

© 1986 ISIJ

# 鋼溶接部の溶融亜鉛脆化割れにおよぼす 硬さの影響

.....  
論 文  
.....

菊田米男\*・荒木孝雄\*・米田理史\*・内川 啓\*<sup>2</sup>

## Effect of Hardness of Steels and Welds on Liquid Metal Embrittlement Cracking in Molten Zinc

Yoneo KIKUTA, Takao ARAKI, Masafumi YONEDA and Kei UCHIKAWA

## Synopsis :

Liquid metal embrittlement cracking (LMEC) of steels and welds in hot dip galvanizing process was studied. Commercial weldable structural steels were exposed to Y-Groove cracking test and sustained load test in molten zinc, and the effect of metallurgical properties on LMEC sensitivity and fracture stress were investigated.

Results obtained are summarized as follows.

(1) In both tests the welds suffered from intergranular fracture in grain coarsed region of heat affected zone in molten zinc. This behavior corresponds to LMEC of welded steel structures.

(2) LMEC sensitivity of steels and welds, which is expressed by cracking percentage in Y-Groove Cracking Test or liquid zinc embrittlement fracture ratio in Sustained Load Test, is influenced by hardness.

(3) LMEC fracture stress is affected by hardness and grain size of steels and welds.

### 1. 緒 言

鋼構造物の防錆処理方法として溶融亜鉛めつき（以下亜鉛めつきと略す）を施した場合、亜鉛めつき処理中に溶接熱影響部（以下 HAZ）粗粒域に粒界割れを生じることがある。この現象は溶融亜鉛による溶融金属脆化割れ（以下溶融亜鉛脆化割れ）と呼ばれている。とくに、全部材が亜鉛めつきを施される送電鉄塔においては、近年、送電電圧の上昇に伴い、鋼管構造が採用され規模も大型化してきているため、溶接構造が多く取り入れられ溶融亜鉛脆化割れの発生が、製作過程における障害となっている。

このような、鋼構造物の溶融亜鉛脆化割れに関する研究例は、非常に少なく、RÄDEKER<sup>1)</sup>らは、溶融亜鉛中での鋼の繰返し曲げ試験およびクリープラプチャー試験を行うことにより脆化現象を解析しているが、溶接部に関する研究は行っていない。一方、最近では、送電用鋼管鉄塔に対する溶融亜鉛脆化割れ防止の観点より菊池<sup>2)</sup>、石本<sup>3)</sup>の研究があり、構造物を亜鉛浴へ浸漬する際に発生する熱応力の解析を行っている。また、耐溶融亜鉛脆化割れ鋼の開発<sup>4)~6)</sup>に付随して種々の試験方法の提唱も行われている。しかしながら、HAZの金属学

的因子が、溶融亜鉛脆化割れに及ぼす影響については、十分明らかにされていないのが現状である。

そこで、本研究においては、市販の溶接構造用鋼を用いて、斜めY形溶接割れ試験片（以下斜めY試験片および斜めY試験）により、鋼溶接部に発生する溶融亜鉛脆化割れの特性を検討するとともに、供試鋼の母材ならびに溶接部の溶融亜鉛中での定荷重引張試験（Sustained Load Test）を行い、母材およびHAZの金属学的因子としての硬さ、結晶粒径が溶融亜鉛脆化割れに及ぼす影響を明らかにすることを目的とした。

### 2. 実験方法

#### 2.1 供試材料

Table 1は、本研究に用いた供試材料の化学組成、機械的性質を示した。供試材料は、板厚 18, 19 mm（以下  $h=19$  mm）および 9 mm（以下  $h=9$  mm）の市販の溶接構造用鋼とし、軟鋼（SS 41）、非調質高張力鋼（SM 50, STK 55）、調質高張力鋼（SM 58, HT 80）を用いた。供試材料の母材の組織は、SS 41, SM 50, STK 55 はフェライト・パーライトであり、SM 58 および HT 80 は、焼もどしマルテンサイトであつた。

なお、斜めY試験には、Table 1に示したすべての供

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 4 月 24 日受付 (Received Apr. 24, 1985)

\* 大阪大学工学部 (Faculty of Engineering, Osaka University)

\*<sup>2</sup> 安治川鉄工建設(株)製造管理部 (Production div., Ajikawa Iron Works & Construction, Co, Ltd. 4-11-88 Takeshima Nishiyodogawaku Osaka 555)

Table 1. Chemical compositions (wt%) and mechanical properties of materials used.

