熔着鋼の二重衝撃試験*

大 谷

碧**

Double Blow Impact Test on Deposited Steel*

By M. Otani**,

Abstract

Double blow impact tests were performed on V-notched Charpy specimens of deposited steels at temperatures, -70°C to 80°C , to divide the total energy absorbed by the standard impact test (W_c) into the energy for crack initiation (W_i) and the one for crack propagation (W_p). Two ilmenite type electrodes (No. 1 and No. 4) and a low hydrogen type one (No. 9A) were used for the tests. The same experimental procedure for the rolled steel plate was adopted as previously mentioned in the author's report. The Figs. 2~4 show the test results.

From these figures, both the W_i - and the W_p -temperature curves were determined (Figs. 5~7). The W_i curve of No. 9A was much higher in its maximum value and located at exceedingly lower temperature side than no. 1; on the other hand, W_p curves of both deposits showed no remarkable difference. By No. 4 deposit, less deoxidized than No. 1, either curve of W_i and W_p was located at higher temperature side than No. 1.

Those characteristics of energy curves were discussed in relation to the transition temperatures of welded joints investigated by the author.

I. は し が き

熔接構造の脆性破壊は熔接々手に源を発することが多く、したがって熔着鋼の遷移温度が熔接構造物の安全性を左右する重要な因子の一つとなることは当然である。筆者は先に切欠脆性を研究するための一手段として二重衝撃試験法の適用を提案し¹⁾、圧延鋼板の全衝撃値~温度曲線を割れの発生と伝播とに要する部分に分離して考察を進めた。本報告ではかかる特殊な衝撃試験法を各種の熔着鋼について適用し、それらの衝撃値曲線の特性を検討することとした。熔着鋼に対して割れの発生と伝播に費やされるエネルギーを明らかにしておくことは、熔接々手の脆性破壊現象の解決に寄与する有力な一資料を提供するものとなるであろう。

II. 試験用熔接棒

実験にはイルミナイト系熔接棒 (D 4301) 2種 (No. 1 および No. 4) と低水素系熔接棒 (D 4316) 1種 (No. 9A) を用いた。No. 1 および No. 4 は筆者の試作とした熔接棒²⁾である。No. 1 は市販

されているイルミナイト系熔接棒に近いフラックス配合をもつもの、また No. 4 は脱酸剤をへらし酸化剤を多量に用い熔着鋼の脱酸を No. 1 より遙かに不足な状態としたものである。No. 9A は、これら試作熔接棒による熔着鋼の遷移温度を調べる際、同時に使用した市販の低水素系熔接棒 (文献2中の No. 9) と同一銘柄であるが、製造時期が違

Table 1 Properties of All-weld Metals

Electrode No.		1	4	9A
Chemical Compositions (%)	C	0.10	0.07	0.08
	Si	0.057	0.066	0.48
	Mn	0.34	0.11	0.78
	P	0.031	0.033	0.018
	S	0.028	0.031	0.016
	Cu	0.18	0.19	—
Mechanical Properties	Yield Point (kg/mm ²)	38.0	38.2	42.8
	Tensile Strength (kg/mm ²)	43.9	43.1	49.7
	Elongation (%) G.L.=4d	26.0	26.0	32.6
	Contrn. of Area (%)	38.5	44.6	74.8

ため性質をやや異にしている。3種熔接棒の化学成分と機械的性質を才1表に示す。

III. 試 験 片

才2表のごとき板厚 12mm のリムド鋼板から、才1図

* 原稿受付 昭和30年3月11日

** 正員、鉄道技術研究所 Member, Railway Technical Research Institute

に示すような V 型突合せ接手試験片を作り、各熔接棒ごとに 7 枚ずつを多層熔接した。この試験片の表面側から、第 1 図の要領で熔着鋼の V ノッチ・シャルピ試験片各 11 本を削り出した。切欠きは図示するごとく、熔着

鋼の中央表面側に付けた。試験片はなるべく板の表面に近い位置から採取したが、熔接部の補強盛りは十分高くなるように熔接し、切欠きの先端が最上層の柱状組織部にかか

Table 2 Properties of Steel Plate Used

Chemical Compositions (%)	
C	0.17
Si	0.01
Mn	0.41
P	0.012
S	0.030
Cu	0.40
Mechanical Properties	
Yield Point (kg/mm ²)	30.7
Tensile Strength (kg/mm ²)	43.7
Elongation (%)	26.7

Fig. 1 V-notch charpy specimen for deposit metal.

