。

(2) 溶接直前の状態——この状態では溶接の変形を防止するために計測するブロックと他のブロックの内部材とがある程度仮付けされている。(1)式を変形すれば次のごとくなる。

$$\frac{F}{\Delta S} = \frac{E}{1-\nu^2} \frac{tB}{2l} \quad (2)$$

(2)式の l の値は拘束点がブロック内のどこにあるかわからないと決定できないものであつて、一般の実船のブロックでは reaction stress の分布状況からみても複雑であり簡単には推定できないものである。しかし(2)式より l の値は大きくなるに従つて外力-移動量図において曲線の傾斜は緩くなり、 l がブロックの長さに等しいとき弾性変形の場合の最大の移動量になるものである。従つて、ブロックが弾性変形状態にあるとした場合(2)式で l をブロックの全長にとつた F と ΔS の関係の曲線の傾斜よりも実測値の F と ΔS 曲線の傾斜の方が緩い場合には剛体的移動を生じていると判断することができよう。またもし実測値の傾斜が急であれば拘束点がブロック内に存在していると考えられる。

一般ブロックの荷重と移動量を示す Fig. 9 で弾性移動線と記してあるのは l をブロック全長 12m にとつた場合であり、実測の曲線の傾斜はこれより緩くなつていることから剛体的移動が生じているようであり(1')式において $F=100$ ton とすると ΔS は 0.32mm となる。一方、Fig. 9 の 100 ton に対応する平均線の移動量は 0.48mm であるから、0.16mm 程度が一般ブロックの平均の剛体的移動量と考えることができよう。

マスターバットの外力移動量曲線の傾斜は Fig. 10 に示すように l が 12m の弾性変形量の線より急であるから、本論文の様な一部溶接を完了したマスターバットのブロックに於ては剛体的移動は起こつていないと考えて差し支えないといえよう。すなわち前述のごとくブロック内に拘束があり、 l はブロックの全長より小さな値である。

(3) 溶接による剛体的移動状況——前記により溶接直前においては機械的外力を加えた場合、一般ブロックは剛体的移動を生じ、本論文の如きマスターバットのブロックは剛体的移動を生じないことが判明した。しかし、実際の溶接においては上記の機械的外力より求められる平均拘束応力よりさらに大きな値になるものである。従つて外力が大になれば他ブロックの部材と当つていた部分の挫屈や塑性変形等の発生も予想されるので、本実験程度の機械的外力の場合と実際の溶接の場合とは状況が違つてくることがあり得る。(2)

Fig. 12 は溶接直前の状態で一般ブロックバットとマスターバットとに外力を加えた場合の各点の歪を示しているが、その差はほとんど認められない。なお、一般ブロックバットでは溶接後の歪も機械的外力を加えた場合とほとんど変化していない結果になつている。従つて一般ブロックバットは溶接によつても剛体的移動を生じていると認めることができよう。

小さい外力で剛体的移動を生じたのであるから大なる溶接による収縮力で剛体的移動が生ずることは容易に推定される。一方、マスターバットの各点の歪は一般ブロックバットの状況とは相違して溶接後はかなり増大している。つまり一般のブロックバットは機械的外力と同程度に溶接によつても剛体的移動を生じているが、マスターバットでは溶接による大きな収縮力で内部材の当り部の座屈や塑性変形を生じているとはいえ、剛体的移動は阻止されており、一般ブロックと違つたある拘束状態にあるといえよう。しかもこの歪は溶接による熱影響部を相当離れた各点においてある値を示している。従つて実船のブロックの場合、拘束の状況いかにによつてはブロックの歪の状況が相違することがあり得るといえよう。

なお、Fig. 12 に示す溶接後の歪は溶接部を離れた点では $10^{-4} \sim 5 \times 10^{-5}$ 程度であり、reaction stress にして $1 \sim 2 \text{ kg/mm}^2$ の程度である。