Materials	h (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	Mo	Nb	Ceq. (%)	T. S. (MPa)	Y. P. (MPa)	El. (%)
SS41	19	0.17	0.26	0.58	0.012	0.012	0.02	0.02	0.02	Tr.	0.003	0.01	0.28	428	282	31.0
SM50	19	0.16	0.42	1.33	0.034	0.016	0.05	0.02	0.04	Tr.	0.005	0.01	0.41	537	399	30.0
STK55	18	0.15	0.26	1.35	0.021	0.002	Tr.	0.01	0.01	0.040	0.003	0.03	0.39	583	502	20.2
HT80-1	19	0.14	0.23	0.85	0.017	0.002	0.17	0.02	0.37	0.043	0.320	0.01	0.45	796	739	14.4
HT80-2	19	0.11	0.26	0.91	0.014	0.008	0.23	0.04	0.80	0.048	0.355	0.01	0.53	849	807	15.1
SS41	9	0.16	0.05	0.61	0.012	0.017	0.03	0.02	0.02	Tr.	0.001	0.01	0.27	406	277	30.1
SM50	9	0.16	0.41	1.31	0.029	0.016	0.06	0.02	0.03	0.003	0.005	0.01	0.40	550	378	23.1
STK55	9	0.12	0.25	1.31	0.023	0.008	Tr.	0.01	0.01	Tr.	0.004	0.04	0.35	594	549	21.0
SM58	9	0.13	0.34	1.32	0.010	0.005	0.01	0.12	0.02	0.042	0.059	0.01	0.39	626	541	17.0
HT80	9	0.15	0.25	0.88	0.019	0.002	0.20	0.05	0.41	0.045	0.344	0.01	0.48	829	776	11.6

h; plate thickness, Ceq. = C+Si/24+Mn/6+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14

Table 2. Welding conditions used for Sustained Load Test specimens.

	Materials	Electrode	Welding current (A)	Welding voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Pre-heat temp. (°C)	Inter-pass temp. (°C)	Heat input (J/cm)
Welds 1	SS41	D4301	180/pass	28/pass	17/pass	> 30 (R. T.)		18 000/pass
	SM50	D5016				> 100		
	STK55	D5016				> 80		
	HT80-1	D8016				> 100		
	HT80-2	D8016				> 100		
Welds 2	SS41	D4301	25/pass	25/pass	30 (R. T.)	40	11 000/pass	
	SM50	D5016			100	40		
	STK55	D5016			80	40		
	HT80-1	D8016			100	30		
	HT80-2	D8016			100	30		

試験材料を用い、定荷重試験には、 $h=19\text{ mm}$  の材料のみを用いた。

## 2.2 斜め Y 形溶接割れ試験

試験片形状は、JIS Z 3158<sup>7)</sup> に準じた斜め Y 試片とした。

試験溶接は、被覆アーク溶接とし、供試材料と同クラスの引張強度をもつ溶接棒をそれぞれ用いた。溶接条件は、溶接電流 165 A、溶接電圧 25 V、溶接速度 20.5 cm/min とし、入熱量は 12 000 J/cm であった。

なお、HAZ の最高硬さ (以下  $HV_{\max}$ ) を変化させるため、予熱 ( $50^{\circ}\text{C}\sim 350^{\circ}\text{C}$ ) および冷却条件の選択 (強制空冷、銅板冷却、水冷) を個々の試験片に対し施した。

試験溶接完了後、溶接低温割れが生じていないことを試験溶接部 5 断面<sup>7)</sup> について確認し、その後、この試験片と同一溶接条件の試験片のみ亜鉛めつきを施した。亜鉛めつきは、脱脂 (アルカリクリーナー、30 min) → 酸洗 ( $9\sim 20\% \text{H}_2\text{SO}_4$ ,  $50\sim 60^{\circ}\text{C}$ , 30 min) → フラックス処理 ( $\text{ZnCl}_2 : \text{NH}_4\text{Cl} = 1 : 3$ , 10 min) の前処理を行ったのち、熔融亜鉛中に浸漬した。亜鉛浴温は、 $450^{\circ}\text{C}$  とし、亜鉛浴への浸漬時間は、360 s とした。

亜鉛めつき後の試験片は、試験溶接部 5 断面に対して光学顕微鏡の視野内にて断面割れ率<sup>7)</sup> (以下割れ率) を算定した後、破断経路の観察に供した。

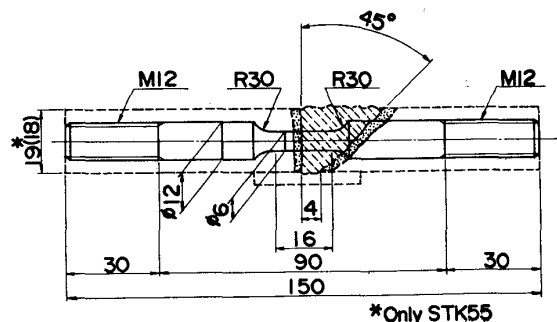


Fig. 1. Dimensions of specimens used for Sustained Load Test.