らないよう注意した。各熔接棒に対する熔接条件は第 3 表の通りで、熔接層数・運棒法・電流値等をもっとも好適したものを選んだ。

Table 3 Welding Conditions

Electrode No.	Number of Layers	Welding Current (A)	Remarks
1	9	165~175	Weaving Bead
4	8	160~185	"
9A	9	185~190	Straight Bead

IV. 実 験

二重衝撃試験の要領、ならびに試験結果を解析して、標

Fig. 2 Test results (No. 1 Electrode).

Fig. 3 Test results (No. 4 Electrode)

Fig. 4 Test results
(No. 9A Electrode)

Fig. 5 Energy—temperature curves (No. 1 Electrode)

準打撃による全吸収エネルギー (W_c) を割れの発生に要する部分 (W_i) とその伝播に要する部分 (W_p) に分離する方法は、先に報告した圧延鋼板に対する実験¹⁾の場合と全く同様である。すなわち所定の試験温度に試験片を加熱または冷却した後、試験機のハンマの位置を低くし小打撃エネ

ルギ (W_i) で試験片を軽く打つ。然る後正規の位置までハンマをあげてその温度で標準の打撃を与え、そのときの吸収エネルギー (W_2) を測定する。ただし才1回の打撃で生じた割れの深さ (d_c) を求めるのに腐蝕液は用いず、メッキ液 (才二塩化銅10%アルコール溶液) を使用した。その温度で示す筈の標準試験による衝撃値 (W_c) と $W_i \cdot W_2 \cdot d_c$ を組合せて、正規衝撃速度の場合における割れの発生と伝播に要するエネルギーを推定せんとするものである。

試験は $-70 \sim 80^\circ\text{C}$ の温度範囲で行った。

V. 試験成績

各温度における測定値を既報の要領で解析した結果は、才2~4図に示す通りである。破線は正規衝撃の場合、実線は才1回の衝撃 (低速度) の場合に、割れの発生および伝播に伴ってエネルギーが吸収される経過をあらわしている。破線上 $d_c=8\text{mm}$ の位置の黒丸によってあらわされる衝撃値は、才5~7図中の W_c 曲線 (標準試験により求めたもの) が、その

試験温度におき示す値である。これらの図から前例にならって $d_c=1\text{mm}$ のときを基準にとり W_c を W_i と W_p とに分離すると、才5~7図の諸曲線が得られる。才8図は W_c 曲線と、二重衝撃試験における W_1 と W_2 の和を比較したものの1例である。同じく才9図は切欠き底部での横収縮率 (ϕ_N)、才10図は剪断破面率 (S) について、標準試験と二重衝撃試験を比較したものの1例である。参考までに標準試験による各熔着鋼の剪断破面率曲線を才11図に示しておいた。

また標準試験におけるこれら $W_c \cdot \phi_N \cdot S$ 曲線から、各熔着鋼の 15ft-lbs 遷移温度 (T_{15})、 $\frac{1}{2}$ エネルギー遷移温度 ($T_{1/2}$)、 $\frac{1}{2}$ 横収縮率遷移温度 ($T_{1/2}\phi$)、剪断破面率遷移温度 ($T_{1/2}S$) 等を求めると、才4表の諸数値が得られる。

VI. 考 察

以上の試験成績から知られるように、二重衝撃試験法を熔着鋼に適用すれば、圧延鋼材に対すると同様に、その全

Fig. 6 Energy-temperature curves (No. 4 Electrode)

Fig. 7 Energy-temperature curves (No. 9A Electrode)