(4) ブロックの各々の状態における拘束度——拘束の程度をあらわすのに種々な方法が考えられるが、拘束試験体に関する従来の例では「溶接継手の全長にわたり平均 1mm のくい違いを生ずるに要する平均応力」を以つて拘束度と定義されている(2)。この定義により拘束度を本実験を行なつた引き寄せの外力を用いて各々の状態について求めてみると次のようになる。

搭載したままの状態 $0.064 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ (21 ton/mm)

ブロックバット (溶接直前)	0.69 kg/mm ² /mm (225 ton/mm)
マスターバット (溶接直前)	3.02 kg/mm ² /mm (983 ton/mm)

この結果よりマスターバットの拘束は一般ブロックバットの拘束の4.4倍程度になつている。また新三菱神戸造船所の計測結果⁽⁸⁾に比較すると、本計測のマスターバットは30倍程度の拘束度になつていることになる。^{*}さらに本実験で溶接したときの継手の平均収縮を3mmとすれば平均拘束応力が求められる。それらの値を次に示す。

ブロックバット 2.07 kg/mm²、マスターバット 9.06 kg/mm²。一方、第3報の実験においてはブロックバットおよびマスターバットに関して、溶接による残留応力および reaction stress はほとんど差のないものであつた。このことは機械的に与えた外力が実際に溶接により生ずる reaction load とは相当異なつたものであることが予想される。

(5) 溶接による残留応力におよぼす因子——ブロック継手の残留応力は溶接による収縮が容易に起きるかどうかによつて決る。従つてブロックの残留応力の程度を判定するには溶接による収縮を容易にする因子および収縮に抵抗する因子を論ずるのも1方法である。この因子には溶接施行等の溶接自体の条件があるが、これが与えられるものとすれば、それ以外の因子として次のものが考えられる。

すなわち 剛体的移動の有無、溶接の自己拘束

溶接部周辺の熱影響部 (温度上昇の影響) がある。

先ずマスターバットに溶接の第1層がなされる状況について云えば reaction stress は拘束距離に逆比例するものであり、この状況はくい違い理論による機械的外力を加える場合と同様である。

また収縮力を増加すれば reaction stress も増加するものであり Fig. 12 のマスターバットの例では機械的外力よりさらに大きい溶接の収縮力が作用した溶接終了時に歪は大きくなり reaction stress は約 12 kg/mm² 程度を示している。つまりこの溶接終了時の reaction stress の値は第1層の溶接のみに依り生じたものでなく第2層以降の溶接が重畳されて生じたものと考えられる。よつて本実験の場合マスターバットにおける第1層の溶接による reaction stress は僅かなものであると云えよう。吉田氏等の行なつた拘束距離の短い実験⁽⁵⁾に於てさえも第1層の溶接ビード上の stress は 3~7 kg/mm² であり、この場合の試験材の reaction stress は 0.4~0.9 kg/mm² 程度の僅かなものである。またこの報告には拘束距離が1m以上になつてしまえば reaction stress の変化がほとんどない結果を示している。これは1m以上では拘束距離の影響があらはれないことになるがこれもその値そのものが小さいことに原因があると云えよう。

以上のことから剛体的移動を伴う一般ブロックバットの reaction stress は問題ないものであるが、本論文の如き剛体的移動を行なわないマスターバットでも第1層の溶接による reaction stress は僅かなものであり問題となるものではないことが分る。なおくい違い理論によるブロックバットの第1層の状況を検討することは前述の如く可能であるが、実際のブロックにおいての小さな reaction stress の状況を論んずることになり意義の小さいものであると云えよう。むしろくい違い理論による算出値の大幅な相違はの場合誤つた判断に導く恐れがある。