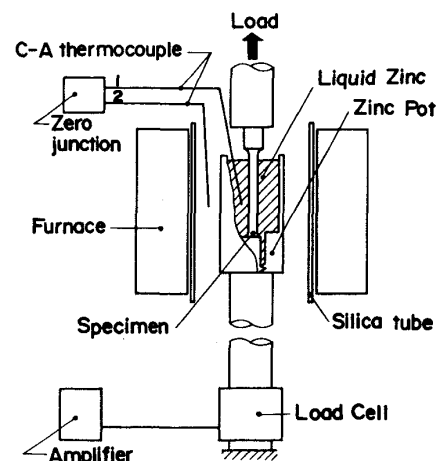


Fig. 2. Schematic view of Sustained Load Test apparatus.

Table 3. Results of Y-Groove Cracking Test.

(a)					(b)				
Condition No.	Materials (Thickness)	Pre and post heat treatment	HV <sub>max.</sub> (9.8N)	Cracking percentage (%)	Condition No.	Materials (Thickness)	Pre and post heat treatment	HV <sub>max.</sub> (9.8N)	Cracking percentage (%)
1	SS41 (19 mm)	Pre-heat 80°C	185	0	1	SS41 (9 mm)	Pre-heat 50°C	165	0
2		" 75°C	193	0	2		Room temp. 30°C	171	0
3		Room temp. 30°C Forced air cooling	193	0	3		Room temp. 30°C Forced air cooling	171	0
4		Cooling by Cu backing	207	0	4		Room temp. 30°C Water cooling	185	0
5		Water cooling	246	0	5		Pre-heat 110°C	220	0
6	SM50 (19 mm)	Pre-heat 140°C	224	0	6	" 200°C	251	0	
7		" 130°C	250	0	7	Room temp. 30°C Forced air cooling	263	0	
8		" 70°C	263	0	8	Cooling by Cu backing	280	0	
9		" 55°C	332	50	9	Water cooling	309	5	
10	STK55 (18 mm)	Pre-heat 150°C	234	0	10	Room temp. 30°C Forced air cooling	219	0	
11		" 110°C	257	0	11	Pre-heat 50°C	221	0	
12		" 80°C	251	0	12	" 70°C	239	0	
13		" 33°C	299	0	13	Cooling by Cu backing	254	0	
14	HT80-1 (19 mm)	Pre-heat 350°C	307	0	14	Water cooling	261	0	
15		" 200°C	313	100	15	Pre-heat 60°C	239	0	
16		" 150°C	330	50	16	Cooling by Cu backing	243	0	
17		" 100°C	335	0	17	Room temp. 30°C Forced air cooling	251	0	
18	HT80-2 (19 mm)	Pre-heat 350°C	264	0	18	Water cooling	251	0	
19		" 230°C	269	14	19	Pre-heat 340°C	298	0	
20		" 170°C	297	0	20	" 230°C	313	4	
21		" 140°C	321	67	21	" 160°C	330	27	
22		" 85°C	338	93	22	" 130°C	341	100	

### 2.3 溶融亜鉛中定荷重引張試験

Table 2は、溶接部試験片作成に用いた溶接条件を示した。溶接条件は2条件 (Welds-1, Welds-2) とした。

試験片形状は、Fig. 1に示すように平行部径 6mm の丸棒平滑試験片とし、溶接継手の板厚中央部より採取した。母材試験片は、溶接部試験片と同様の寸法・形状とした。

Fig. 2は、定荷重試験を行つた試験装置を示した。定荷重試験は、カンチレバータイプの装置を用い、試験片に取り付けた鋼製容器内で赤外線加熱炉により亜鉛を溶融させた。試験温度は、430°C, 450°C, 470°Cとし、所定の温度に達した後破断に至るまでを破断時間とした。加熱昇温時間は Fig. 3に示すように設定温度までほぼ 200s とした。実験に際しては、試験片に対して亜鉛めつきの前処理 (脱脂→酸洗→フラックス処理) を施した。また、破断後の試験片に対しては、光学顕微鏡により破断経路・走査型電顕 (SEM) により破面観察を行つた。

## 3. 実験結果

### 3.1 斜めY形溶接割れ試験結果

Table 3の (a) と (b) は、斜めY試験における  $h = 19\text{ mm}$  および  $h = 9\text{ mm}$  の試験片における予熱・冷却条件の HV<sub>max.</sub> および割れ率をまとめて示した。  $h = 19\text{ mm}$  および  $h = 9\text{ mm}$  の試験片いずれにおいても溶融亜鉛脆化割れが発生したのは、SM 50, HT 80のみであり、HV<sub>max.</sub> > 300において割れ率が高い傾向を示した。

Photo. 1は HT 80-1 ( $h = 19\text{ mm}$ ) の破断経路を示した。割れは、トウまたはルートに発生した HAZ 粗粒域を伝播する粒界破壊であつた。Photo. 1に示した (a) のルート部の割れが (b) であり、その開口部を (c) に、また伝播部を (d) に示した。このように

