も大きく観察される傾向があろう。以上およびその他の理由により、常に計算値と実測値とが完全に一致するものとはいえないが、平均して約15%程度大きい値が総合衝撃値として知られたので、総合衝撃法の有用性も明らかになったと思われる。従来は Bond 直上にノッチ底を位置したもののについてのみ述べて来たが、Bond から若干離れた所についても同様に成立つことが知られたようである。

8 結 言

本実験により、鋼材の圧延異方性ならびに履歴が熔接部近傍の脆化領域、衝撃値分布に対して相当異なるようすを与え、また試験片の採取法によっても若干異なることが知られた。さらに総合衝撃値の示す意義ならびに値についての評価もおこなった。これらの結果から次のような結論が導かれるであろう：

- 1) 鋼板の圧延異方性は静的引張試験ではあまり明瞭に知することは困難である。
- 2) V-ノッチ・シャルピー衝撃試験により認められる圧延鋼板の異方性は完全焼鈍後もほとんど変化しない。
- 3) 熔接熱影響部最高硬度の鋼板履歴による差は極めて僅かである。

4) 衝撃試験片の採取要領が異なる時は、得られる熔接部近傍の衝撃値分布曲線の形状は異なってくる。

5) 焼鈍鋼板熔接部における熱影響最大脆化率は、圧延のまゝのものゝ熔接部における値よりも大きい。

6) 試験片採取要領の相異により、衝撃時の亀裂伝播方向が鋼板圧延方向に平行であっても、あるいは垂直であっても、求められる熱影響最大脆化率の差は僅かであり、大体同程度となる。

7) 圧延方向の差による熱影響最脆化部の位置にはほとんど差がない。

8) 実測される総合衝撃値は、通常法により求めた衝撃値分布に基づく計算値よりも0~23%、平坂して約15%程度大きい。

本実験遂行にあたり終始御指導を戴いた永井部長ならびに末光課長に深謝を捧げる次第である。

文 献

- 1) 応和：熱影響部の脆化について(第1~8報)，熔接学会誌。Vol. 23. No. 1/2 以降。
- 2) 応和：熱影響部の脆化について(第6報)，熔接学会誌。投稿済み。

造船用厚鋼板の板厚効果に関する二三の実験*

吉田俊夫** 松永和介** 寺井 清** 金谷文善**

Some Investigation for the Effect Increasing Thickness of Ship Steel Plate*

By T. Yoshida**, W. Matsunaga**, K. Terai** and F. Kanaya**

Abstract

Authors have made a study of the effect of the thicker plates urged by the need to solve the following constructional problem of 45,000 DWT ore and oil carrier which our yard is planning of build.

The construction of this ship as it is shown in the Fig. 1-Midship section, there is a large opening in the centre of upper deck. In this case, in way of supporting upper deck sectional area, there arose a question whether we shall adopt the doubling system which is usually applied to ore carrier, or boldly do away with the doubling plate and use extra thick plate instead. To be more in detail, if (a) two lines of doubling plates were passed on one side the plate thickness of upper deck would be sufficient by being 38 mm, but if (b) the doubling plates were limited to a single line then the thickness of plates requires to be 40 mm and in case of (c) no doubler the thickness must be 47 mm.

In consideration of the work in the spot, the compensation by the doubling involves a difficult job. On the other hand, in consideration of the quality of steel and its weldability it seems more undesirable as the thickness of the steel plates become larger. As far as the thickness of the plates is concerned, there is not much difference in the effect between 38 mm and 40 mm, so our consideration of the problem was focussed to which should we choose, (b) or (c).

* 原稿受付 昭和30年12月27日 (昭和30年度熔接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員 川崎重工業株式会社 Member, Kawasaki Dockyard Shipbuilding Dept., Hull Section.

The steel to be used for the purpose which came to our mind was C class steel of AB Rule, but when the thickness of steel becomes so large it is questionable whether we may obtain a suitable material that comes within the specifications of C class steel and a satisfactory joinability of the same time. So with a view to find out which possesses better joinability and the weldability for service, we made the following tests in order to make a comparative study between (b) and (c).