Table 4 Transition Temperatures of Deposited Metals

Electrode no.	Max. Energy Absorbed (kg-m/cm ²)	Transition Temperatures (°C)			
		T_{r15}	T_{rB}	T_{rs}	T_{ϕ}
1	11.3	-58	-36	-21	-53
4	10.9	-14	4	9	-27
9A	22.5	(-80)	-45	0	-63

吸収エネルギー W_c を W_i と W_p に近似的に分離し得ることが分った。実験の結果次の諸事実が明らかにされた。

1. No. 1 と No. 4 の衝撃値曲線の比較

前述のごとく両種熔接棒はともにイルミナイト系であって、それらの静的強度はほぼ等しく、断面収縮率では No. 4 の方がむしろやや優れた性能を有した。しかるに衝撃値～温度曲線を比較すると No. 4 は No. 1 より遙かに高温側に位置し切欠き感受性が大であった。これは No. 4 が No. 1 より著しく脱酸不足のため、リムド鋼がキルド鋼に劣ると同様な理由で甚しい切欠脆性を示すものと解釈された。

いま両者の W_i と W_p 曲線を比較すると、いずれも No. 1 の方が低温側に位置している。しかし両曲線の高さには差がほとんど認められない。

これらの衝撃値曲線を圧延鋼材のそれとくらべると、No. 1 の切欠靱性は非常に良好で先に筆者が試験したキルド鋼 K-3³⁾ よりも W_c 曲線は相当低温側にある。No. 4 の W_c 曲線は K-3 よりもやや高温側に位置する。また No. 1 と No. 4 の各 W_c の値に対して、 W_i と W_p の占める割合はキルド鋼 K-3 の場合りに準じたものと考えられる。したがって実験に使用したイルミナイト系熔接棒の熔着鋼は、圧延鋼材に似た衝撃値特性をもつものと判定することができよう。

2. No. 9 A の衝撃値曲線の特徴

これに対し低水素系 No. 9 A の熔着鋼は、圧延鋼板とは非常に異った衝撃値特性を有している。すなわち第 7 図に示すごとく、 W_c 曲線の高さは頗る高くかつ甚しく低温側に位置するが、これは W_c 曲線が極端に高くかつ低温側に位置するためであることが分る。 W_p 曲線は No. 1 に比して最高値がやや高いに過ぎず、むしろ曲線は No. 1 より高温側に位置していると考えられる。第 4 表の T_{rs}

をくらべると、No. 1 より No. 9A の方が高温なのはそのためであろう。要するに両者の W_p 曲線の間には W_i 曲線が示すような特に著しい差が存在するとは認められない。

3. 熔接手手の遷移温度との関連性

(1) W_c 曲線を W_i と W_p 曲線に分離した場合、 W_i は主として切欠き先端部に割れが発生するまでのエネルギーを、 W_p はその伝播に要するエネルギーをあらわすものである。したがって W_i 曲線の位置が低温側でかつ高さが高い程熔着鋼には破壊が発生し難く、また W_p 曲線が同様であれば破壊が伝播し難いことになる。 W_i および W_p 曲線のかかる影響は筆者の報告した熔接手手の脆性破壊の試

Fig. 8 Energy-temperature curve (No. 1 Electrode)

Fig. 9 Notch contraction-temperature curve (No. 1 Electrode)

Fig. 10 Percent shear-temperature curve (No. 1 Electrode)

Fig. 11 Percent shear-temperature curves (Standard Blow)

