熱影響部の脆化について(第9報)*

— 鋼材の圧延異方性と脆化領域 —

応 和 俊 雄**

On the Brittleness of Heat-Affected Zone (Report 9)*

— Brittle Range Related to the Directionality of the Steel Plate —

By T. Ohwa,**

Abstract

Distribution of the toughness in the neighbour of weld, depending on the hysteresis and the directionality of the steel plate, are examined. Usability of the "Synthetic Impact Test Specimens" are considered. Max. brittle ratio of the heat-affected zone of the full-annealed steel plate seems to be greater than that of as-rolled steel plate. Synthetic impact values are greater slightly than the calculated one derived from the common impact method.

1 緒 言

筆者は前諸報¹⁾においてその実験結果を報告したが、軟鋼溶接部の脆化領域についての調査をおこない、溶接部の脆化状況から脆化の生ずる原因についても考察した。しかし実用に供される鋼板は特定の場合以外は主として入手のまゝ、すなわち圧延のまゝで使用される。したがって鋼材は圧延異方性を示すので溶接々合線が圧延方向に平行か垂直かによって溶接部脆化領域にも若干の差の生ずることが推察される。本実験はこの点に留意し、溶接線が圧延方向に平行ならびに垂直な場合の脆化領域を調査すると同時に試片採取要領の相異による差についても考察したものであり、また鋼材の異方性についても調査した結果である。

2 実験内容

実験に用いた鋼材は Table 1 に示す組成を有する厚さ 17mm のキルド鋼であり、圧延のまゝの状態と、900°C で 1 時間加熱後炉冷した焼鈍状態とについて実験した(焼鈍材使用時の結果にはすべて記号 A が附加してある)。使用溶接棒はイルミナイト型軟鋼溶接棒 B-17 (5mmφ) であ

Table 1 Chemical Constitution of Test Plate (wt.%)

C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	N
0.14	0.71	0.27	0.021	0.025	0.28	0.06	0.04	0.002

thickness : 17mm

る。

まず鋼材の異方性として圧延方向に対する試片採取法を変じて、引張試験ならびに衝撃試験を実施し、焼鈍の効果をも調査した。

溶接部脆化領域を調査するため、圧延のまゝ、および焼鈍鋼板により、溶接線が圧延方向に垂直および平行となるように I 型衝合多層盛溶接を実施し、溶接部近傍の硬度分布ならびに 4 種の採取法による V-ノッチシャルピー衝撃試験片により脆化領域を調査した。

3 鋼板の異方性

鋼板の異方性調査として静的引張試験ならびに衝撃試験をおこなった。(A の附加してあるのは焼鈍材)。

(イ) 引張試験

Table 2 Directionality of Tensile Properties

Mark	Relation between rolling direction and pulling direction	Plate condition	Yielding strength σ_y (kg/mm ²)	Tensile strength σ (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	σ_y/σ (%)
E	Parallel	As rolled	31.0	48.8	35.5	66.4	63.5
E A	Parallel	Full annealed	29.9	45.2	37.3	67.7	66.2
F	Normal	As rolled	30.6	48.2	33.0	56.4	63.5
F A	Normal	Full annealed	30.3	44.8	38.0	61.6	67.6

* 原稿受付 昭和31年1月7日(昭和31年溶接学会春季学術講演会において発表)

** 正員 株式会社神戸製鋼所 Member, Kobe Steel Works Co.

引張試片は平行部径10mmで、E および EA は試片軸方向が圧延方向に平行、F および FA は垂直となるように採取した。試験結果を Table 2 に示す。引張強度は圧延方向が垂直方向よりやや大きい程度で焼鈍後も同一傾向を示す。降伏強度はEがFよりやや大きい、焼鈍後はFAの方がEAよりもやや大きく、焼鈍による降伏強度低下は圧延方向がやや著しいといえる。伸び率も降伏強度と同一傾向を示すが、断面収縮率は圧延方向が大である。圧延のまゝの時の降伏比は同一であるが、焼鈍後は垂直方向がやや大である。これらの結果は通常の程度の差であり、異方性

Fig. 1. How to shape out the V-notched charpy specimens to ascertain the directionality of steel plate.