1. Tension Test in room temperature.
2. Standard V-Charpy Impact Test in the range of temperature -40°C to $+60^{\circ}\text{C}$.
3. Longitudinal Bead Bending Test (Kommerell Test) in the range of temperature -60°C to $+40^{\circ}\text{C}$.

From these tests we could reach to the following conclusions.

- (1) According to the static tension test of both plates, of cf. Fig. 4, the normalizing will increase both yield strength and elongation, but gives hardly any effect to the tensile strength. (cf Fig. 5)
- (2) In the V-Charpy test, cf Fig. 6, the normalizing will lower 40 ft-lb transition temperature of the steel of both plates, but there was not hardly noticeable of the effect to 15 ft-lb transition temperature. (cf Fig. 9) Generally 47 mm thick plates, in comparison with 40 mm thick plates, the notch sensitivity is somewhat larger, but the impact value in low temperature was sufficiently large when normalized. (cf Table 3 and Figs 7-13)
- (3) In the Kommerell test, cf Figs 14 and 27, both plates showed much larger bending angle than what is required under Austrian Welding Standard (cf Fig. 27). (cf Fig. 28). When low hydrogen electrode was used, the toughness of the weldments was very high, and even when the other types of electrode were used, if weldment was preheated it regained its toughness very noticeably. (cf Figs. 22-26)

1 緒 言

最近筆者らは大型商船 (45,000DWT Ore and Oil Carrier) を建造するに際し、上甲板用鋼材について後述の如き構造上の問題から、板厚 40mm と 47mm の造船用鋼材を比較する必要に迫られた。現在までのところこの範囲の板厚の鋼板が熔接船体構造に使用された例は極めて稀であってそのためこの両者の——主として熔接性という観点から眺めた——材質の比較に寄与する資料は非常に少ない。そこでこの点を調査し、かつ今後の参考に供すべく、同一チャージの鋼塊より圧延せる2種の鋼板につき一連の諸実験を行い結果をまとめたので、ここに報告する次第である。

2 実験を行った理由

さて D.W. 45,000 噸型商船 (当社第951号船) の設計に際し、問題となった諸点は次の通りである。すなわちFig.

Fig. 1 Midship section of 45,000 DWT ore and oil carrier

1 にみられる如く、上記船体構造においては上甲板の中央部に巾約10mの開口部があり、このため両舷の甲板の断面積は過大なるものが要求される結果となる。現在では板厚の増加は鋼材の使用性能を阻害するという考えから、かよ

Fig. 2 Comparison of upper deck construction with different thickness of steel plates

うな場合には doubling plate を設けて断面積を増加しているが、この doubling system は工作上非常に面倒なものであり、工期の短縮化を要求せられる現造船界の意図と相反する性質のものでもあるので、でき得ればこれの採用は廃したいというのが吾人の希望とするところである。この doubling system と板厚の関係は三者に分かれ次の条件となっている。すなわちこれらは Fig. 2 にみられる如く、

(a) doubling plate を片舷に2条通せば甲板の板厚はすべて 38mm でよいが、

(b) doubling plate を1条にすれば 40mm.

(c) no doubler とすれば 47mm となる。

この中 38mm と 40mm とでは板厚の差による影響は少ないと思われるので、従って問題の焦点は上記(b)(c)のいずれを選ぶかにある訳であり、この両者についてその材質を詳細に吟味した上、これらの差が許容範囲にあれば(c)を採用すべく本実験を行った訳である。

3 使用鋼材

使用せる鋼材は日本製鋼所室蘭製作所にて製鋼圧延せるものであるが、これの使用せる ingot はいずれも 70T 塩基性平炉に

よる同一 charge のものより鋳込み、同所の3万馬力4段式大型圧延機によりそれぞれ 2M×4M ならびに 2M×9M の寸法に分け、後者については焼準 900°C 2~3 時間を行なった。