験成績⁴⁾において、明かに認めることができる。

(2) すなわち筆者は中央に不熔着部を残した突合せ接手試験片を提案して脆性破壊試験を行ったのであるが、結果の一部を才5表に示す。もちろん接手の低温脆性は熔着鋼のみならず母材の影響を大いに受けるが、同一鋼材あるいは類似の鋼材を用いたものについて考察すれば、熔着鋼の切欠き脆性の影響を知ることができる。表中の鋼材 B-23 はリムド鋼 (V ノッチ・シャルピの $T_{rs}=14.5^{\circ}\text{C}$, $T_{r15}=-2^{\circ}\text{C}$), K-1-K-2-K-3 は相似たキルド鋼 (同じく K-1 の $T_{rs}=7^{\circ}\text{C}$, $T_{r15}=-26^{\circ}\text{C}$; K-2 の $T_{rs}=2^{\circ}\text{C}$, $T_{r15}=-17^{\circ}\text{C}$; K-3 $T_{rs}=0^{\circ}\text{C}$, $T_{r15}=-33^{\circ}\text{C}$) である。また熔接棒 No. 1 と No. 4 は本報告に用いたもの、No. 9 は No. 9A と同一銘柄品でこれに近い性質を有するものである (製造時期を異にするため遷移温度は異なり、No. 9 の $T_{rs}=-28^{\circ}\text{C}$ であった)。この接手試験片で求めた遷移温度は破壊伝播の現象に関連したいわゆる Fracture 遷移温度のみであったが、表中の接手の T_{rs} を観察すると各熔着鋼の W_p 曲線の影響を強く受けていることが知られよう。No. 4 の W_p 曲線は No. 1 よりかなり高温側にあるため接手の遷移温度も高い、また後述するごとく W_p 曲線は T_{rs} 曲線と密接な関連をもっているため、No. 9 棒の T_{rs} が -28°C であることから判断して、その W_p 曲線は No. 1

の W_p 曲線より少しく低温側に位置するものと推定されるのであるが、接手の T_{rs} も No. 1 よりやや低目な値を示している。従来低水素系熔接棒はその W_p 曲線が断然高かつ低温側にあることから、極めて大なる切欠き脆性を有し遷移温度も非常に低いであろうと漠然と考えられてきたが、才7図および才5表の結果よりして、脆性破壊の伝播現象についてのみ考えるときは、イルミナイム系熔接棒と

Table 5 Result of Brittle Fracture Test on Welded Joint⁴⁾ ($G=6\text{mm}$, $\delta=2\text{mm}$)

Steel	Electrode	W_M at T_{rs} (kg-m/cm ²)	Transition Temperature T_{rs} (°C)
B-23	No. 1 (D 4301)	17.0	-34.0
	No. 9 (D 4316)	22.5	-36.5
K-1	No. 1	13.5	-41.5
K-2	No. 1	8.7	-44.0
K-3	No. 4 (D 4301)	8.0	-35.5

(Note) W_M ...Energy absorbed before maximum load.
 T_{rs} ...Transition Temperature determined from fracture appearance.

あまり変わらない性能のものであるとしなければならない。

(3) 一方 W_i 曲線が低温側にありかつ高さが高い程、類似の母材につき比較すると表 5 に示す接手の W_M 値 (最大荷重までの吸収エネルギー) は大きい傾向がある。この現象は切欠きに起因する応力集中部に割れが発生し急速な脆性破壊が伝播し始める直前の状態に達するまでに、多くの仕事量を必要とすることを示す。したがってかかる傾向が特に著しい低水素系の熔着鋼では、破壊の発生に抵抗する能力が大きい。この意味で低水素系熔接棒の使用が脆性破壊の防止に有効であると考えすることは正しいであろう。しかし一旦脆性破壊が伝播し始めた後は、前述のごとく低水素系とイルミナイト系熔着鋼の間に基だしい優劣の差があるとは考えられない。

4. 圧延鋼材との比較

No. 9A の W_i 曲線が異常に高くかつ低温側にあることに関連した現象を除くならば、圧延鋼材の二重衝撃試験で認められた事項は熔着鋼に対しても適用されることがわかる。すなわち

(1) 15ft-lbs 遷移温度 (T_{r15}) に達する以前の温度で、各熔着鋼とも W_p は非常に小さい値となり、この温度では衝撃値の大部分は W_i である。従って T_{r15} は割れの発生に要するエネルギーが温度降下とともに減少してある基準値となった温度、すなわちいわゆる Ductility 遷移温度の一種であるといえる。

