(昭和 36 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

厚鋼板の隅肉溶接における微小欠陥の発生機構 およびそれに対する施工法の研究 (第 2 報)

正員 木 原 博*
正員 松 永 和 介**

A Study on Relations between the Micro Crack Initiation and the
Welding Condition in a Fillet Joint of Thick Steel Plate (Report No. 2)

By Hiroshi Kihara, *Member*
Wasuke Matsunaga, *Member*

Summary

In the previous report, the authors described the investigation on a cracking phenomenon and its reproducing test results, as to the toe in a full penetrated T-type fillet joint of thick steel plate. Continued, after that, in wide range of welding conditions, the authors assured the effects of factors on toe crack initiation, and the welding procedures to prevent cracking, and summary results were obtained as follows:—

1. Elimination of notched effect at the toe is one of the most effective ways for the prevention of cracking. For this purpose, in the joint used thicker plate such as 50 mm or more, and material of inferior ductility, the procedure like the finish of the toe by grinding is necessary before opposite side welding, while in the case of the welding of some 20 mm thick plate the applications of both flat position and finer diameter electrode are adequate.
2. Welding Metal extremely different in mechanical properties with mother metal should be avoidable.
3. To decrease the welding strain at the toe which would cause the crack in the opposite side welding, back-chipping depth less than half plate thickness or edge preparation made with larger depth of first pass side groove is suggested.
4. Welding alternatively from both sides of surfaces is suitable to prevent the crack in ultra thick plates where there may arise a problem with respect to angular distortion or root cracking in multi-pass welds.

緒 言

筆者等は厚鋼板の溶込み T 型隅肉溶接継手の初層側溶接趾端部に発生する割れに関して、一連の予備試験と割れ再現試験を実施し、その結果、割れ発生状況と発生条件について求むところを前報に記したが、さらに割れ試験条件の範囲を拡張し研究を続行した結果、割れ発生条件に影響する主たる要因を明かにし、ひいては施工上の対策について二、三の方針を得ることができたのでこれを第 2 報に表わしたいと考える。すなわち本報告では

- (1) 趾端割れにおよぼす施工条件の影響
- (2) 割れ発生条件の考察

原稿受付 昭和 35 年 12 月 20 日

* 東京大学工学部

** 川崎重工業 K K 造船工作部

(3) 割れ防止のための施工法
について述べることにする。

1 趾端割れにおよぼす施工条件の影響

第1報に示したときT型隅肉割れ再現試験片による割れ発生条件と施工諸条件との関係を示す。なお本実験に使用せる鋼材の化学成分機械的性質は Table 1 のごときものである。

Table 1 Mechanical Properties and Chemical Compositions of Tested Steels.

STEEL	PLATE THICKNESS (mm)	YIELD STRENGTH (kg/mm)	TENSILE STRENGTH (kg/mm)	ELONGATION G.L. 200 (%)	0°C V-CHARPY ABSORBED ENERGY (kg-m/cm)	CHEMICAL COMPOSITIONS (% LADLE)										
						C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	V	B
HT 50	20	40	54	28	13.6	0.14	0.42	1.27	0.014	0.016	0.04	0.06	0.17			
SB42B	50	28	44	25	6.9	0.16	0.25	0.07	0.015	0.015						
SM41W AS ROLLED	20	23.5	41~50	21.5	6.5	M/C 2.5			≤0.04	≤0.05						
SM41W NORMALIZED	20	-	-	-	-	-			-	-						
2 H	20	30.0		32.0	18	0.13	0.55	1.30	0.014	0.014						
T-1	20	73.6	78.2	G.L. 2 32.0		0.14	0.26	0.46	0.018	0.024	0.46	0.86	0.40	0.45	0.04	0.005

Table 2 Toe Crack Reproducing Test Conditions and Their Results for 20mm Thick Plate of HT 50 Steel.