これら鋼材の化学成分、機械的性質ならびに粒度は、

Table 1 Steel Tested

Item	Chemical composition (%)										
	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	Al	N ₂
Steel											
Ladle	.15	.62	.24	.021	.024	.10	.07	.22	tr	—	—
Check	40ar	.16	.64	.23	.019	.023	.11	.08	.21	tr	.026 .00504
	40 n	.16	.65	.23	.020	.025	.10	.09	.21	tr	.026 .00532
	47ar	.15	.64	.25	.019	.022	.10	.06	.23	tr	.023 .00504
	47 n	.16	.65	.25	.023	.024	.09	.07	.22	tr	.028 .00504

Item	Mechanical			properties			Grain size	
	Longitudinal			transvers			(a.s.t.m.)	
	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	E (%)	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	E (%)	Austenite	Ferrite
Steel								
40ar	27.4	43.9	32.0	27.0	43.6	30.7	7	7
40 n	26.6	43.4	32.0	27.3	42.2	32.0	7	8
47ar	26.4	45.0	31.0	26.0	43.9	28.2	7	7
47 n	27.7	43.3	30.7	26.5	42.7	32.0	7	8

40, 47: plate thickness in mm

ar: as rolled condition

n: normalized condition

Fig. 3 Microstructures of steels tested ×100

Table 1 に示す通りで、製作目標は ABS の C 級鋼とした。
(ABS ならびに Lloyd の両船級協会ではこの範囲の板厚
の鋼板を使用する場合、すべて焼準することを要求してい
る) なお Fig. 3 にはフェライトならびに オーステナイト
粒度測定のための顕微鏡写真を示す。

Center line Plate thickness	a	b	c	d	e
40	5	12.5	2.0	27.5	35.0
47	5	14.25	23.5	32.75	42.0

Fig. 4 Position of tension specimen and its detail

Fig. 5 Result of tension test for as rolled and normalized plates 40mm and 47mm thick (specimens were taken parallel to rolling direction)

4 引張試験について

(4.1) 引張試験片採取要領

本試験は板厚 40mm ならびに 47mm のそれぞれ圧延のまゝの状態と焼準せるものゝ各々につき行った試験片採取方向は圧延方向およびこれに直角方向の二者とし採取位置は Fig. 4 にみられるように板厚方向に 5 種とし、これにより鋼板の rim 部と core 部の差を測定した。

(4.2) 引張試験結果

試験は各シリーズごとに 3 本宛行い、これより降伏点、抗張力、降伏比、延伸率 (G.L.=200mm) を測定した。この結果を Table 2 に示す。

(4.3) 考 察

Table 2 の結果からみて板厚 40mm と 47mm の鋼板間の

Table 2 Results of Tension Test

Thickn- ess (mm)	Condis- ion	Direct- ion	Posis- ion	Yield Pt. (kg/ mm ²)	Tensile Strength (kg/ mm ²)	Yield Ratio (%)	Elonga- tion (%)
40	as rolled	longl	1	28.8	43.7	65.9	28.5
			2	27.1	44.1	61.2	28.3
			3	28.6	43.1	66.3	29.3
			4	26.6	42.3	62.8	30.7
			5	28.6	44.9	63.7	30.3
40	as rolled	trans	1	28.2	44.0	64.1	29.8
			2	26.4	42.7	61.9	29.5
			3	27.5	42.0	65.4	31.2
			4	26.6	42.5	62.4	31.0
			5	27.6	44.1	62.3	29.7
40	normal- ized	longl	1	29.4	44.4	66.8	32.3
			2	28.6	44.2	64.8	31.8
			3	28.5	44.2	64.5	33.0
			4	29.4	44.2	66.5	33.0
			5	29.0	44.5	65.2	31.8
40	normal- ized	trans	1	28.8	44.5	64.7	31.0
			2	29.3	44.2	65.8	32.7
			3	28.7	43.4	66.1	33.0
			4	29.0	43.8	66.1	32.8
			5	30.8	45.0	68.5	31.6
47	as rolled	longl	1	26.9	44.8	60.2	30.7
			2	26.7	44.7	59.8	30.7
			3	26.1	43.9	59.3	29.8
			4	26.6	44.7	59.4	30.0
			5	27.4	44.5	61.6	29.8
47	as rolled	trans	1	25.9	44.6	58.2	29.8
			2	26.5	43.9	60.2	30.5
			3	25.1	43.0	58.2	30.7
			4	26.6	44.0	60.4	29.7
			5	26.4	44.5	59.3	29.3
47	normal- ized	longl	1	30.0	45.5	66.0	30.8
			2	30.0	45.2	66.4	32.4
			3	28.5	44.3	64.4	31.5
			4	29.1	44.7	65.1	33.2
			5	27.8	43.9	62.0	32.0
47	normal- ized	trans	1	28.7	44.9	64.0	31.3
			2	30.7	44.7	68.8	31.3
			3	27.9	43.3	63.3	32.8
			4	28.7	44.1	65.1	33.0
			5	29.5	45.5	65.0	31.3

