SLOW BEND による熔接熱影響部の切欠 脆性について*

渡 辺 正 紀** 村 上 善 一*** 松 生 俊 一**

On the Notch-Sensitivity of Bead-Welded Heat Affected Zone by the Slow Bend Test *

By M. Watanabe,** Z. Murakami*** and T. Matuo**

Abstract

The notch-sensitivity of the heat affected zone produced by heat input 51, 428 Joule/in. and 38, 571 Joule/in. weld bead were studied both on the rimmed and killed steel, using the Bead-Weld Slow Bend specimens (See Fig. 2, 3). In addition to these tests, the effect of specimen width (between 10 mm to 30 mm) on the notch toughness were studied.

The experimental results are as follows;

- (1) As generally well known, the notch toughness of the killed steel are better than rimmed steel both on the base metal and the heat affected zone.
- (2) The heat affected zone produced by heat input 51, 428 Joule/in. bead-weld has better notch toughness than the heat affected zone produced by heat input 38, 571 Joule/in. bead weld.
- (3) The heat affected zone produced by heat input 51, 428 Joule/in. shows nearly the same notch toughness as the base metal both on the killed and rimmed steel.
- (4) For the specimen width, 20 mm width specimen and 30 mm width specimen have nearly the same notch toughness but 10 mm width specimen did not show the remarkable transition tendency in our experimental temperature range.

I. 実 験 目 的

熔接熱影響部の切欠脆性については、従来から多くの人々により、種々の方法を用いて、研究¹⁾²⁾³⁾⁴⁾⁶⁾が行われて来ている。すなわち、実験方法としては、Stout¹⁾および McGeady などの、熱影響部内の各部分の組織とは全く同一の組織を、各種温度から焼入した Charpy specimen に再現して、切欠脆性試験を行う方法、Nippes および Savage²⁾ のように、Charpy bar の中央断面を、適当に加熱冷却して、実際の熔接熱影響部内の各位置におけると、同一の加熱冷却状態をあたえ、それらについて、切欠脆性試験を行う方法、また Grossman および McGregor³⁾⁴⁾ におけるように、銲合熔接試験片の熱影響部の種々の部分に、notch の位置を移動して、その部分の切欠脆性を求める方法、その他、熔接熱影響部から、直接 Microspecimen を採取する方法などが挙げられる。

しかし、これらは、熔接熱影響部内の個々組織について

のもので、その実験結果としては、熱影響部内においては、最高加熱温度 900°C 附近の組織部分は、非常に良好で、母材よりも低い遷移温度を示し、それより熔接境界部に向うに従い、また最高加熱温度の低温側に向い、遷移温度が上昇し、熔接境界部および熔接変質部外の最高加熱温度が 500°C 附近に達した部分において、最高の遷移温度を示し、母材よりも著しく切欠靱性の低下することが示されている。

以上の人々の実験方法および実験結果にかんがみ、本実験においては、キルド鋼およびリムド鋼について、Fig. 2 に示すような切欠下の断面を、熱影響部 (Macroetch による) のみに限定した。Bead-weld-slow-bend-specimen を使用して、これら種々異なった遷移温度部分を含んだ熱影響部全般の総合切欠靱性を、直接的に検討し、あわせて Heat input が熱影響部の総合切欠靱性に及ぼす影響を、考察せんとした。なお、この種試験片における試験片巾の影響についても実験した。

II. 実 験 方 法

1. 使用鋼材

本実験に使用したキルド鋼およびリムド鋼の化学組成と機械的性質は、第 1 表の通りである。

* 原稿受付 昭和30年10月2日

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

*** 正員 大阪府立大学工業短期大学部 Member, Technical Junior College University of Osaka Prefecture

Table 1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Materials Used

Steel	Chemical composition (%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Y. S. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	Elongat- ion (%)
Killed steel	0.13	0.23	0.77	0.016	0.024	34.9	48.0	30.0
Rimmed steel	0.17	—	0.46	0.016	0.035	26.0	44.0	25.0