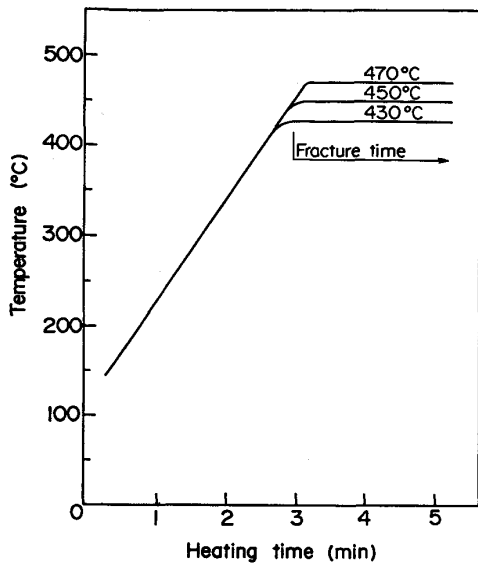


Fig. 3. Heating curves during Sustained Load Test in molten zinc.

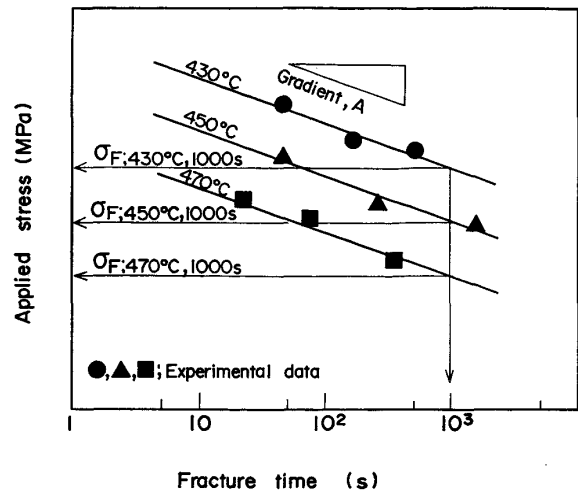


Fig. 4. Schematic illustration of the relation between fracture stress and fracture time in molten zinc.

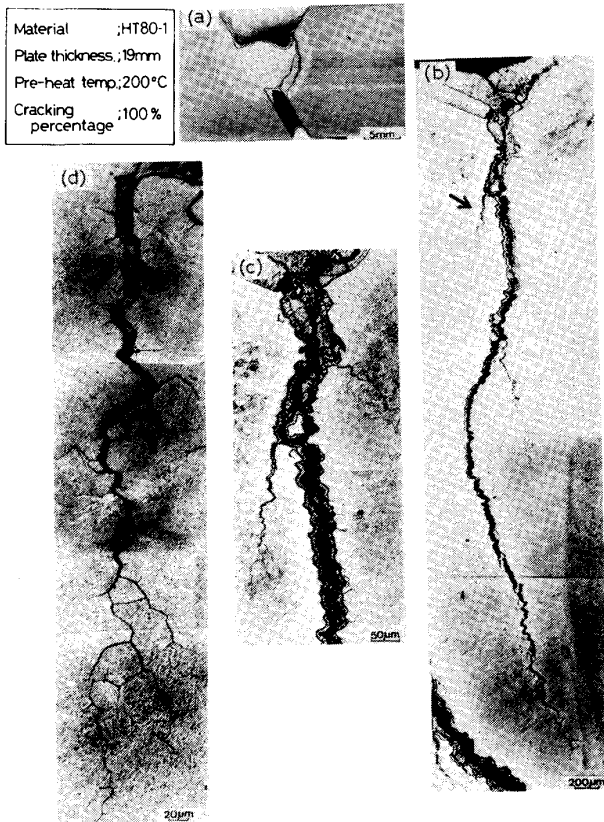


Photo. 1. Crack path of HT80-1 of Y-Groove Cracking Test.

Photo. 1 に示した斜め Y 試片の割れは、実構造物の溶融亜鉛脆化割れ破壊形態と良く一致した<sup>9)</sup>。また、割れ内部には、その先端近傍まで Fe-Zn の金属間化合物の形成が認められた。さらに、破面を EDX により観察する

と粒界破面上は全面にわたって亜鉛に被覆されていた。

### 3.2 溶融亜鉛中の定荷重引張試験結果

Fig. 4 に定荷重試験における付加応力-破断時間の関係を模式的に示す。Fig. 4 に示すように定荷重試験に用いたいずれの供試材においても付加応力と破断時間の常用対数値はよい直線関係を示した。これは、著者らの以前の研究<sup>10)</sup>と同様に、溶接構造用鋼およびその溶接部においても溶融亜鉛中での破壊挙動は、温度・付加応力に破断時間が依存するタイプの破壊であることを示している。なお、Fig. 4 に示す付加応力-破断時間の関係を表す直線の傾きを Gradient; A また破断時間 1000s での破断応力を、 $\sigma_F; 1000s$  と定め以降の検討に用いるものとする。