each value shows mean of three specimens

Table 3 Result of V-Charpy Impact Test

Plate thickness (mm)	Condition	Direction	Position	t_{r15} (°C)	t_{r40} (°C)	W_{-20} (kg-m/cm ²)	W_0 (kg-m/cm ²)	W_{20} (kg-m/cm ²)
40	ar	rd	1	-34	8	4.1	5.6	8.3
			2	-33	1	4.3	6.6	11.7
			3	-32	0	4.4	6.9	12.7
			4	-30	4	3.7	6.0	10.9
			5	-33	5	4.3	6.0	12.1
40	ar	trans	1	-24	24	2.8	4.3	6.3
			2	-30	13	3.9	6.4	7.8
			3	-30	12	2.8	5.4	8.5
			4	-30	9	3.4	5.3	8.1
			5	-25	29	2.8	4.1	6.1
40	n	rd	1	-33	-9	4.6	9.6	12.7
			2	-30	-3	3.5	7.6	13.1
			3	-31	-7	4.7	10.1	14.8
			4	-28	-12	4.8	9.2	14.5
			5	-26	0	4.9	7.6	11.4
40	n	trans	1	-22	16	2.9	5.0	7.8
			2	-26	2	3.8	6.7	8.4
			3	-24	4	3.1	6.0	9.1
			4	-25	13	3.1	5.2	8.0
			5	-20	18	2.6	4.7	7.5
47	ar	rd	1	-25	13	2.6	6.4	8.1
			2	-30	12	3.1	4.8	8.3
			3	-15	12	1.8	4.5	8.6
			4	-23	28	2.4	5.3	5.0
			5	-28	14	3.8	4.5	8.5
47	ar	trans	1	-23	38	2.5	3.7	4.5
			2	-18	34	1.8	5.3	4.3
			3	-14	31	1.7	3.3	5.4
			4	-19	34	2.0	4.3	5.8
			5	-26	34	2.2	3.2	5.1
47	n	rd	1	-26	-4	3.4	7.3	10.9
			2	-28	-2	4.4	7.7	13.1
			3	-22	-4	4.1	9.0	11.7
			4	-26	-1	3.0	7.4	12.5
			5	-23	9	2.9	5.7	10.4
47	n	trans	1	-20	24	2.2	4.3	6.8
			2	-23	13	3.0	4.9	7.9
			3	-20	14	2.5	4.8	7.5
			4	-22	14	2.7	5.0	8.0
			5	-18	28	2.3	3.7	5.9

40mm の場合を Fig.

7 に、また板厚 47mm

の場合を Fig. 8 に示した。これらに用いた記号中、40、

47は板厚、AR およびNはそれぞれ圧延のまゝならびに焼準せるもの、RD、TRANS、はそれぞれ採取方向が圧延方向とこれに直角の横方向であることを示す。Fig. 7 および Fig. 8 より得られた各遷移曲線から、遷移温度として吸収エネルギーが 15ft-lb ならびに 40ft-lb となるところの温度をえらび、それぞれ Tr_{15} 、 Tr_{40} としてこれらを測定した。 Tr_{15} を Ductility 遷移温度とすると、後者 Tr_{40} は Fracture 遷移温度といえよう。この他 3 温度 -20°C、0°C、+20°C における衝撃値 W_{-20} 、 W_0 、 W_{20} を測定し、 Tr_{15} 、 Tr_{40} と共に Table 3 にまとめた。Fig. 9 は Table 3 の結果より圧延方向の採取したものゝ Tr_{15} および Tr_{40} を、また Fig. 10 は圧延方向ならびにこれと直角方向に採取したのについての 0°C シャルピー値 W_0