Table 2 Specimen Classification

Classification of specimens		Welding current (amps)	Heat input (Joule/in)	Specimen width (mm)	Porposes
Killed steel	K 1	600	38,571	20	for heat affected zone
	K 2	800	51,428	20	for heat affected zone
	K 3	—	—	20	base metal
	K 4	600	38,571	10	for width effect
	K 5	600	38,571	30	for width effect
Rimmed steel	R 2	800	51,428	20	for heat affected zone
	R 3	—	—	20	base metal

Fig. 1

2. 試験片の作成と試験片の形状

Fig. 1 (a) に示すようなキルド鋼およびリムド鋼板より、各種試験用鋼材を圧延方向と直角に Fig. 1 (b) に示すように (135mm×550mm) に切出し、母材試験用を除いたほかは、板巾の中心に縦方向に Submerged weld bead を置いた。次にこれらを熔接ビードと直角に切断して規定の試験片巾に仕上げた。しかし、ビード面から fusion line までの深さ測定の正確を期するため、熔接ビード面は板表面より 1mm を切削して flat にした。各試験片の側面は、endless paper で研磨のち 5% HNO₃ で macro etch して、変色部をもって熱影響部と定めた。熱影響部

の巾は、heat input 38, 571 joule/in のものは約 1 mm, heat input 51.428 joule/in のものは約 1.3mm 前後であったが、熱影響部から母材への移行部分の不明確さおよび試験片の加工を考慮して 1.5mm と定めた。しかし、切欠はビード側より

加工し、その底が熔着金属の fusion line に正確にタッチするようにした。この際、各試験片について一律に熔接ビードの中心に切欠の位置を定めると、fusion line の深浅により各試験片の切欠深さが異なってくる。これらの切欠深さの変動を防ぎ一定にするため、low heat input 38, 571 joule/in のビード熔接の場合のビード中心における熔込深さの最小値 4.7mm をこれら試験片の切欠深さと定め、この場合以外の 4.7 mm より深い熔込みをもつものに対しては、切欠の底の熔融線にタッチする迄、切欠の位置を Fig. 2 (b) の要領で移動した。切欠の加工後、切欠の下 1.5 mm (熱影響部) を残し、裏面より母材の一部を切除して Fig. 2 (a) (b) のような試験片を作成した。母材試験片は、これら試験片寸法と同様に作成した。

3. 試験片種別、記号、熔接ビード条件および試験片巾

(a) 試験片種別記号、巾、用途は第 2 表に示す。

(b) 熔接ビード条件

熔接電流	電弧電圧
800amps	30volts
600amps	30volts
熔接スピード	heat input*
28in/min	51,428 Joule/in
28in/min	38,751 Joule/in

*heat input の計算には次式を用いた。

$$\text{heat input} = \frac{E(\text{volts}) \times I(\text{amps}) \times 60}{S(\text{inch per minute})} \quad (\text{Stout, weldability of steel})$$

4. 実験装置および要領

(a) 使用試験機

1ton アムスラー試験機

(b) 曲げ装置、恒温槽および実験温度

試験温度範囲は +60°C から -60°C 間で、その間 7 種の温度について曲げ試験を行った。曲げ試験装置および恒温槽について曲げ試験を行った。曲げ試験装置および恒温槽の詳細は、Fig. 3 に示す。-20°C 以下の低温は、恒温槽中のアルコールにドライアイスを投入して得、また +20°C 以上の高温は、oil 中に heater を挿入して加熱し、

Fig. 2 Detail of specimen

実験中の定温度調節は、変圧器を用いて行った。試験片は各試験温度に最低10分間保持ののち曲げ試験を行った。

Fig. 4 Test result

Fig. 5 Test result

Fig. 6 Test result

Fig. 7 Test result

Fig. 3 Outline of equipment

(c) 荷重—変形曲線記録方法

荷重は 1.25kg ごとにプロットし、それに相当する変形量は、試験機に取付けたダイヤルゲージおよび変形量指示円板にて 1/100mm 単位に読取り、荷重—変形曲線を作成した。