Table 3 Positions, directions and V-notch-lines of charpy impact specimens

Mark	Rolling direction to the direction of length of specimen	Rolled plane to the direction of V-notch-line	Reference
A	Normal	Parallel	Same as for annealed plate, for which the mark A is add.
B	Normal	Normal	
C	Parallel	Parallel	
D	Parallel	Normal

Fig. 2. Directionality of steel plate decided by V-notched charpy impact tests

(1)

(2)

Fig. 3. Fracture appearance

(1) : As rolled
(2) : Full annealed

はあまり明瞭には認められない。

(ロ) 衝撃試験

衝撃値異方性を調査するため、Fig. 1 および Table 3 に示すように4種類の様式でV-ノッチ・シャルピー衝撃試片を採取し、高温側は恒温槽により、低温側はドライアイス・アルコール法により所定温度として浸漬し、 -75°C ~ $+95^{\circ}\text{C}$ の温度範囲で衝撃をおこなった。試験結果を Fig. 2 に、破面外観を Fig. 3 に示す。

この結果から次の事項が知られる：

(i) 吸収エネルギー：Fig. 2 によれば吸収エネルギーは著しい異方性を示す。最高値を示す試片はC、最低値はBである。 20°C 以上の温度ではCはBの約3倍の値を示しているが、これは鋼板の圧延履歴によるものと思われる。 0°C 付近から低温となるにつれて値は急激に低下し、 -80°C 付近ではほぼ同一の値に集斂するようである。 $900^{\circ}\text{C} \times 1\text{hr.}$ の焼鈍では異方性はほとんど除去されていない、衝撃値の低いものは焼鈍により最高衝撃値は若干上昇するが、 20°C 以下では圧延のまゝの方が高い値を示す。遷移温度

Table 4 Transition Temperatures ($^{\circ}\text{C}$)

Mark	A	AA	B	BA	C	CA	D	DA
TrE	-22	-5	-22	-11	-16	-12	-18	-13
Tr15	-40	-28	-40	-28	-60	-42	-52	-46

Fig. 7.(a) Distribution of impact values after common method (as rolled steel plate)
G: (Weld line) // (Rolling direction)
H: (Weld line) ⊥ (Rolling direction)

Fig. 7.(b) Direction of impact values after common method (full-annealed steel plate)
GA: (Weld line) // (Rolling direction)
HA: (Weld line) ⊥ (Rolling direction)

Fig. 8. How to shape out the specimens for the methods II and III

に示した。ノッチ線は板面に垂直に加工し、亀裂伝播方向がⅡとⅢとは逆方向となるようにしたもので、Bond から V-ノッチ底に至る距離 l, l' を順にずらせた。ⅡとⅢとの衝撃値差は V-ノッチ底位置が同一ならば亀裂発生に要するエネルギーは同一であるから、亀裂伝播に要するエネルギー

Fig. 9 (a) Test results after the method II and III for as-rolled steel plate (Dashed curves show the results after the method III)
J, J': (Weld line) // (Rolling direction)
K, K': (Weld line) ⊥ (Rolling direction)

Fig. 9(b) Same as Fig. 9 (a), using full-annealed steel plate
JA, JA': (Weld line) // (Rolling direction)
KA, KA': (Weld line) ⊥ (Rolling direction)

差を示すことになる。

試験結果を Fig. 9 (a), (b) に示した。図中 dash のついたものは採取法Ⅲ、dash のないものはⅡによる結果である。図から知られるように J, J', JA, JA' は圧延方向に垂直に衝撃時の亀裂が進行し、K, K', KA, KA' は平行に進行するので、前者の方が高い吸収エネルギーを示す。

Ⅳ) 総合衝撃法 (試片記号; JX, JAX, KX, KAX)²⁾

Fig. 10 に示すようにシャルピー試片長さ方向を熔接線に平行、V-ノッチ線を圧延面に平行で熔接線に垂直となるように採取したもので、Bond から試片中央部までの距離 l を順にずらせた。試片にはすべて X 記号が附加してあるが、X 記号のないものと同一試験板から採取したものであ

Fig. 10. Synthetic impact method (method IV).