ar: as rolled condition
n: normalized condition

rd: rolling direction

trans: transvers direction

を棒グラフにしてわかり易く示したものである。

(5.3) 考察

Fig. 9 (この図面は低温側を上、高温側を下にとってあるから棒グラフが上にあるほど、その結果は良好である。以下すべて同じ) によると全体的にいて、根厚 40 mm の鋼材は 47mm の場合に比しその遷移温度が低温側にある。この両者を圧延のまゝのものを板厚方向についてみると、板厚 40mm の方の遷移温度は rim 部と core 部で 8°C しか変わらないが、板厚 47mm の場合にはこれが 16°C となっている。特に core 部 (position ③、④) についていえば、前者の Tr_{40} では rim 部がかえって低く出ているが、後者の方は core 部に比しいちょうに高温側になっている。

焼準は全体的にいて遷移温度を下げるようであるが、

Center line Plate thickness	a	b	c	d	e
40	5.5	12.5	20	27.7	34.5
47	5.5	14.25	23.5	32.75	41.5

Fig. 6 Position of V-charp impact specimen and its detail

Fig. 7 Result of V-charp impact test for 40mm thick plates

Fig. 8 Result of V-charp impact test for 47mm thick plates

Fig. 9 Summaries of standard V-charpy tests, showing the effects of plate thickness and normalizing

Fig. 10 V-charpy impact value at 0°C for as rolled and normalized plates, 40mm thick.

この効果は Tr 15 と Tr 40 とで大分異なっている。すなわち Tr 15 の方は焼準により大抵 core と rim の差が少なくなっているものの全体としてあまり変化がないのに比し、Tr 40 の方は全体が著しく低温側に移っている。Tr 15 は Ductility 遷移温度とされており、またこの場合 Tr 40 は大抵エネルギー遷移温度に近いと考えられるから、以上よりして、焼準は Ductility 遷移温度にはあまり影響し

Fig. 11 V-charpy impact value at 20°C, 0°C and 20°C, as compared with those required under det norske veritas rule

ないが Fracture 遷移温度を下げる点で効果があるといえよう。

Fig. 10 の 0°C シャルビー衝撃値についても大体以上と同様のことがいえるようで、やはり板厚 40mm のものは 47mm より衝撃値が高く、また焼準により鋼の低温靱性は回復している。引張試験に縦横の差が小であったのに反し、この場合は横方向は若干低く、特に圧延したもののについての差が大である。

以上の如く板厚 47mm のものは 40mm の場合に比し切欠靱性の点でやや劣っているが、この程度はそう大差はないといえよう。いま仮りに切欠靱性の最低必要なるレベルの例を Det Norske Veritas 規程 (1952年、日本向け規格) によるならば、(Fig. 11 参照) 20°C における衝撃値はいずれも問題ないが、0°C および -20°C では板厚 47mm の圧延のものゝものは規格に少し足りない。

次に運輸技研ならびに日本海事協会で行われた実験資料を基にして以上の Tr 15 ならびに W_0 を判断すると次のようになる。

すなわち Fig. 12 ならびに Fig. 13 はそれぞれ船体用銅板 (板厚 1 吋以上) の V シャルビー試験において板厚に伴う Tr 15, W_0 の変化を示すものであるが、いまこれを

Fig. 12 Comparison of 15 ft-lb transition temperature of both killed and rimmed steels
(from "Notch sensitivity of ship steel plate thicker than one inch" ¹⁾ by Susuki & Shibata)