SHAPE OF NOTCH		DEPTH OF GROOVE: D (mm)	ELECTRODE DIA (mm)	PREHEATING TEMP (°C)	WELDING PASSES	NOTE
ARTIFICIAL NOTCH	① r = 0.25 d = 1.4	12	5	100 200	1 2 3	STRAIN MEASURED AFTER WHOLE PASS WELDING
		16			1 2 3	
		20			1 2 3	
		12			1 3 6	
		16			1 2 3	
		20			1 3 6*	
	② r = 1.0 d = 2.8	12	5	100 200	1 2 3	
		16			1 2 3	
		20			1 2 3	
		12			1 3 6*	
		16			1 3 6	
		20			1 3 6	
	③ r = 0 d = 0	12	5	100 200	1 3 6	
		16			1 3 6	
		20			1 3 6	
		12			1 3 6	
		16			1 3 6	
		20			1 3 6	
ARTIFICIAL NOTCH	④ UNDERCUT	16	5	200	1 3 6	STRAIN MEASURED IN EVERY PASS WELDING
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
	⑤ OVERLAP	16	5	200	1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
		16			1 2 3	
	⑥ AS WELDED IN REVERSE POLARITY	12	5	200	1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	
		12			1 2 3	

REMARK: *MARK SHOWS THE CASE WHERE CRACKING OCCURRED DURING WELDING.

使用鋼材は HT 50, 初層側溶接に使用せる溶接棒は LB 55 (E 7016) 5mm ϕ である。仕上層側溶接条件の外、上端部の切欠形状も種々変化させた。試験条件とその結果は Table 2 に示されるごときものである。

(4) 仕上層側溶接時の予熱条件として予熱なしの場合と 100, 200℃ 予熱の 3 種

切欠形状 2' の場合に割れ発生の施工範囲を溝深さと溶接層数について示せば Fig. 1 に示すように明かに溝深さの深い場合に、また溶接層数を重ねる程、趾端割れが発生しやすくなることが認められる。

前項のように溶接層数が増す程、趾端割れを生じ易くなるので、厚板では当然割れ率が高くなると考えられる。厚板の場合として板厚 50 mm のボイラー用鋼板 SB 42 B 材について、

SHAPE OF NOTCH	DEPTH OF GROOVE D (mm)	ELECTRODE DIA (mm)	WELDING PASSES
AS WELDED IN DCRP	45	4	42 ³
		6	26 ⁸
		8	16
	30	4	37
		6	22
		8	10
	15	4	28
		6	17
		8	8

REMARK: * SHOWS THE CASE WHERE CRACKING
OCCURED DURING WELDING.

Fig.1 Cracking Conditions in Toe Crack
Reproducing Test for 20mm Thick
Plate of HT 50 Steel.

(1) 仕上層側溶接溝深さ 15, 30, 45 mm の 3 種
(2) 仕上層側溶接棒径 4, 6, 8 mm ϕ の 3 種 (ただし 4, 6 mm ϕ は LB 55, 8 mm ϕ は B 17 使用)
の条件を組合せて割れ再現試験を行なった結果を Table 3 に示す。

Fig. 2 An Example of Toe Cracking in 50 mm Thick Plate of SB 42B Steel.

この場合には前項の板厚 20mm の HT 50 では割れを見なかつた溶接のままの趾端切欠を用いたが、溝深さの深い 45mm の溶接棒径 8mm ϕ の場合に割れの発生を認め、母材材質の差もあるが明かに、仕上層側溶接の溶着量、すなわち板厚が一つの要因になっていることを示すと考えられる。

Fig. 3 A Sectional View of Cracking in 50 mm Thick Plate of SB 42 B Steel (same specimen as Fig. 2)

Fig. 4 Microstructure of Toe Crack in SB 42 B Steel (×50 metal)

なお、Fig. 3 によれば仕上層側溶接金属の収縮に対する拘束が大となつているために生じたと考えられる剥離割れが横板の部分に見出される。剥離割れについては本研究の主題ではないが、趾端割れを起すか、剥離割れを起すかは、変形と拘束との相対的な問題であると考えられ、さきの HT 50 の場合にも、試験的に行なつた角変形を拘束した場合および横板側趾端部に切欠を付した場合には剥離割れを生じている。従つて、変形防止のためにいたずらに拘束するような施工では、剥離の危険が増大し、しかも、発生した剥離割れは表面に現れるような大きな割れでない限り、検出が容易でないことを考慮すべきである。

1.3 初層側溶接条件の影響

趾端部の切欠形状は、割れ発生条件の一つの主要因と考えられるが HT 50、板厚 20mm の場合には溶接のままの

状態の趾端条件（使用溶接棒は LB 55 mmφ）では割れの発生を見なかつた。しかし溶接のままの状態でも溶接棒径が太い場合や、被溶接板が傾斜（溶接方向と直角方向）しているときには余盛りの形状が変化し切欠としての効果も変つて来る。このような例として Table 4 に示す割れ再現試験を行なつた。その結果は溶接棒径 6 mmφ

Table 4 Toe Crack Reproducing Test Conditions and Their Results for Various First Pass Side Welding Conditions.