Table 4 は Fig. 4 に示した付加応力と破断時間の関係における Gradient; A と  $\sigma_F; 1000s$  をすべての供試材について総括したものである。なお、硬さ(溶接部については  $HV_{max.}$ ) および結晶粒径(溶接部は HAZ 粗粒域の平均旧オーステナイト粒径)をも併記して示す。

Photo. 2 に HT 80-1, SM 50, SS 41 の Welds-2 での SEM による破面観察結果を示す。Photo. 2 は、いずれの供試材においても粒界破壊を示し、(a) HT 80-1, (b) SM 50 は明瞭な旧オーステナイト粒界での破壊を示している。この結果は、3.1 の斜め Y 試験結果とも一致する。

## 4. 考 察

### 4.1 鋼溶接部の溶融亜鉛脆化割れ感受性に及ぼす硬さの影響

Fig. 5 に斜め Y 試験における割れ率と硬さ ( $HV_{max.}$ )

Table 4. Results of Sustained Load Test and metallurgical characteristics of each specimen.

	Materials	Gradient A MPa decade	$\sigma_F$ ; 1 000s			Vicke r's har dness HV	Grain size	
			430°C	450°C	470°C		$d$ $\mu\text{m}$	$d^{-1/2}$ $\text{mm}^{-1/2}$
Base metal	SS41	33.3	272	243	216	146	21	6.90
	SM50	33.3	353	333	308	188	19	7.25
	STK55	41.2	385	362	334	200	21	6.90
	HT80-1	49.1	574	540	520	268	31	5.68
	HT80-2	39.2	623	584	547	283	28	5.98
Welds-1	SS41	43.2	256	230	199	158	25	6.32
	SM50	31.4	355	324	286	190	31	5.68
	STK55	34.3	344	310	272	200	40	5.00
	HT80-1	36.3	518	486	475	254	55	4.26
	HT80-2	28.4	525	506	470	274	63	3.98
Welds-2	SS41	25.5	271	253	225	212	78	3.58
	SM50	36.3	342	315	292	267	110	3.02
	STK55	42.2	368	345	322	283	130	2.77
	HT80-1	176.6	414	374	336	325	142	2.65
	HT80-2	215.8	456	414	381	344	168	2.48

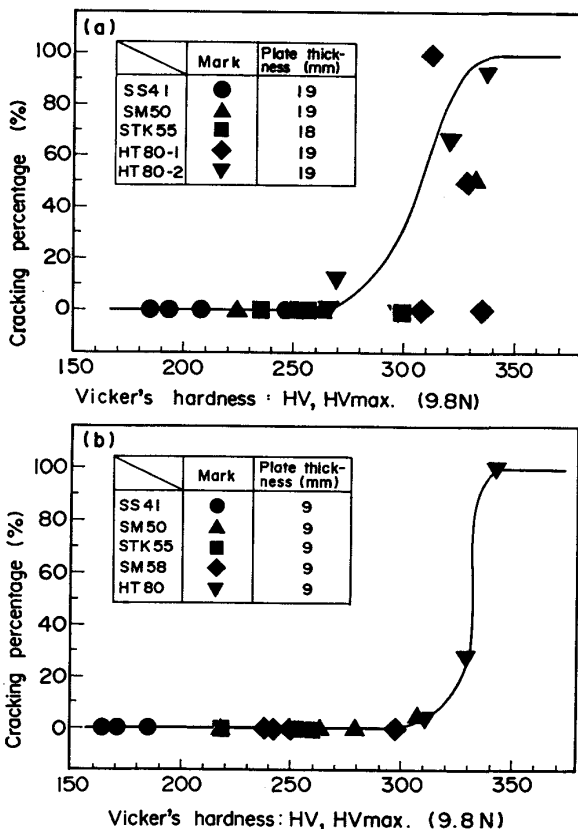
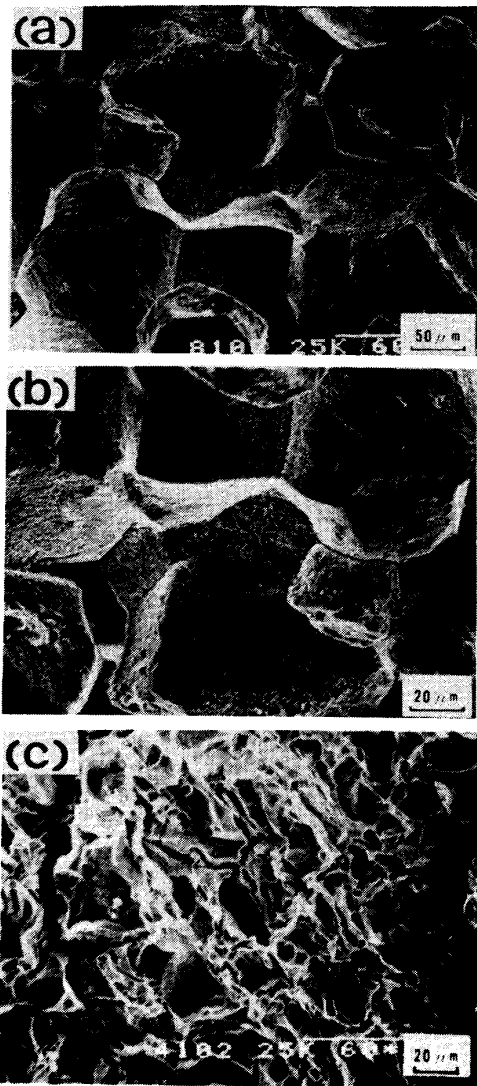


Fig. 5. Effect of hardness on cracking percentage of Y-Groove Cracking Test.