MARK	STANDARD SOCIETY	CMAK	Al	Si	Fe	REMARKS
●	RSH	LIQID	0.15	0.6	KILLED 41-50	WHERE THE MARK INCLUDES STEELS WHOSE Fe ARE
○	ASK	AS	0.25	0.6	41-49	OVER 40 KG MM ²
▼	ABC	●	0.27	0.8	42-49	THE OTHER STEELS ARE INCLUDED IN THE MARK ▼
○	ARB	●	0.31	0.9	46-54	SHIP STEELS
○	FORMER RSH (LIQID)	MA, C, 2.5	0.15	0.6	41-50	MANUFACTURED BY YAMATA STEEL WORKS
●					41-50	BOILER STEEL

Fig. 13 Comparison of V-charpy impact value of both killed and rimmed steels
(from "Notch sensitivity of ship steel plate thicker than one inch" ¹⁾ by Suzuki & Shibata)

板厚 47mm まで範囲を拡張得るものとして前述の結果を適用してみた。まず Fig. 12 において (3)', (4), の両直線にあればその板は板厚 3/4" (19mm) と同程度の切欠靱性をもつとされているが、この場合 47mm の圧延のまゝのもの以外すべてこの範囲に入っている。また Fig. 13 においては曲線 (5) の間であればやはり同様と考えられているが、この場合も同じ結果となっている。

以上を総合してみると結局圧延のまゝの状態では板厚が 40mm のものは問題はないが、47mm になると切欠靱性の点で思わしくない。しかしこれらを焼準すればいずれも良好な切欠靱性をもつといえよう。

6 縦ビード曲げ試験について

(6.1) 試験片製作要領試験片ならびに曲げ試験治具の方法はすべて1952年のオーストリア熔接規格²⁾によった。この場合の試験片の詳細はに示す。熔接棒は Fig. 4 に示す如く低水素系1種、イルミナイト系2種、タニヤ系1種合計4種類で、いずれも神戸製鋼のものを用いた。Table 5 はこれら熔接棒の熔接条件を示す。試験材には板厚 40mm, 77mm の圧延のまゝのものならびに焼準材を用い、後者については 75°C に予熱施工した場合も行った。Fig. 15 は試験片にビードを熔接している状況で、手前側の水槽は蒸気による予熱槽を示す。

(6.2) 試験結果

試験はオーストリア規格で要求されている室温 (20°C 以下) に、熔接部の低温における靱性を調べるにはアルコールと液体酸素で -60°C まで試験温度を下げた行い、それぞれの試験片の破断時

Table 4 Electrodes Used

Electrode	Type	JIS	Chemical composition of core rod (%)							Chemical composition of deposit metal (%)										Mechanical properties		
			C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	N	Y.P. kg/mm	T.S. kg/mm	E (%)
LB26		D4316	.09	.52	.01	.008	.012	.12	.04	.04	.08	1.04	.43	.013	.011	.10	.05	.05	.012	47.2	56.2	32.7
B 17		D4301	.06	.43	.01	.007	.010	.09	.04	.05	.09	.48	.07	.028	.013	.10	.04	.03	.018	44.8	50.0	26.6
B 10		D4301	.06	.47	.01	.008	.014	.09	.04	.03	.09	.38	.13	.025	.014	.09	.05	.03	.015	41.9	48.5	26.6
TB24		D4300	.07	.50	.01	.011	.012	.05	.04	.04	.08	.37	.14	.020	.014	.07	.04	.04	.014	42.9	50.0	28.7

Fig. 16 Transition curves of kommerell test for 40mm thick, as rolled plate

Fig. 17 Transition curves of kommerell test for 40mm thick, normalized plate

Fig. 18 Transition curves of kommerell test for 40mm thick, normalized plate as affect by heating at 75°C before welding

Fig. 13 Transition curves of kommerell test for 47mm thick, as rolled plate

Fig. 20 Transition curves of kommerell test for 47mm thick, normalized plate

Fig. 21 Transition curves of kommerell test for 47mm thick, normalized plate. As affected by heating at 75°C before welding