TOE CONDITIONS		FINISHING-PASS-SIDE WELDING		
ELECTRODE DIA (mm)	INCLINATION ANGLE (DEGREE)	DEPTH OF GROOVE D (mm)	ELECTRODE DIA (mm)	WELDING PASSES
6	30	20	4	10
			6	6 *
5	30	20	4	10 *
			6	6 *

REMARK *SHOWS THE CASE WHERE CRACKING OCCURRED DURING WELDING

および板に傾斜を付けたときには切欠形状が鋭くなり割れの発生を見ている。趾端部の熱影響部の延性についての従来の Kommerell 試験の例⁽⁴⁾からは、6 mmφ の方が入熱が大きく、延性に富むわけであるが、この場合には切欠形状が大きく左右して趾端割れを起し易くなつており、また

30° 傾斜した場合の余盛形状の影響も非常に大きく、溶接姿勢の重要なことをうかがい知ることができる。

なお、割れの状態を Fig. 5~8 に示すが、SB 42 B と同様に

(1) 趾端割れは母材熱影響部の溶接金属側境界部に発生し

(2) 母材熱影響部内を伝播している。伝播の場合の方向としては、圧延方向とこれに直角方向とに選択的な階段状に進んでおり、板厚方向の割れの開口がやや大きいことから剥離状の微小欠陥が先行し、これを連結する

Fig. 5 Toe Cracking Caused on the Joint Welded under 30° Inclined Condition in First-Pass-Side Welding for 20 mm Thick Plate of HT 50 Steel.

Fig.6 Sectional View of Cracking in the joint Welded under 30° Inclined Condition in First-Pass side Welding.

Fig.8 Microphotograph of Toe Crack in HT 50 Steel (no etch, same as Fig.7)

Fig.7 Microstructure of Toe Crack in HT 50 Steel (nital).

Table 5 Toe Crack Reproducing Test Conditions and Their Results for Various Steels.

	MOTHER METALS	SM41W	SM41W	HT 60	T-1
		AS ROLLED	AS ROLLED		
TOE CONDITIONS	ELECTRODE	LB 26	LB 26	LB 55	LB 116
	ELECTRODE DIA (mm)	6	6	6	6
	PREHEATING TEMPERATURE (°C)	50	50	80	150
	INCLINATION ANGLE θ (DEGREE)	0	30	30	30
	DEPTH OF GROOVE D (mm)	20	20	20	20
FINISHING PASS- SIDE WELDING CONDITION	ELECTRODE	LB 26	LB 26	LB 55	LB 116
	ELECTRODE DIA (mm)	4	4	4	4
	WELDING PASSES	10	10 *	10 **	10 *

REMARKS : 1) * SHOWS THE CASE WHERE CRACKING OCCURRED DURING WELDING

2) ** SHOWS THE CASE WHERE CRACKING OCCURRED DURING WELDING IN ALL THE WELDING LENGTH

ように割れが伝播したものと推察され、亀裂付近に Cavity あるいは微小剥離とおぼしき欠陥が多いことは興味ある事実である (Fig.8)。

1.4 母材鋼種の影響

母材鋼種を変えた場合として Table 5 に示すような割れ再現試験を行なった。使用鋼材は軟鋼 (SM 41 W), 調質 60 kg/mm² 級高張力鋼, T-1 鋼の 3 種で, 趾端部の切欠条件は溶接のままとしてはかなり鋭い条件 (溶接棒径 6 mmφ, 板を 30° 傾斜) となつてゐるが, この場合いずれも趾端割れを見ており, 特に 2H 鋼では全長に涉つて割れを発生しており, この種調質鋼ではかなり容易に割れが発生するようである。なお, 初層溶接中のピード下割れは十分な予熱によつて防止している。

2 割れ発生条件の考察

2.1 溶接条件と趾端部の歪

既述の割れ再現試験では第 1 報に示した方法に従い標点距離 0.5 mm で趾端部の歪を計測したが, その結果を Figs. 9, 10 に示す。Fig. 9 は板厚 20 mm の HT 50 の場合, Fig. 10 は板厚 50 mm の SB 42 B の場合である。

Fig.9 Results of Welding Strain Measurement at The Toe in Opposite Side Welding for 20mm Thick Plate of HT 50 Steel.