Fig. 11 Distribution of impact values after synthetic impact method IV

JA, JAX: (Weld line) // (Rolling direction)
KA, KAX: (Weld line) ⊥ (Rolling direction)

る。試験結果を Fig. 11 に示す。

6 試験結果の考察

既述のように鋼板のラミネーションのため脆化領域調査結果を示す図中には著しいバラツキを示し、判定の困難なものがある。特にバラツキの大きいのは、熔接線から相当離れた部分で、圧延方向に垂直に亀裂が伝播するように採取した総合衝撃試片においてである。(Fig. 11, JX, JAX)。

試験結果の各々から次のように考察される：

I) 通常法 (Fig. 7 (a), (b))

(イ) 熔接線と圧延方向とが垂直な場合：シャルピー試片のV-ノッチ線が熔接線に平行となっているので衝撃時の亀裂は圧延方向に垂直に伝播する。したがって衝撃値は熔着金属よりもずっと高い値を示し (H, HA)，母材が圧延のまゝの時の衝撃値分布曲線Gは、若干のバラツキはあるが比較的明瞭な傾向となり、熱影響微細化部はすぐれた衝撃値であり、最脆化部は A_1 (変質部境界) より約 1mm の母材側にあるものと思われる。脆化程度としては $23.5\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ から $20\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ に低下するのみで、脆化率 14.9% となる。

母材が焼鈍してある時の分布曲線HAはやゝバラツキが著しく、最脆化部の位置は明らかではないが、脆化程度はやはり大きいものではなく、圧延のまゝの時と大体同程度と考えられる。

(ロ) 熔接線と圧延方向とが平行な場合：衝撃時の亀裂伝播は圧延方向に平行となるので、鋼材衝撃値は $8\sim 10\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ 程度である。圧延のまゝの時の曲線Gは熔接線か

ら遠ざかるにつれて僅かに上昇する傾向を示し、Bond 附近が最小値を示す。大体 $10\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ から $8.5\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ となっているので脆化率は 17.6% となる。この時には熱影響微細化部に衝撃値の山の発生が認められなかった。

母材が焼鈍してある場合GAには若干のバラツキがあり A_1 より約 1mm の母材側に最低値があるように思われる。Bond に認められる極値の原因は明らかでない。 $12\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ から $7.5\text{kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ に低下しているので最大脆化率は 37.5% と求められる。

II, III) 圧延面に垂直なノッチの場合 (Fig. 9(a)(b))

いずれの場合もノッチ線をずらせた間隔が大きすぎたので明瞭な脆化領域についての判定は困難であるが、Fig. 9 に示した曲線の中で dash のついたものとつかぬものとは衝撃時の亀裂伝播方向が互に逆方向であるから、これらの差は伝播エネルギー差と考えられる。したがって主としてこの点について考察する。

(イ) 熔接線と圧延方向とが平行な場合 (J, J', JA, JA')：亀裂は圧延方向を切るのて高い値を示す。鋼材が圧延のまゝ (J, J') の時には J と J' との間にはほとんど差がないが焼鈍してある時 (JA, JA') には、Bond から 0~40mm の範囲で JA の方が JA' よりも高い値を示している。JA' の最悪値は Bond から約 3mm の所に V-ノッチ底がある時で、この時には大体 A_1 直下の所から母材側に亀裂が伝播していくので最低値になると思われる。

(ロ) 熔接線と圧延方向とが垂直な場合 (K, K', KA, KA')：

亀裂は圧延方向に平行に伝播し、低い値となるが、バラツキが非常に小さいので明瞭な傾向が認められる。母材が圧延のまゝでも、また焼鈍してある場合でも、Bond から 15mm 以上離れた所では、亀裂伝播方向が互に逆であっても衝撃値に差はないが、15mm 以内においては Bond に近づくにつれて差が次第に大となり、亀裂が熔接部側に進行する試片 (dash のないもの) が大きい値を示す。したがって K と K', KA と KA' との差は試片採取法による衝撃値分布図の差を示すもので、これは試片採取法の相異による結果の相異を示す一端になるであろう。

IV) 総合衝撃法 (Fig. 11)

(イ) 熔接線と圧延方向とが平行な場合 (JX, JAX)：ラミネーションに影響されたと思われるバラツキが非常に大きく、熔接線から離れた位置における傾向は判然としない。母材の衝撃値が熔着金属よりもずっと高いので、試片に熔着金属が含まれるようになれば衝撃値の急激な低下の傾向があり、バラツキは極めて小さくなる。しかし最脆化部は検出されない。

(ロ) 熔接線と圧延方向とが垂直な場合 (KX, KAX)：衝撃値はずっと低下し、バラツキも小さいので分布傾向は比較的明瞭である。最脆化部は Bond から約 5mm の位置