Fig. 22 Transition curves of kommerell test, showing the effect of plate thickness, normalizing and preheating (Electrode: shinko LB 26, D 4316)

Fig. 23 Transition curves of kommerell test, showing the effects of plate thickness, normalizing and preheating (Electrode: Shinko B 17, D 4301)

Fig. 24 Transition curves of kommerell test, showing the effect of plate thickness, normalizing and preheating (Electrode: Shinko B 10, D 4301)

Table 5 Welding Condition

Electrode	Weld. current (amp)	Arc voltage (volt)	Weld. speed (mm/min)
LB 26	230~240	25	145~165
B 17	235~240	25~26	170~200
B 10	235~240	25~26	170~200
Tb 24	230~235	25	175~195

Fig. 14 Bending jig for kommerell test specimen by Austrian welding standard

Fig. 15 Welding of kommerell specimens

に示す曲り角度を測定した。これらの試験材料別にえられた結果を Fig. 16~21 に示す。またこれらの結果をさらに熔接棒別に示すと Fig. 22~25 のようになる。

以上の結果において熔接部の靱性を比較する基準として、便宜上破断時の曲り角度が 90° となる時の温度 Tr90 をえらび、これを各々の場合について棒グラフで示したも

Fig. 25 Transition curves of kommerell test, showing the effects of plate thickness, normalizing and preheating (Electrode: Shinko TB 24, D 4300)

Fig. 26 Summaries of kommerell bend test (1)

Fig. 27 Bend angles required for plates of different thicknesses in the bead bend test under Austrian welding standard.

Fig. 28 Summaries of kommerell bead bend test (II)

Fig. 29 200t amsler testing machine.

Fig. 30 Bending test

のを Fig. 26 に示す。

(6.3) 考察

Fig. 26 にまとめた結果からみて明らかな如く一般に焼準すれば試験片の曲り角度は増大している。この傾向は予熱施工を行った場合さらに大となっている。板厚 40mm において 47mm の場合に比して Tr 90 は低く来ており、また低水素系熔接棒を用いた場合は他の 3 種に比して優れているが、他系統の棒でも予熱さえ行えばこれと同等、あるいはこれ以上の良好な成績を示している。

オーストリア規格では縦ビード曲げ試験の室温における曲げ角度を Fig. 27 の如く定めているが、本実験においては被断面はすべて脆性被面であったので図中の B 曲線の値をとると規格で要求せられる曲げ角度は板厚 40mm, 47mm に対しそれぞれ 35° および 30° となり、本実験ではいずれもこれに合格している。いま規格に合格するだけの曲り角度が得られるには試験温度をどこまで下げてよいかを調べたのが Fig. 28 の棒グラフである。これによるとオーストリア規格を問題にする限りではいずれの場合も充分すぎるほどの靱性を示しており、特に予熱施工を行ったものでは全く問題はないようである。

Fig. 31 Bead bend specimens after testing

7 結 論

同一チャージの鋼塊より圧延せる板厚 40mm と 47mm の ABS-C 級鋼材の熔接性を主として使用性能の点から見て次の如き結論が得られた。

(1) 板厚 40mm, 47mm 共に板厚方向の強度のばらつきは $2\text{kg}/\text{mm}^2$ 以内、延伸率は 2% 以内でこの程度ならあまり問題でない。

焼準を行うと降伏点、延伸率は共に増加しているが、引張強度の変化は見られなかった。

(2) Vシャルピー衝撃試験において板厚 47mm の鋼板は板厚 40mm の場合に比し全般的に切欠感度がやゝ大となっている。しかし最も脆化の顕著な core 部においても圧延のまゝで Tr 15 は -15°C であり、焼準すればこれが -22°C になっている。この温度は少なくとも板厚 1½ 吋程度までの鋼板の場合についていえば充分低いものであるといえる。

(3) 板厚方向の低温靱性のばらつきは板厚 40mm の場合には問題ないが 47mm では相当大である。しかし焼準によりこのばらつきは除去し得る。

(4) 焼準は Tr 40 を大きく下げるが、Tr 15 には特に脆化の甚だしい core 部以外あまり影響はないようである。このことから低温靱性は鋼材の成分ならびに圧延条件により大きく決定されるものであるから、これらの焼準以前の初期の条件が非常に大切であることがわかる。