これらの図は横軸に該当溶接層の溶込み線から仕上層側板表面までの距離, すなわち該当溶接の溶込み深さを, 板表面からの値量を以つて示し, 縦軸に該当溶接終了後の歪を記している。

まず Fig.9 では, 割れ再現を見た切欠が鋭く溝深さの深い場合にはいずれも歪が大きく, さらにこれ等の歪は圧縮歪でこれが溶接層数を重ねるに従つて累積され, 割れに至つたことが認められる。切欠が緩く溝深さの浅い場合には歪量は数%以下ではほとんど趾端歪を生じていないことが認められ, また最終層に近い層では溶接歪の傾向はわずかの引張歪となつてゐるようである。

板厚 50 mm の Fig.10 では最初から板厚 20 mm の Fig.9 の場合の最終層に近い状態のように溶接歪は引張歪となつてゐることが認められ, この際にも溝深さの深い状態が到達歪が大きく割れを発生している。

溶接棒径の影響については両図とも棒径 6 mmφ の場合が総じて到達歪が大きく, 溶接棒径の太い方が大きく歪むと云えよう。棒径 8 mmφ では 4.6 mmφ の溶接金属が HT 50 であるのに対して, 軟鋼並の強さで収縮力が小さく, 溶着量断面に比し, 収縮力に抵抗する部分の喉厚が小さい場合 (Fig.2, 3, 10 NOTCH 2, D=20, および 30° 傾斜溶接による鋭切欠 D=20) を除いては, 趾端歪が大きくならず, 棒径の影響が顕著でないものと考えられる。

いずれにしても, 第 1 報で認めた諸現象はさらに広範な溶接条件において再確認されたと考えられる。

Fig.10 Results of Welding Strain Measurement at the Toe in Opposite Side Welding for 50mm Thick Plate of SB 42B Steel.

2.2 趾端部の延性減少過程

割れ再現試験において、割れ発生条件と、趾端部の歪との間には密接な関連を認めたがこの歪は割れに付随する現象、あるいは結果として理解するよりも、その発生との緊密度からして、むしろ割れの原因としての要素を持っているものと考えざるを得ないようである。また趾端歪は仕上層側溶接時に発生するもので歪は当然溶接熱サイクルの温度範囲に涉つて進行する。一方趾端部の割れ発生と云う現象は応力的には破壊応力値に到達したことであり、また材質的には、破壊応力値に到達するだけの加工硬化の進行あるいは延性の消失を見たことと考えることができよう。従つて、溶接歪が原因となつて、趾端部に割れ発生を見ると云うことは、趾端部の切欠形状と、歪による多軸応力度の変化と応力値の上昇との関係において破壊応

Fig.11 Effect of Mechanical Prestrain on the Retained Ductility of the Toe in a Filled Joint Made from HT 50 Steel.

Fig.12 Effect of Mechanical Prestrain on the Retained Ductility of the Toe in a Fillet Joint Made from Various steels.

Fig.13 Results of Bending Test after Welding and their Correlation with Welding Condition for 20mm Thick Plate of HT 50 Steel.

Fig.14 Results of Bending Test after Welding and their Correlation with Welding Conditions for 50mm Thick Plate of SB 42B Steel.

力値に到達することであり、また一方歪にもなる鋼材の加工硬化の進行あるいは延性の消失に基因したとも考えられ、しかも、後者には溶接熱サイクルに伴う、時効、青熱脆性等の要因が重り合つて複雑な機構を有するであろう。これらの諸要因が幅そうした状態を解析するためには実際の溶接趾端部の挙動を適確につかむことが先決であろう。この意味で筆者はまず趾端部が予歪と熱によつて延性を失う過程を調査し、この結果を割れ再現試験片趾端部の残留延性と比較した。

試験方法は第1報に述べたごとくL型曲げ試験片を採取して行なつた。

まず、予歪と趾端部延性の減少過程との関連については、Fig. 11 に HT 50 の場合（予歪温度が常温、250、500°C の場合を集約）Fig. 12 に SM 41 W, 2H, T-1 の各種鋼材における試験結果を示す。これ等は第1報の結果とともに次のように要約できる。

(1) 予歪を受けた趾端部の延性はほぼ予歪量に比例して減少し、この傾向は約 500°C まで変らない。

(2) この趾端部の延性減少過程は、鋼種、切欠形状、予歪温度等によつて変化するが、予歪量が 5~15% G.L=0.5mm にて全く延性が失われる。

(3) 実験の範囲では 250°C 予歪による延性の減少が最も著しく、歪時効等の影響を暗示している。

Fig. 15 Relation between Welding Strain and the Retained Ductility in Bending after Welding for 20mm HT 50 Steel.