Table 6 Most Brittle Parts and Brittle Ratio

Welding figure	Plate condition	Method of impact							
		I		II		III		IV	
Weld line parallel to rolling direction	As rolled	A ₁ (17.6%)*	※	—	※	—	⊥	—	⊥
	Annealed	+1mm from A ₁ (37.5%)	〃	—	⊥	+0.5mm from A ₁ (38.1%)	⊥	—	⊥
Weld line normal to rolling direction	As rolled	+1mm from A ₁ (14.9%)	⊥	—	〃	—	〃	+2mm from A ₁ (8.5%)	〃
	Annealed	—	⊥	—	〃	—	〃	+2mm from A ₁ (15.3%)	〃

* (⊥) : Direction of crack propagation is parallel (normal) to rolling direction

** Numerical values in the parentheses show brittle ratio

に試片中心がある時のように考えられ、これは A₁ より約 2mm 母材側である。脆化率としては、母材が圧延のまゝの時 (KX), 10.2kg・m/cm² から 9.4kg・m/cm² に低下しているの 8.5%, 焼鈍してある時 (KAX) が, 11.8kg・m/cm² から 10kg・m/m² に下がっているの 15.3%と求められる。

各々の試験結果については以上のように批判されるが、鋼板のラミネーションのため、明瞭な傾向をすべてについて知ることはできなかったが、これらを表示すれば Table 6 のようになる。

この表によれば、亀裂伝播方向が圧延方向に平行となる時の方が、垂直となる時よりも、脆化部判定が容易になることがわかるが、使用鋼板にラミネーションがあり、異方性が著しかったので、こういう傾向がはっきりしたのであろう。良質材料を使用すればこれほどまでには明らかな傾向は出なかったものと思われる。

亀裂が圧延方向に平行に進行する場合、鋼板が圧延のまゝか焼鈍してあるかによって最脆化率には差があり、焼鈍材の脆化率が約 2 倍となっている。

次にデータは 1 個しかないが、亀裂伝播が圧延方向に平行な時と垂直な時との最大脆化率には僅かな差があるのみで、どちらかといえば圧延方向に垂直に衝撃する時の脆化率がやゝ小さく観察されるものと考えられよう。

7 通常法と総合衝撃法との比較

総合衝撃値を通常法による衝撃値分布から計算によって求める場合には鋼材の圧延異方性を考慮する必要のあることを述べたが²⁾、この問題を考察してみよう。

総合衝撃試験結果 (Fig. 11) の中で Bond から遠いものゝ値はバラツキが大きく、信頼性に乏しいと思われるので V-ノッチ底中央部の位置が Bond 上にある時と、Bond から 3mm の位置にある時とについて、通常法で求めた結果 (Fig. 7 (a) (b)) を基にして、計算してみよう。通常法で衝撃試験をおこなった時にノッチ底位置を、その前および後の試片でずらせたときの幅を weight として計算したものを計算値として、実測値と比較すれば Table 7 のように示される。

この比較結果によると実測値の方が計算値よりも 0~23 % 大になっている。この理由については色々考えられるがまず通常法について見れば、最脆化部附近にノッチ底を位置しても亀裂伝播は最脆化部を通ることが考えられ、亀裂がノッチ直下の断面部分を通る場合の値に比較して若干小さい値になるであろうから、通常法による値をそのまゝ使用すれば過少評価になる傾向があろう。また総合衝撃値も各部分の荷重平均値との考え方に立っているが、各部相互間の相互作用も当然入ってくるであろうから、計算値より

Table 7 Comparison of Observed and Calculated Synthetic Impact Values

Position of V-notch centre	Plate conditions	Crack propagation to rolling direction	Calculated from common method (I) (kg・m・cm ⁻²)	Observed value (kg・m・cm ⁻²)	(Obs.) - (Calc.) (Calc.) (%)
Bond	As rolled	Parallel	9.05	10.5	+ 16
		Normal	15.1	16.8	+ 11
	Full annealed	Parallel	8.7	10.7	+ 23
		Normal	12.5 ₅	14.4	+ 19
+3mm from bond	As rolled	Parallel	9.02 ₅	9.8	+ 8.5
		Normal	18.9 ₇	22.1	+ 16.5
	Full annealed	Parallel	8.2 ₆	10.0	+ 21
		Normal	19.1 ₁	19.5	+ 2

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.