III. 実験結果および考察

各種試験片についての最大荷重後の吸収エネルギー対温度曲線および ϕ (最大荷重対最大荷重における伸びの比) の対温度曲線は Fig. 4 から Fig. 14 に示す。これらの結果から次の事が観察される。

1. 母材および 熔接熱影響部の遷移現象について比較すると、Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6, Fig. 7 に示すようにキルド鋼においても、リムド鋼においても、heat input 51,428 Joule/in の場合の熱影響部は、母材と殆んど同一の温度であられ、また各試験温度の最大荷重後の吸収エネルギー量は、前者は殆んど母材と変化なく、後者は寧ろ母材より良好であり、遷移温度はキルド鋼は母材と殆んど同一であり、リムド鋼は寧ろ母材より良好であると見做される。

2. heat input について比較すると、Fig. 5 および Fig. 8 に示すように、38,571 Joule/in. の heat input の熱影響部は、明らかに 51,428 Joule/in の場合の熱影響部に比べてその遷移温度範囲は高温側にあらわれる。

3. リムド鋼、キルド鋼の比較については、Fig. 4, Fig. 5 Fig. 6, Fig. 7, から明らかなように、

熱影響部および母材共遷移温度範囲はリムド鋼の方が高温であり従って切欠靱性はリムド鋼が劣る。

4. 試験片の巾については, Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10, に示すように, 20mm および 30 mm 巾のものの遷移温度範囲は殆んど同一であるとみなされるが, 10mm 巾のものについては本実験温度範囲内では顕著な遷移傾向がみとめられなかった。

5. ϕ (最大荷重対最大荷重迄の伸びの比)⁵⁾は, 本実験温度範囲内では各試験片共温度によりあまり変化せず一定と見做し得るが, 熱影響部試験片において+60°C 以上で多少上昇する傾向がみられる。

ϕ の値により各試験片の遷移温度を比較すると, キルド鋼の母材が最も良好で, リムド鋼の母材がこれに次ぎ, 以下 heat input 51,428 Joule/in. のキルド鋼の熱影響部, heat input 38,571 Joule/in. のキルド鋼の熱影響部, 最後にリムド鋼の熱影響部の順序となる。(Fig. 11~Fig. 16)

6. 最大荷重迄の吸収エネルギーによる遷移現象は, 本実験温度範囲内ではあらわれなかった。

以上の結果から

1. の実験結果について次の如く考察できる。すなわち熔接熱影響部内の各部の遷移温度については, Stout, Nippes その他の人々の実験があるが, それらの結果によると, 最高加熱温度が 1100°C 以上の各部は, fracture transition temp. および ductility transition temp. 共母材より高く, また最高加熱温度が 1100°C~900°C 間の各部は母材より低い遷移温度をもつことが明らかにせられている。しかし本実験の如く, これらの高低種々の遷移温度を包含した熱影響部全体としての fracture transition temp. は, 次の考察と考へ併せ heat input が適当であれば母材のそれと殆んど同一あるいは, それ以上のものが得られると推察される。