の関係を示す。Fig. 5 (a) は、 $h=19\text{ mm}$  の試験片の場合であり、割れ率は、硬さが HV 270~300 の間で立上がり、320 を超えると 100% であつた。また、硬さが HV 270 未満では溶融亜鉛脆化割れの発生は認められな



(a) Material : HT80-1; Welds-2, Test temp. : 430°C, Applied stress : 477 MPa, Fracture time : 476 s  
(b) Material : SM50; Welds-2, Test temp. : 450°C, Applied stress : 317 MPa, Fracture time : 957 s  
(c) Material : SS41; Welds-2, Test temp. : 470°C, Applied stress : 228 MPa, Fracture time : 289 s

Photo. 2. Fractographs of Sustained Load Test specimens.

かつた。Fig. 5 (b) は、 $h=9\text{ mm}$  の試験片の場合を示し、傾向は、 $h=19\text{ mm}$  の場合と同様であるが、割れ率は、硬さが、HV 310 を超えると急激に上昇し、硬さが HV 330 以上で 100% となつた。板厚差による割れ率の立上がりの HV<sub>max.</sub> にちがいが生じるのは、継手の拘束度<sup>9)</sup>の違いによると思われる。

また、いずれも硬さの増加に伴い割れ率が急激に上昇することは、著者らが以前に示した<sup>10)</sup>ように、溶融亜鉛脆化割れ感受性が硬さにより影響を受けるためであると考えられる。

Fig. 6 は、溶融亜鉛脆化割れ感受性のパラメーターとして、溶融亜鉛中の定荷重試験での各供試材の 450

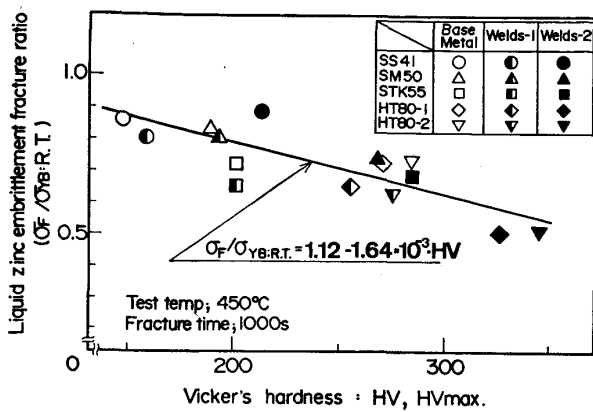


Fig. 6. Effect of hardness on liquid zinc embrittlement fracture ratio.

°C, 1000s での  $\sigma_F$  ( $\sigma_F; 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}$ ) を室温の母材の降伏応力 ( $\sigma_{yB;RT}$ ) で除した値 ( $\sigma_F/\sigma_{yB;RT}$ ; 脆化比と称す) と硬さの関係を示した。脆化比と硬さの間には良い相関があり, 硬さが増加するに従って脆化比は直線的に減少する。これは, 溶融亜鉛脆化割れ感受性が, 硬さの増加により増大することを示しており, 斜めY試験の結果とよい対応を示す。Fig. 6 中の直線は, 実験値の回帰分析により得られたものであり, 次式のように表すことができた。

$$(\text{脆化比}) = \sigma_F/\sigma_{yB;RT} = 1.12 - 1.64 \times 10^{-3} \cdot HV \quad \dots\dots\dots (1)$$

4.2 溶融亜鉛中での破断応力に影響を及ぼす因子の検討

Fig. 7 は, 定荷重試験による各供試材の  $\sigma_F; 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}$  と硬さの関係を示したものである。Fig. 7 中の実線は母材の  $\sigma_F; 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}$  と硬さの関係を示し, よい直線関係がある。

$$\sigma_{F; \text{Base}, 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}} = -133 + 2.5 \cdot HV \quad \dots\dots\dots (2)$$