(2) これに対し W_c 曲線から求めた $\frac{1}{2}$ エネルギー遷移温度 (T_{rB}) は、いわゆる Ductility および Fracture 遷移温度の中間的なもので、かつ熔着鋼の種類ごとに両遷移温度の色彩を帯びる度合が異なる。従って衝撃試験においては T_{rB} を、切欠き脆性比較の尺度として本質的なものとすることは妥当でない。

(3) 表 5~7 図の W_p 曲線と標準打撃による表 11 図の S 曲線を比較すると、両者に密接な関連性のあることがわかる。 S 曲線は No. 1・No. 9A・No. 4 の順で低温側にあり、これは W_p 曲線の位置する順序に同じと考えられるとともに、 S が増加して約 50% になる附近で W_p 曲線の傾斜は急となりその値は顕著に増加し、 S が約 100% のとき W_p 曲線は最大値に達する。それ故に熔着鋼の W_p 曲線の位置を知らんとするときも、 W_p 曲線ともっとも関連性のある S 曲線を利用するのが賢明な簡便法であろう。

(4) 表 2~4 図は打撃速度の影響をあらわし、破線は正規速度の場合、実線は低速度の場合を示す。熔着鋼においても破線ならびに実線の形と位置が温度により変化する状況は圧延鋼材に準じたものであるが、ただ本実験の温度範囲では、最高温度附近でも両曲線はまだ一致せず、正規曲線がやや高エネルギー側に位置する傾向を認め得ようである。

(5) 二重打撃による衝撃値の和 (W_1+W_2) は表 8 図の 1 例に示すように、高温側では標準の衝撃値 (W_c) 曲線にはほぼ一致し、低温部ではやや大きな値となるごとくである。表 9 図の横収縮率 (ϕ_R) 曲線も同様な傾向を示す。また表 10 図の剪断破面率 (S) 曲線では、中間の温度において二重打撃法がやや低い値をとるようである。

5. 切欠き形状の影響

筆者が圧延鋼板について V ノッチ (切欠き先端半径 $r=0.25\text{mm}$) および U ノッチ ($r=1.0\text{mm}$) 付き試験片の二重衝撃試験を行った結果⁶⁾によれば、U ノッチでは V ノッチにくらべ W_i 曲線の高さが高くなると同時に著しく低温側へ移行する。これは切欠きが鈍くなると切欠き先端部の応力集中度と多軸応力度が減少し、その部分が破壊するまでに費やされる仕事エネルギーが増大するからである。一方 W_p 曲線の形と位置は切欠きの鋭さにはほとんど影響されない。その理由は切欠きの形状がどのようなであっても、切欠きの先端に発生する割れは非常に鋭いほとんど同一形状のものとなるためであろう。

切欠き先端の半径が同一の場合切欠きの深さが深くなると、やはり応力集中度と多軸応力度がまして、切欠きが鋭くなると同様な現象があらわれる⁶⁾⁷⁾。その際も W_p 曲線はほとんど変化しない⁷⁾。

W_c 曲線の大部分を W_i が占めるようなときは、 W_c 曲線は切欠き形状の影響を著しく受けるであろう。何故ならば W_p 曲線がほとんど切欠き形状の影響を受けないのに対し、上述のごとく W_i 曲線のみが切欠き形状の支配を受けるからである。したがって低水素系熔着鋼とイルミナイト系熔着鋼では、 W_c 中の W_i と W_p の占める比率が異なり W_i が前者では非常に大きいから、切欠き形状の与える影響も低水素系熔着鋼に対して相当著しいことが当然予想される。

VII. 結 論

イルミナイト系熔着鋼 2 種および低水素系熔着鋼 1 種について二重衝撃試験を行い、衝撃値 (W_c) を切欠き先端に割れが発生するまでに費やされる部分 (W_i) と、この割れが伝播するに要する部分 (W_p) に分け、 W_c ・ W_i ・ W_p 3 曲線の特性を比較検討した。その結果、低水素系熔着鋼 (No. 9A) の W_i 曲線は、イルミナイト系 (No. 1) のそれにくらべて非常に高くかつ低温側にあったのに対して、両者の W_p 曲線の間には著しい差が認められなかった。また No. 1 に比し脱酸不足なイルミナイト系熔着鋼 (No. 4) では、 W_i ・ W_p 両曲線とも No. 1 より高温側に位置していた。