つぎに、趾端部の残留延性と割れ再現試験溶接条件との関係を Figs. 13 (HT 50), 14 (SB 42B) に示す。これ等の結果には割れ再現試験で割れを発生した条件での残留延性を零として記入してあるが、この割れを発生した条件に近いもの程、残留延性が減少していることが認められ、溶接歪による趾端部延性の漸減が割れ発生の基因であることを裏付けていると考えられる。

このことはさらに、割れ再現試験に際して計測された趾端部の歪と残留延性との関係を示す Figs. 15 (HT 50), 16 (SB 42B) によつて一層明確となるであろう。これ等の図には、比較のために機械的予歪と、残留延性の関係 (Figs. 11, 12) を直線で記入してあり、溶接歪が機械的予歪とほとんど同様の効果を与えていることが認められる。

2.3 溶接趾端部の延性について

溶接歪によつて趾端部の延性が減少し割れに至る過程は

- (1) 趾端部の材質
- (2) 趾端部の形状
- (3) 趾端歪の大小

によつて程度を異にすると考えられる。

本項では (1) の材質について初層側溶接の予熱による影響および加工材における延性をまた (2) の切欠形状におよぼす棒径、溶接姿勢の影響について調査した結果を示すことにする。

A 趾端部の材質

(1) 予熱、後熱の影響

Fig. 17 長さ 150, 幅 75, 板厚 20mm の Mi-Si 系 HT 50 平板に長さ 50mm の横ビードを置き曲げ試験において、溶接趾端部に割れが入るまでの延性 (曲げ角度を以つて示す) を調査した。溶接条件としては LB 55 4mmφ 溶接棒を使用し、溶接電流 170 A, 溶接速度は 100, 150mm/min とし、予熱温度を変化した。その結果は Fig. 17 のごとく、常温と 160°C 予熱とでは割れ発生までの曲げ角度がそれぞれ 10° と 17° と云う値を示し、かなりの差を示している。

後熱としては 250°C 30 分時効と、600°C 30 分焼鈍の場合を調査したが、Fig. 18 のごとくその影響は認められない。

さて、平板横ビード曲げ試験⁽²⁾は元来感度が良くないと云われており、また余盛形状も大いに異なるからこの結果を直ちに隅肉趾端部に適用することは無理と思われる。しかし、入熱の影響はこれまで Luther 等が横ビ

Fig. 16 Relation between Welding Strain and the Retained Ductility in Bending after Welding for 50mm SB 42B Steel.

Fig. 17 Effect of Preheating on Initial Ductility to Crack Initiation on the Toe.

Fig. 18 Effect of Postheating on Initial Ductility to Crack Initiation on the Toe.

ード切欠曲げ試験においても認めているところで、その場合には熱影響部硬さが Vickers 250 位の所から上でかなり延性が減少しており、実際溶接条件によつて得られる熱影響部硬さも 250 前後の値が得られており実際の趾端部延性にも影響があるものと考えられる。しかし、予熱の影響は割れ再現試験では認められなかった。

(2) 加工材の初期延性

初層側溶接前に曲げ加工を行なつた加工材を溶接した場合の趾端部延性をL型曲げ試験によつて調査した。

Fig. 19 Effect of Cold Working before Welding on the Initial Ductility to Crack Initiation on the Toe.

試験材は割れ再現試験と同様の HT 50 で Fig. 19 のごとく、曲率半径 1,000, または 500 mm に円筒状に曲げたものと、半径 1,000 mm で球面状に曲げたものについて実験を行なつた。溶接後趾端部が圧縮歪になつたもの、引張歪になつたもの共に 3 本のL型曲げ試験片を採取し、常温で曲げ、趾端部に割れが発生するまでの延性を調査した。

Fig. 19 に実験結果を示すが、曲げ加工材ではいずれもかなり延性が低下している。しかし、加工による表面塑性歪は約 2% 以下であるので、曲率半径による相違は少く、また溶接熱により熱影響部の内側では再結晶温度以上になる等、仕上層側溶接時の歪による脆化機構とは本質的に異質なものが支配的と考えられる。これ等の現象については、加工材における溶接熱影響部材質について研究を進めなければならないものと考えられ本研究では単に問題点を提起したに止めたと思う。