一方, Table 4 に示した母材および Welds-1 の  $\sigma_F; 1000\text{s}$  と硬さの関係を比較すると, HT 80-1, 2 では Welds-1 の HAZ は軟化 (HT 80-1 では母材は HV 268 が Welds-1 では HV 254, HT 80-2 では母材が HV 283 で Welds-1 は HV 274) している。また, STK 55 は硬さに変化はなく, SM 50, SS 41 では硬化 (SM 50 では母材 HV 188 が Welds-1 で HV 190, SS 41 では母材 HV 146 が Welds-1 で HV 158) していた。しかし, Welds-1 のいずれの供試材においても  $\sigma_F; 1000\text{s}$  は母材に比して低下していた。これは, 溶接部試験片の溶融亜鉛中での破断応力が硬さのみならず結晶粒径の影響を受けるためであると考えられる。結晶粒径が溶融亜鉛中での鋼の破壊現象に及ぼす影響については, 武田ら<sup>11)</sup>が再現溶接熱影響部を用いた研究を行つて

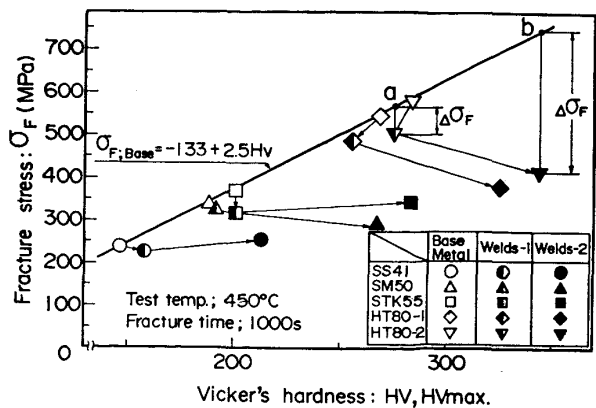


Fig. 7. Relation between fracture stress at 450°C, 1000s and hardness.

おり, 旧オーステナイト粒径が 117  $\mu\text{m}$  ~ 206  $\mu\text{m}$  の範囲内において溶融亜鉛脆化割れの感受性には旧オーステナイト粒径は影響を及ぼさないとしている。しかし, 一般に, 固体金属の液体金属による脆化現象すなわち液体金属脆化現象においては固体金属の液体金属中での破断応力は, 固体金属の結晶粒径に依存する<sup>12)</sup>ことが知られている。前述の武田らの報告では, この点については明らかにされていない。そこで, 本研究においては, 実溶接継手の結晶粒径と溶融亜鉛中での破断応力の関係を検討することとする。

ところで, 本研究において用いた溶接部試験片は, 実溶接継手であるため Table 4 に示したように硬さ・結晶粒径は各供試材により個々に変化している。

そこで, 本研究では, Fig. 7 における Welds-1, Welds-2 の各供試材の硬さをもつ母材を仮定し, その破断応力 ( $\sigma_{F; \text{Base}}$ ) と  $\sigma_{F; \text{Welds}}$  との差 (たとえば, HT 80-2 の Welds-1 では, a 点と  $\sigma_{F; \text{Welds}}$  との差, Welds-2 では, b 点と  $\sigma_{F; \text{Welds}}$  との差) を  $\Delta\sigma_F$  とすると, Fig. 7 における溶接部試験片の破断応力 ( $\sigma_{F; \text{Welds}, 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}}$ ) は (3) 式のように表すことができる。

$$\sigma_{F; \text{Welds}, 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}} = \sigma_{F; \text{Base}, 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}} - \Delta\sigma_F \quad \dots\dots\dots (3)$$

Fig. 8 は,  $\Delta\sigma_F$  と結晶粒径の平方根の逆数 ( $d^{-1/2}$ ) との関係を示したものである。 $\Delta\sigma_F$  と  $d^{-1/2}$  の間には良い相関が得られ (4) 式で表すことができる。

$$\Delta\sigma_F = 1.59 \cdot (7.0 - d^{-1/2})^{7/2} \quad \dots\dots\dots (4)$$

また, (2), (3), (4) 式より, 450°C, 1000s での  $\sigma_{F; \text{Welds}}$  は (5) 式のように表すことができる。

$$\sigma_{F; \text{Welds}, 450^\circ\text{C}, 1000\text{s}} = (-133 + 2.5 \cdot HV) - 1.59 \cdot (7.0 - d^{-1/2})^{7/2} \quad \dots\dots\dots (5)$$

以上のような検討により, 溶融亜鉛中での鋼溶接部の

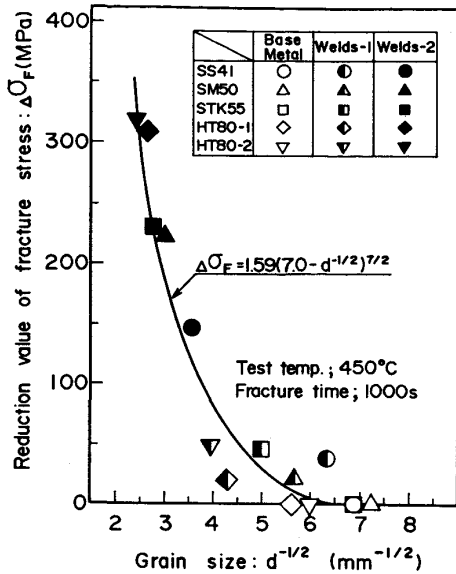


Fig. 8. Relation between reduction value in fracture stress ( $\Delta\sigma_F$ ) and square root of grain size ( $d^{-1/2}$ ).