熔着鋼の W_p 曲線が低温側にある程、熔接手の Fracture 遷移温度は下降し、また W_i 曲線が高くかつ低温側

にある程、最大荷重までに接手の吸収するエネルギーは大となることが予想されるのであるが、かかる傾向は筆者が先に報告した熔接手の脆性破壊試験の結果において明らかに認めることができる。

本研究を実施するに当たり、造船協会電気熔接研究委員会の委員諸賢および鉄研中根室長から有益な御指導と御助言を受けた。ここに深く感謝の意を表するものである。

文 献

- 1) 大谷, 熔接学会誌, 23巻11~12号, (1954) p. 22~28.

- 2) 大谷, 熔接学会誌, 23巻5~6号, (1954), p.1~7.
- 3) 大谷, 太田, 熔接学会誌, 22巻8号, (1953) p. 12~20.
- 4) 大谷, 熔接手の脆性破壊(才1報), 熔接学会講演会 (Nov. 1953) にて発表
- 5) 文献1および大谷, 熔接学会誌, 24巻1号, (1955), p. 49~55.
- 6) 吉識, 金沢, Brittle Fracture in Mild Steels and their welded Joints, 造船協会電気熔接研究委員会編 Oct. 1953, p. 62~98.
- 7) 大谷, セミキルド鋼の二重衝撃試験, 鉄道技研中間報告 (5-157), Feb. 1955.

市販高張力鋼の加工性に関する二三の實驗*

吉田俊夫** 松永和介** 寺井 清** 村瀬 勉**

Some Investigations for the Effect of Working Processes on High Tensile Steels Commercially Produced*

By T. Yoshida**, W. Matsunaga**, K. Terai** and T. Murase**

Abstract

This paper includes, as its object, the study on the effect of various fabrication operations such as both cold and hot forming, water-quenching and various cutting processes on the notch sensitivity of structural high tensile steels. Tests were made as follows;

V-notch charpy impact specimens were taken parallel to rolling direction from the strained parts of both cold and hot bending of various radii, and heating centre or embrittled zone of water-quenched parts, then tested over a range of temperature from -65°C to $+50^{\circ}\text{C}$. To investigate the effect of cutting operations to the notch toughness of the steel, U-notch tear specimens were used. The U-notch of the specimen was prepared by machining, flame-cutting or shearing and tests were made over a range of temperature from -100°C to $+70^{\circ}\text{C}$. The same tests as above-mentioned also were made of mild steel plate and its results were compared with those of high tensile steels.

As a result it has been concluded that

- (1) Cold forming is unfavourable as it reduces ductility of steel when proportion of bending radius vs. plate thickness below 3.5 is obtained.
- (2) It is easy to intimate crack at embrittled zone of periphery of water-quenched part for HTS steel because of its hardenability
- (3) Shearing process reduces ductility of steel remarkably while flame-cut edges show sufficient ductile behaviour.

1. 緒 言

最近、構造物に高張力鋼を使用せんとする風潮が各方面に起り、熔接性を十分に検討された板厚1吋までの高張力鋼が市販されている。筆者らはこの中で板厚12mmの鋼材につき切欠感度の見地から加工性を調査したので、これ

につき簡単に御報告したいと思う。

2. 使用鋼材

使用せる鋼材は Table 1 に示す如く A.B.C.D.G の5種の HTS と 2 種のキルド軟鋼を用いた。

3. 試験要領

加工法としては次の3種の施工を行った。

- ① 歪取り時に行う加熱水冷
- ② 冷間曲げ加工
- ③ 熱間曲げ加工

* 原稿受付 昭和30年3月4日 (昭和29年度熔接学会秋季學術講演会において発表)

** 正員, 川崎重工業株式会社造船工作部 Member, Kawasaki Dockyard Shipbuilding Dept., Hull Section