つぎに第2層以降の溶接の状況を論ずる。この場合 reaction stress の重畳になることは前述の通りである。また溶接部周辺の熱影響の因子も考えられる。しかしこの因子は後述するように極端に短い拘束距離の場合に問題になるものであり実船の一般ブロックバットとマスターバットでは共通に作用するものである。従つてここでは第2層以降の溶接については自己拘束を論ずる。本実験のごとき実際のブロックバットの溶接にはブロック溶接法が適用されるので溶接中にはすでに溶接された下の層が拘束を与えるばかりでなく、ビードに相隣る溶接完了部も拘束となるものである。この自己拘束はブロック拘束状態のいかんにかかわらず存在するものであり収縮に抵抗する割合は相当大きいと考えられる。第3報において計測した一般ブロックバットとマスターバットとの溶接部残留応力の差は前述の reaction stress 程度の差を示している。

以上のことから一般ブロックバットもマスターバットでも溶接部の残留応力は自己拘束が主要因となつているものであり、マスターバットはこれに剛体的移動をしないことによる第1層の reaction stress 程度が加わることになると思われる。

^{*} 新三菱神戸造船所の実験⁽⁸⁾。では貨物船のブロックバットおよびリパティのマスターバットでは拘束度は 0.072~0.094 kg/mm²/mm. と報告している。

つぎに溶接部周辺の熱影響部について述べる。実船のブロックの溶接においては溶接の熱の影響を受けて温度が上昇する部分と熱の影響を受けない広範囲の部分とがある。この熱影響部の温度が上昇している部分は弾性率と降伏点は低下し、伸び率は増大するのでこの部分により溶接部は収縮を起すのが容易になる。この熱影響部の範囲は吉田氏等の実験⁽⁵⁾において最終層の溶接で 150°C 以上の範囲が 170 mm になることを示している。第 3 報⁽¹⁾の外板の歪の計測値においては 200 mm から溶接線に近づくに従って急激な歪の増加がある。さらにこの熱影響部内で塑性変形が起り応力の平衡状態を生じているのは明らかである。そしてこの平衡状態は上記 200 mm 程度に限定されず温度の上昇のないある範囲迄歪発生に影響を与えていると考えざるを得ない。国安氏等の実験⁽⁴⁾でもこの範囲は 800 mm~100 mm 迄及んでおり、第 3 報における計測でも 800 mm 程度迄歪の変化があり、それ以上離れた範囲で定常状態の歪となっており少くとも 500 mm 程度まではかなりの歪の発生がある。従つてこの歪の変化のある範囲より拘束点が短くなれば歪の分布は変化することは明らかであり、吉田氏等の実験⁽⁵⁾では拘束点が溶接線より 500 mm 以内に拘束点を短くすればビード上の残留応力および reaction stress は急激に上昇しているのもこの歪分布の変化によるものであろう。実船のブロックバットにおいてはこのような熱影響部の作用は一般ブロックバットであれマスターバットであれその影響は同じである。

以上のごとく第 2 層以降の自己拘束の状態および熱の影響部の状態は機械的外力を加える方法とは無関係であるからくい違い理論の拘束度のみを主として考えて実船の残留応力を規定するのは妥当でないと考える。要するに従来からよく知られているとおり、溶接部の自己拘束はこれを考えている点の比較的近傍の状況がその値を決定するものであるから上述したような熱影響部における温度上昇は溶接部の自己拘束度に対してかなりな影響を与えられると考えるのが妥当であろう。

さて前述の如く外的拘束の距離が極端に短い場合は吉田氏等の実験⁽⁵⁾では距離が短くなるに従つて reaction stress は増加するしビード上の残留応力は reaction stress とほぼ等しい値を示している。これは塑性歪の現象のためであるが、この挙動そのものは機械的外力を加えた場合の現象と全く同様である。従つてくい違い理論による拘束度がこのように外的拘束の距離の短い局部拘束試材の実験に良く符号することになると思われる。すなわちくい違い理論の拘束度はブロックバットの拘束を規定するには不具合であり局部拘束試験材の検討にのみ適用される。