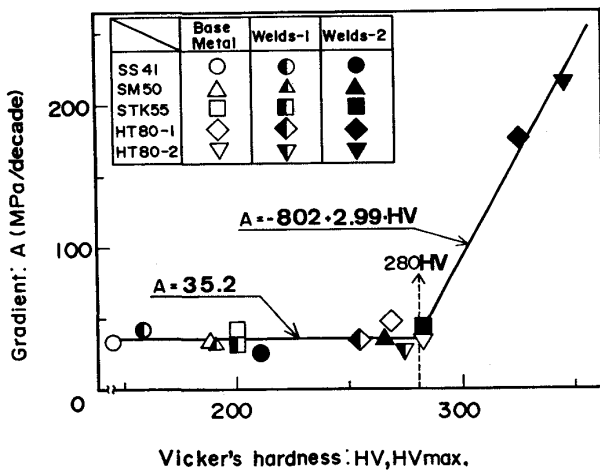


Fig. 9. Effect of hardness on Gradient, A.

破断応力は、溶接部の硬さ・結晶粒径により影響を受けると考えられる。しかし、Fig. 4 に示したように溶接部試験片が時間依存タイプの破壊を示すことから、破断応力の低下への時間依存度に影響を及ぼす因子についても検討する必要があると考えられる。

Fig. 9 に付加応力-破断時間の関係における破断応力の低下に対する時間依存度すなわち Gradient ; A と硬さの関係を示す。Fig. 8 において、Gradient ; A は、 $HV \leq 280$  においては、ほとんど硬さに依存せず Gradient ; A = 35.2 (MPa/decade) であるが、 $HV > 280$  となると急激に増加し Gradient ; A-HV の関係は、

$A = -802 + 2.99 \cdot HV$  と表すことができる。このように、Gradient ; A と硬さの関係の検討より、破断応力の低下の時間への依存度も硬さにより影響を受けることが得られた。

### 5. 結 論

市販の溶接構造用鋼を用いて斜めY形溶接割れ試験および溶融亜鉛中での定荷重引張試験を行った。得られた結果を以下に示す。

(1) 斜めY形溶接割れ試験、定荷重引張試験ともに溶融亜鉛中での鋼溶接部の破壊挙動は、HAZ 粗粒域での粒界破壊であった。これは、実構造物における溶融亜鉛脆化割れと一致した。

(2) 斜めY形溶接割れ試験の断面割れ率および定荷重引張試験による脆化比の検討により鋼溶接部の溶融亜鉛脆化割れ感受性は、硬さにより影響を受けることが明らかとなった。

(3) 定荷重引張試験結果により、市販の溶接構造用鋼およびその溶接部は、溶融亜鉛中にて温度・時間に依存する破壊を示した。

(4) 定荷重引張試験における溶融亜鉛中での破断応力は、鋼溶接部試験片において、HAZ の硬さ、結晶粒径の影響を受ける。

### 文 献

- 1) W. RÄDEKER: Stahl Eisen, 73 (1953), p. 654
- 2) 菊池昌利, 家沢 徹: 日本造船学会論文集, 14 (1981), p. 309
- 3) 石本憲司, 寺崎俊夫, 迎 静雄: 第 92 回溶接冶金研究委員会資料 WM-938-83
- 4) 武田鉄治郎, 金谷 研, 山戸一成, 永露清次, 茶野善作, 金沢正午, 広木光雄, 家沢 徹: 鉄と鋼, 70(1984), p. 596
- 5) 生駒 勉, 小島 修, 畠山耕太郎, 金沢正午, 広木光雄, 家沢 徹: 鉄と鋼, 70(1984), p. 1445
- 6) 小関智也, 杉江英司, 志賀千晃, 上田修三, 松山隼也, 竹内幸正: 鉄と鋼, 70(1984), S 1382
- 7) 日本工業規格: 斜めY形溶接割れ試験方法, JIS Z 3158 (1966)
- 8) 稲垣博巳, 石崎敬三: 溶接学会誌, 42(1973), p. 1252
- 9) 日本鋼構造協会: JSSC, 80(1972), p. 22
- 10) 菊田米男, 荒木孝雄, 米田理史, 内川 啓: 溶接学会全国大会講演概要, 第 35 集(1984), p. 324
- 11) 武田鉄治郎, 金谷 研, 山戸一成, 権藤 永: 鉄と鋼, 69(1983), S 678
- 12) W. ROSTOKER, J. M. MC CAUGHEY: Embrittlement by Liquid Metals (1960), p. 129 [Reinhold]