Fig. 11 Test result

Fig. 12 Test result

Fig. 13 Test result

Fig. 8 Test result

Fig. 9 Test result

Fig. 10 Test result

2. の結果は, 38,000 Joule/in から 51,000 Joule/in に heat input が増加すると, その熱影響部の fracture transition temp. は改善されることを示すのであるが, この結果は, Stout¹⁾ の ductility transition temp. に関する実験結果と同一の傾向を示すものである。

fracture transition temp. は, 切欠下全断面の亀裂進展

Fig. 14 Test result

Fig. 15 Test result

Fig. 16 Test result

挙動の急激な変化によりあらわれるもので、この変化は全断面を構成する各部分の脆性破壊発生に対する挙動 (ductility transition temp) により左右されるものと考えられるから良好な fracture transition temp. を示すものは、その個々の部分それ自体において、あるいは総合的に良好な ductility transition temp. をもたねばならぬと推察される。従って本実験における heat input 51,428 Joule/in のものの熱影響部は、38,571 Joule/in のものに比べ、その個々の部分それ自体において、あるいは総合的にみて良好な ductility transition temp. をもつものと考えられる。しかし、熔接熱影響部内の各部の ductility transition temp. については、Stout が本実験とあまり大差のない heat input (28,000 Joule/in および 47,000 Joule/in) で実験を行い、heat input の増加により ductility transition temp. が改善せられ、また最悪部分と最良部分の ductility transition temp. の差が小なることを示している。従って上記の推察より本実験結果は、Stout の実験と全一の傾向を示すものと思われる。

次に ϕ について考察すると、 ϕ の値はその性質上、最大荷重までの鋼材の挙動すなわち、亀裂の発生に關聯したものであるから、 ϕ による判定結果は、ductility transition temp. を評価するものと考えられる。しかし、ductility transition temp. は切欠直下の鋼材の性質状態に大きく左右されるものであるから、 ϕ による本実験結果は上記 Stout¹⁾ Nippes²⁾ その他の人々による従来の実験結果と一致するものと思われる。

IV. 総 括

本実験においては、切欠下の断面をビード熔接による熱影響部のみに限定した試験片をもちいて、熱影響部全体としての切欠靱性を検討したものであるが、以上結果考察を総括すると次の如くなる。

1. heat input が 38,571 Joule/in から 51,428 Joule/in に増加すると、その熱影響部全体としての fracture transition temp. は改善される。
2. heat input が 51,428 Joule/in の熱影響部の全体と

しての fracture transition temp. は、リムド鋼およびキルド鋼共母材のそれと殆んど変わらない、しかし、heat input が適当であれば、熱影響部の総合的 fracture transition temp. は母材のそれと殆んど同一あるいは、それ以上のものが得られると考えられる。

3. リムド鋼はキルド鋼にくらべて、母材、熱影響部共 fracture transition temp. は劣る。

4. ϕ による ductility transition temp. の判定は、従来の実験結果と一致するものと思われる。

5. 試験片巾については、20mm と 30mm の場合はほぼ同一の fracture transition temp. を示したが、10mm 巾のものについては、本実験温度範囲では遷移傾向は顕著にあらわれなかった。

6. 以上の結果の考察から、種々異なった ductility transition temp. をもつものの総合体の fracture transition temp. は、各部の ductility transition temp. の相平均的な概念から推察できると考えられる。

7. ductility transition temp. は、本実験温度範囲ではあらわれなかったが、 ϕ の結果から推察し得るのではないかと考えられる。

なお本実験を行うにあたり、一方ならぬ御助力を賜った日本橋梁株式会社研究部長・久末達雄氏、三和特殊鋼株式会社・小野田昭三氏、岩田産業株式会社・楊井立夫氏その他の諸氏に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Stout, R.D., and McGeady, L.J.: The Welding Journal, 26, 1947, p 683s. to 692s
- 2) Nippes, E.F., and Savage, W.F.: The Welding Journal, 28, 1949, p 599s to 616s
- 3) Grossman, N., and MacGregor, C.W.: The Welding Journal, 27, 1948, p 267s to 272s
- 4) Shepler, P.R.: The Welding Journal, 25, 1946 p 321s to 332s
- 5) 渡辺, 合田「Notch toughness の見地よりみたる材料試験結果の判定」材料試験, 第1巻2号 (昭和27年)
- 6) Nippes, E.F., and Savage, W.F.: The Welding Journal, 25, 1946, p 776s to 787s