B 趾端部の形状

(1) 溶接姿勢の影響

平板の傾斜による影響は Fig. 20 のごとく、傾斜角度 15° までは影響がなく、30° になつて割れ発生までの曲げ角度が水平のときの 14° から 12° に減少している。

平板の傾斜による余盛形状の影響は傾斜が 30° 付近になつて急に認められるようになっており、隅肉趾端では継手形状の上から縦板が水平のときでもある程度傾斜した平板の場合に相当すると考えられるからこのような部材の傾斜による影響は平板の場合より強調して現われるであろう。このことはすでに割れ再現試験で認めたところである。

(2) 棒径の影響

溶接棒径が 4mm φ と 6mm φ との場合のL型曲げ試験結果を Table 6 に示すが、太径棒においては slag が

Fig.20 Effect of Positioning on the Initial Ductility to Crack initiation on the Toe.

ELECTRODE DIA (mm)	PRE-HEAT TEMP (°C)	NOTCH SHAPE	DUCTILITY KG-M/CM ²	MAX HV	
				MEASURED	CALCULATED
4	30		1.48 1.47*	307	330
4	200		1.07 1.84*	262	295
6	30		1.03 1.29*	312	270
6	200		0.56 0.94*	249	240

* SHOWS RETESTED RESULT.

Table 6 Effect of Electrode Diameter on the Initial Ductility to Crack Initiation on the Toe.

流れて切欠形状が鋭くなり、上記の傾斜による影響と同様に延性を低下させ、この際の延性減少は予熱による改善を遙かに上回ることに注意すべきである。

2.4 割れ発生条件の総括

以上溶込み型隅肉多層溶接趾端割れの発生条件を総括して例挙すれば次のごとくになる。

(1) 初層側溶接趾端部の材質

(i) 使用鋼材

趾端部が仕上層溶接時の歪によつて脆化することが重要な要因となつているので、趾端部の初期延性を大ならしめ、また歪によつて脆化の程度が著しくない鋼材が割れ防止のために望ましい。

(ii) 初層側溶接条件

まず溶接棒の種類は母材熱影響部と溶接金属との相対的強さを決定するので歪集中の位置については割れ発生位置に影響する。すなわち、母材と溶接金属の強さの適合したものを選ぶことが望ましいと考えられる。

溶接棒の入熱は母材熱影響部の硬さあるいは延性に影響し、入熱の大なる方が延性に富むようになるが、実際の趾端部の延性におよぼす影響は明瞭でない。

以上、趾端部の材質はその延性と云う点で重要であるが、一般的には以下にのべるような形状の問題、仕上層側溶接条件等と比べると影響は少くやや第二義的なものと考えられる。

(2) 初層側溶接趾端部の切欠形状

本件は諸要因中最も重要なもので、趾端部に切欠がなければ、割れは発生しないと云つても過言ではない程度で、事実少くとも板厚 20mm の HT 50 には適用されることである。さて切欠形状の影響は次の2つの因子が重畳した効果である。

(i) 仕上層側溶接時の歪を大きくする。

これによつて趾端部延性が失われる。

(ii) 応力集中あるいは多軸応力度の増加によつて、趾端部延性が全く失われる臨界歪量を小さくする。

この2つの因子は換言すれば、応力-歪曲線⁽⁹⁾において、(i)は歪の増加による flow stress の上昇であり、(ii)は flow curve 勾配の急上昇による flow stress の上昇を意味すると考えられる。

実際には初層側溶接条件によつてこの切欠形状は決定されるのであり、この際の要因としては次のごときものがあげられる。

(i) 継手形状

突合継手より隅肉継手の方が切欠効果が大い。

(ii) ビード、余盛の形状

切欠効果を大きくするビード形状、すなわち、① 太径溶接棒の使用、② slag の垂れるような溶接姿勢(上向および水平傾斜)、③ slag 流動性の悪い溶接棒種(いわゆる作業性の悪い溶接棒として低水素系で代表される)、④ 直流逆極性、等の併用によつてできる。この際、切欠形状の許容限界は他の要因、例えば、板厚等によつて影響を受け、条件いかんでは良好なビード形状でも、溶接のままの状態では許容限界を越える点に注目すべきである。