以上の実験結果および考察より多点建造のマスターバットでは一般のバットに比べて残留応力の増加は僅かであり、多人数による同時溶接の施行、寒冷時に予熱する方法、あるいは溶接を中断を禁ずる方法等および第 1 層目における crack などについて慎重な処置を行なえば一般バットと全く同じに取扱つて差し支えないものといえよう。溶接船の衝突、火災あるいは坐礁事故の場合船体の新替えの修理工事が行なわれるが、この場合も以上の考察から施行上の懸念のないものであるといえよう。

6 結 論

以上の実験結果および考察を総合して次の如き事項を解明した。

(1) 摩擦力の抵抗と開先ルート面の当りのみが存在するとした模型図的考察を行ない、次に実船の計測結果をこれと比較した。実船の場合は静摩擦力を越えても諸部材の当りのために外力は緩やかに増加する。次いで開先ルート面の当りで外力は著しく増加する。しかし最後の段階でも外力を伝達する範囲内で弾性変形すると考えた場合よりは相当低い外力で移動が行なわれることが判明した。この原因は開先ルート面のくい違いと開先ルート面の圧壊であることを推定した。

(2) 実船の溶接直前の状態でブロックバットおよびマスターバットが外力によりいかに移動するかを比較した。この実験の考察に当つてはブロックの弾性変形量を規定して、これにより一般ブロックは剛体的移動が起こり本論文の如く一部溶接を完了しているマスターバットのブロックでは剛体的移動が生じていないことを解明した。次いでこれらに対してくい違い理論を適用して両者の比較を行なつた。その結果この様なマスターバットが一般ブロックバットの 4 倍以上の拘束を受けることを示した。

(3) 本実験の荷重は実船に機械的荷重を加えたものとしてはかなり大きいものであるが、なお実際の溶接の収縮はこれを超過するものであり、収縮によつて内部材の諸変形を生じて、この程度の機械的外力を加えた状況とは相違してくることを推定した。

(4) 溶接後の reaction stress の両者の差は 2 kg/mm^2 以内であり第 3 報の実験とほぼ一致することを示し

た。この実験結果より実船の溶接継手においては剛体的移動が溶接部の残留応力を低くする主要因ではないと結論することができる。すなわち、実船の溶接の場合は溶接部の周辺に熱影響部の温度が上昇している部分があり溶接部の収縮を容易にさせること、および溶接の自己拘束が溶接部の残留応力を規定する因子として大であることを論じた。

以上の検討により多点建造におけるマスターバットは多人数による同時溶接、第1層の crack の慎重なる処置等の適正な溶接を施行すれば、一般バットと同様に取り扱われることができるものであることがわかった。

7 後 記

本論文に対し種々有益な御指導をいただいた大阪大学渡辺正紀教授、同大谷碧教授に深甚なる謝意を表ると共に、また本実験実施に際し助言をいただいた横波造船所造船工作部吉田兎四郎氏、阿部武氏、寺本晉氏、尾上久浩氏に厚く感謝申し上げる次第です。

参 考 文 献

- (1) 武藤昌太郎, 栗田剛利, 栗原幸雄, “船体構造における突合せ継手の拘束と残留応力に関する研究 (第3報) — 多点建造におけるブロック継手の拘束度と残留応力について ” 造船協会論文集, 第107号, 1960年7月, p. 227~286。
 - (2) 佐藤邦彦 “溶接継手の拘束度および拘束応力に関する最近の研究” 溶接学会誌, 第30巻, 第4号, 1961年4月, p. 212~218。
 - (3) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 高木乙彦, 麻生文太郎 “船体ブロック溶接継手の拘束度ならびに収縮” 造船協会論文集, 第104号, 1959年1月, p. 191~200。
 - (4) 国安常雄, 鬼塚則義 “中型船マスターバット継手建造法における拘束度および残留応力について” 造船協会論文集, 第104号, 1959年, 1月, p. 275~290。
 - (5) 吉田兎四郎, 阿部 武, 尾上久浩, “船体構造における突合せ溶接継手の拘束と残留応力に関する研究” 第1報および第2報 造船協会論文集第106号 1960年1月 p. 223~227 および p. 239~247。
-