(5) Det Norske Veritas 規格 (1952 年日本向) によりこの結果をみるならば、板厚 47mm の場合には焼準しなければ W_0 , W_{-20} の点で合格しない。他の研究¹⁾ から W_0 ならびに Tr 15 を調べると、焼準すれば板厚 40mm

はもちろん 47mm の場合でも板厚 $\frac{1}{2}$ 吋程度の圧延材級材 (ABS-C 級材) と同等の切欠靱性をもつものと考えられる。

(6) コンマレル試験においては全般に板厚 47mm のものは 40mm に比して曲げ性能が若干劣るが、オーストリア規格1952年を問題にする限り両者共に全く問題はないといつてよい。

(7) 曲げ性能を Tr 90 により判定した場合、焼準せるものは圧延のまゝの場合より若干良好となっている。また曲げ性能は熔接棒により異なり、低水素系熔接棒は他のものに比し良好な結果を示している。イルミナイト系とチタニヤ系ではあまり大差はないが、後者による結果がやや優れているようである。

(8) イルミナイト系 またはチタニヤ系でも試験片の熔接に際し予熱を施工すれば低水素系に劣らぬ結果を示している。

以上の如く試験材について調査した結果、引張試験、衝撃試験、縦ビード曲げ試験に関する限り、板厚 40mm の場合はたとえ圧延のまゝの状態でも問題はないようであ

る。たゞ板厚が 47mm になると圧延のまゝの状態では一部難点もあるが、焼準を行えば充分これを解決しうるものと考えられる。

追記

本実験を行うに当り日本製鋼所の皆様に非常な御尽力を頂いた。特に谷口課長、小田、宮野両技師の御援助に深く感謝する。

また研究に当っては神戸製鋼所熔接棒部ならびに川崎製鉄研究部からそれぞれ有益な御助力を頂き、特に川崎製鉄今井部長からは実験に先立ちいろいろ参考となる御助言を仰いだことを記し、併せて謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 熔接船体用厚鋼板 (1吋以上) の切欠靱性: 鈴木春義・柴田博幸, 運輸技術研究所報告 第2巻 第6号 p. 27~53.
- 2) New Austrian Welding Standards: Hans Melhardt Welding Journal Vol. 31 (1952) No. 7 p. 592~595.

突合わせ熔接継手の横収縮, 横曲り變形と 熔接条件との關係*

—— 熔接継手の収縮變形に関する研究 (第3報) ——

渡 辺 正 紀** 佐 藤 邦 彦**

Effect of Welding Conditions on the Transverse Distortion in Butt-Welded Joint

—Shrinkage Distortion in Welded Joints (Report 3)—

By M. Watanabe** and K. Satoh**

Abstract

From the results of our previous paper (Report 1), the transverse shrinkage S_t in butt-welded joint is given by eq. (3), where w is deposited metal per unit weld length (gr/cm), w_0 is deposited metal per unit weld length per one pass of weld (gr/cm), W is total deposited metal per unit weld length (gr/cm) (see Fig. 1), h is thickness of plate (cm) and C_1 is a constant. C_1 is proportional to $(I/\mu a)(1/\sqrt{\phi})$, where I is welding current (Amp.), μ is deposition efficiency of core, a is weight of melted core of electrode per unit current and unit time (gr/A. sec) and ϕ is diameter of electrode (mm). Transverse shrinkage of first pass of S_{t0} is given by eq. (5). $I/\mu a$ depends on the welding conditions and W/h^2 depends on the groove of butt-joint.

The result of three series of experiments in Table 1 are plotted on the abscissa of log w . (see Figs. 2~4). Transverse shrinkage curve is decided by the following two factors:

* 原稿受付 昭和31年4月10日 (昭和31年度熔接学会春季学術講演会において発表)

** 正員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering of the Osaka University