(3) 仕上層側溶接による初層側溶接趾端部の歪

仕上層側溶接の各層ごとの趾端歪は趾端部の初期延性に比べて小さいか、あるいは収縮歪である。したがつて直ちに破壊応力に到達する程には flow stress が上昇しえないと考えられる。しかし、趾端歪の進行だけ加工硬化すなわち flow stress の上昇が起り、次の溶接によつてさらに応力の上昇する機会が与えられよう。このような重畳効果によつて破壊応力に到達する過程は歪の側より見れば歪の累積による鋼材の延性の減少として現われ、ここに仕上層側溶接による趾端歪の意義が存在するであろう。趾端歪を増減する条件は (i) 趾端部切欠形状、(ii) 仕上層側溶接条件であるが (i) については既述したからここでは (ii) を列挙する。

(i) 板厚

実験の範囲では板厚 50 mm でも歪が飽和状態に達することなく溶着量の増加とともに趾端歪を増している。恐らく板厚による歪の飽和点は板厚 3' 以上⁽⁴⁾であろう。従つて板厚増加による割れの危険性について十分考慮する必要がある。

(ii) 裏溝深さ

裏溝深さの影響は顕著で深い溝をはることは ① 仕上層側の溶着量を増加し ② 仕上層側溶接による収縮に抵抗する部分の厚さを減じると云う 2 重の意味で趾端歪を増加し、特に高温における負荷部分の軟化と切欠先端の塑性座屈的現象も考えられ後者の影響が大きいと考えられる。まず板厚の 1/2 以下の溝深さなれば問題はないようである。

(iii) 仕上層側溶接の棒種、棒径

仕上層側溶接金属の強さ(特に降伏強さ)の大小は溶接収縮に抵抗する部分(趾端部を含む)との相対的な強さの差によつて趾端歪の増減に影響する。当然溶接金属が軟い場合には歪は小さい。また溶け込み深さ、溶着量の面で棒種、棒径の影響が考えられるが棒径の太い場合に歪がやや大きくなると云う結果が得られている。

なお、割れ発生条件と材料の破壊機構との結びつきを明らかにするためには、溶接に付随する複雑な考慮外の現象の影響を除去して問題を単純化して解析を進めることが必要であり、また割れ発生時における熱歪と応力条件に対する解析も今後に残されている。

3 割れ防止のための溶接工作法について

実際施工において趾端割れを防止するには当然これまで述べて来たような割れ発生の諸要因を除去することがその手段と考えられる。すなわち、

(1) 溶接趾端部の切欠を除去すること。

(2) 母材と溶接金属との機械的強さの差の少ないような溶接棒を使用すること。

(3) 裏溶接による趾端部の溶接歪を少くすること。

である。これ等 3 つの点は一般の溶接継手においてはさしたる困難を生ぜず併用することができると考えられ、また望ましくもある。まず(1)の切欠を完全に除去すれば、非常に延性の少ない鋼材の場合を除いてこれだけで趾端割れ防止の十分条件を満たすものと考えられる。しかし切欠を完全に除去するためには趾端部をグラインダーまたは機械切削によつて仕上げるが必要であり、超厚板の場合、あるいは使用性能上の要求がある場合等の特別な場合を除いては、このような施工は経済的に非常に不利であり、一般的には溶接のままの状態で切欠の影響が少いようなビード形状となるような施工法の採用が望ましいと考えられる。幸い溶接のままの状態でも趾端部が比較的なめらかになるようなビードでは裏溶接による歪も少く、板厚 20 mm 程度ならこれでも十分と考えられる。このような平滑なビードを得るためには該当趾端部となる初層側溶接の最終層を細径棒で下向姿勢で溶接するのが望ましい。ビード形状におよぼす棒径および姿勢の影響はいずれも著しく、実際施工面ではこの点十分考慮する必要がある。なお、棒種については他の条件で決定されるものであろうが、低水素系溶接棒の場

合が最も切欠が著しくなり、イルミナイト系、ライムチタニヤ系ではこれよりビードがなめらかである。

(2) の母材と溶接金属との機械的強さをほぼ同一にすることは冶金的切欠を除去する点を考慮したものであり、一般的には鋼材に適応した規格値の溶接棒が使用されているわけで問題はないが、異種鋼材間の継手では必然的に生ずる問題でそのような個所では(1)の形状の切欠除去等によつてこの点を補う必要がある。また市販の軟鋼用低水素系溶接棒による溶接金属には HT 50 級の機械的強さを有するものが用いられており、この点軟鋼母材と溶接金属との適合性が悪いことも考慮に入れておくのがよいであろう。

(3) の裏溶接における趾端部の溶接歪を少なくすることは本質的には趾端部の切欠と結びついて考慮されるものであるが、裏溶接における溶着量を減らすこと、裏溶接による溶接熱応力に対する負荷部分の剛性を増して趾端部への溶接歪の影響が少くなるようにすることである。このためには裏溝ほり深さを浅くすることが第 1 であり、溶接継手開先形状の設計に当つても初層側と仕上層側との開先比を 7:3 から 8:2 のように初層側を大きくすることによつて目的を達し得る。超厚板の場合には上記の開先比は継手全体の歪防止の見地から一定の限界⁽⁹⁾に入るであろうし、また初層側溶接自体もルート割れ⁽⁶⁾を発生する恐れが生じて来るから、このような場合には、ある程度一方の側の溶接を行なつたら反対側の溶接を行なうと云うように、交互に溶接を行なつて、趾端歪の累積を除去するのが適当と考えられる。この際反対側溶接に移行するまでの限界溶接量は使用鋼材、切欠形状によつても異なろうが板厚方向に 20~25 mm と見ればまず安全と考えられよう。またこれまでの実験では板厚 50 mm までであれば(1)初層側趾端部溶接を 4 mmφ の溶接棒で下向姿勢で美麗に施工し、(2)裏溝深さが板厚の 1/2 以下になればまず割れ発生の懸念はないと考えられる。

溶接歪によつて趾端部に割れが入る限界歪量は当然使用鋼材によつて大いに異なるわけであるが特に溶接歪の生ずる温度域における溶接熱影響部について考慮する必要がある。これらの諸点は溶込み型隅肉溶接継手のみならず突合継手一般にも適用できるものと考えられ、いわゆる高性能構造物では使用鋼種とあいまつて十分考慮されるべき問題であろう。

4 結 論

以上溶込み型隅肉溶接継手初層側溶接趾端部の割れ発生条件に対する実験と考察を進め、割れ防止策の概要を述べて来たが、その結果を次のごとく要約することができる。

A 割れ発生条件

(1) 溶込み型隅肉多層溶接継手にあつては初層側溶接後、該当趾端部が仕上層側溶接によつて受ける累積歪が切欠底部で 5~15% ($G \cdot L = 0.5 \text{ mm}$) に到達すると割れを発生し、割れ発生までの臨界累積歪は趾端部の材質、切欠形状によつて変化する。

(2) 趾端部の歪量は該当趾端部切欠形状、裏溝深さ、板厚、溶接棒種、溶接棒径等によつて広範に変化する。

(3) 趾端部切欠形状は溶接時の姿勢、使用溶接棒径によつて変化する。

B 割れの防止策

(1) 初層側趾端部の切欠を除去することが最も有効であり、板厚 20 mm 程度では下向姿勢、細径溶接棒による溶接施工で十分である。超厚板および初期延性の少い材料を使用の際にはグラインダー仕上等の施工が必要である。

(2) 母材と溶接金属との機械的性質が極度に異なる溶接棒の使用を避けるのがよい。

(3) 仕上層側溶接時の趾端歪を少なくするためには裏溝深さを板厚の 1/2 以下におさえるのがよく、このためには初層側の開先形状を大きくするのが適切である。

(4) 超厚板のごとく到達歪が大きくなり、ルート割れ防止も問題となる場合には、裏表交互に溶接を行なう施工法が有効であり、この際片側の溶着量が厚さ 20~25 mm で裏側の施工に移れば十分である。

謝 辞

終りに研究の実施に際して、詳細なる内容に渉るまで有益なる御教示をいただいた東京大学吉識教授、大阪大学寺沢教授、大谷教授、金属材料技術研究所鈴木部長および、実験遂行に関して種々御援助をいただいた金属材料技術研究所第 6 部の方々に深く感謝の意を表し、本報を結ぶものとする。

参 考 文 献

- (1) 吉田, 松永, 寺井: 高張力鋼のコンマレル試験について, 溶接学会誌, 27 卷 6 号.
 - (2) C.E.Jackson, G.G.Luther: The Bead-weld Nick Bend Test For Weldability, Welding Journal Oct. (1944).
 - (3) 横堀: 材料強度学, 技報堂 (1955).
 - (4) V.M.Nigriny: Fabrication of Crosshead Beams, Welding Journal Jan.1956.
 - (5) 吉田, 松永, 寺井: 造船用厚鋼板の溶接施工について, 溶接学会誌, 25 卷 11 号.
 - (6) R.Gunnert: Cracks in the Root of Multi-Pass Arc Welds Caused by Residual Stress, I.I.W. DOC, X-245-60-DE. (1960).
-