

論 文

# 溶接継手部における低温割れの限界応力におよぼす 硬度, 水素濃度の影響

寺 崎 俊 夫\*・佐 藤 邦 彦\*<sup>2</sup>

## Effect of Hardness and Hydrogen Concentration on Critical Stress of Cold Cracking in Welded Joint

Toshio TERASAKI and Kunihiko SATOH

Synopsis :

The implant cold cracking test has been made to investigate the effect of the residual diffusible hydrogen content, which remained in the specimen subjected to thermal cycle, and the maximum hardness in the neighbourhood of fusion boundary in heat affected zone on the critical stress of weld cold cracking. The relation between critical stresses and the common logarithm of residual diffusible hydrogen content was indicated by two straight lines. When the residual hydrogen became under 2 ppm, the change of hydrogen content effected extremely on the critical stress. However, when the residual hydrogen became above 3 ppm, the change had some influence on the critical stress. When the residual diffusible hydrogen content remained unchangeable, the critical stress was related with the linear equation of the maximum hardness. Equations for estimation of the critical stress of the cold cracking were derived from the maximum hardness, cooling time and fused metal hydrogen content.

### 1. 緒 言

溶接低温割れを防止することは健全な溶接継手を作製する上で重要である。このため、低温割れに関連した研究は古くからなされており、種々の知見が報告されている<sup>1)</sup>。たとえば、ヨーロッパ (特に英国) では CTS 割れ試験を用いて実験した結果より熱影響部 (HAZ) の最高硬度と結びついた炭素当量  $C_{eq}$  が低温割れの重要因子であると報告されている<sup>2)</sup>。日本では鉄研式の割れ試験を用いて実験した結果より化学組成から計算される  $P_{CM}$  値を低温割れの重要因子として使用している<sup>3)</sup>。しかし、これまでの低温割れの研究では、溶接直後に溶着金属が保有している水素濃度に注目しており、溶接熱サイクルを受けた後の水素濃度に注目していない。著者らは溶接金属が 100~150°C に冷却したときに溶接低温割れの発生が生じることに注目して<sup>4)</sup>、低温割れ発生に寄与する水素量の代表値として「溶接金属が 100°C に冷却したときに残存する溶接金属当たりの拡散性水素濃度 ( $H_R$ )<sub>100</sub> (以後、残留拡散性水素濃度と呼ぶ)」を採用すれば、Fig. 1 に示すように低温割れ発生領域と非発生領域

の限界応力曲線が溶接直後に溶接金属が保有している水

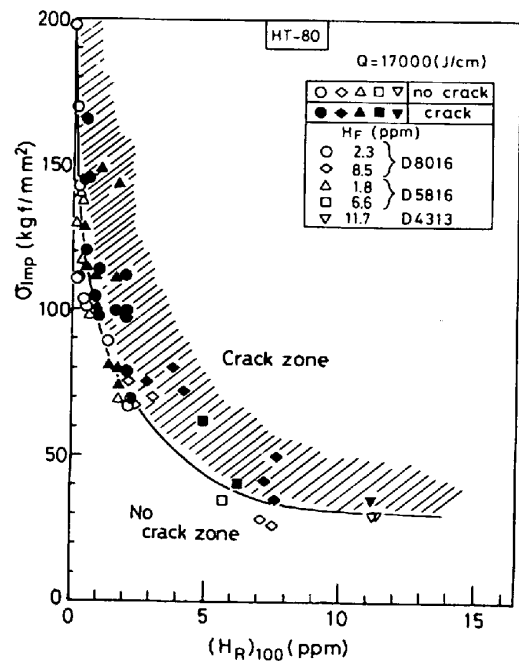


Fig. 1. Critical stress of weld cold cracking vs. residual diffusible hydrogen content of weld metal.

昭和 55 年 6 月本会九州支部講演大会にて発表 昭和 55 年 10 月 31 日受付 (Received Oct. 31, 1980)

\* 九州工業大学 工博 (The Kyushu Institute of Technology, 1-1 Sensui-cho Tobata-ku Kitakyushu 804)

\*<sup>2</sup> 大阪大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Osaka University)

Table 1. Chemical composition of steels used.

	C	S	P	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Nb	Al	B
S 20C	0.22	0.053	0.010	0.06	0.42	0.08	0.02	0.01	0.001	0.338	0.001	0.001	0.0006
S 25C	0.28	0.015	0.014	0.28	0.50	0.06	0.05	0.01	0.002	0.136	0.001	0.001	0.0002
S 45C	0.42	0.021	0.027	0.26	0.77	0.03	0.09	0.01	0.001	0.014	0.001	0.001	0.0003
3.5%Ni	0.07	0.010	0.010	0.25	0.64	3.60	0.15	0.13	0.004	0.254	0.005	0.055	0.0004
9%Ni	0.07	0.012	0.010	0.32	0.69	9.35	0.13	0.02	0.002	0.038	0.007	0.054	0.0006
HT60	0.15	0.012	0.018	0.48	1.47	0.03	0.04	0.01	0.039	0.028	0.042	0.032	0.0005
HT80	0.10	0.010	0.019	0.34	1.33	0.03	0.03	0.52	0.007	0.056	0.031	0.024	0.0014
HT100	0.12	0.015	0.012	0.34	0.92	5.00	0.53	0.43	0.059	0.040	0.007	0.064	0.0007
Cr-Mo	0.17	0.015	0.014	0.36	0.59	0.27	2.30	1.00	0.015	0.178	0.007	0.018	0.0007
HT80 a	0.12	0.005	0.014	0.29	0.85	0.07	0.81	0.42	0.047	0.17	—	0.068	0.001
HT80 b	0.10	0.003	0.009	0.26	0.85	1.10	0.55	0.52	0.03	0.17	—	—	0.001
HT50	0.20	0.015	0.021	0.32	1.36	0.02	0.02	0.02	—	—	—	0.58	—

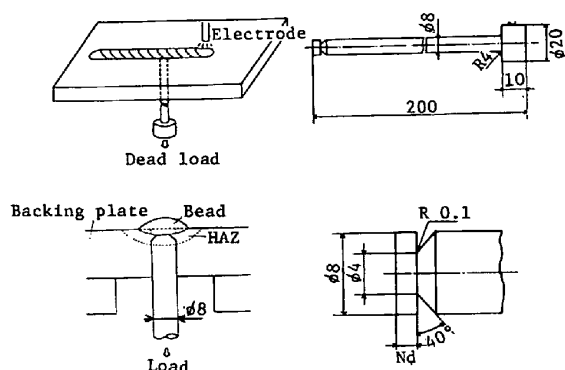


Fig. 2. Schematic illustration of implant test and specimen.

素濃度  $H_F$  の値に影響されないことを示した<sup>5)</sup>。

本報告は溶接熱サイクルを受けた後の水素濃度( $H_R$ )<sub>100</sub> に注目して、HAZの最高硬度が一定のときに低温割れ限界応力におよぼす水素濃度 ( $H_R$ )<sub>100</sub> の影響および水素濃度 ( $H_R$ )<sub>100</sub> が一定のときの低温割れ限界応力におよぼすHAZの最高硬度の影響を取り扱い、低温割れ限界応力と硬度・水素濃度の関係式を検討したものである。

## 2. 実験方法

供試材は機械構造用炭素鋼 (S20C, S25C, S45C), 高張力鋼 (HT50, HT60, HT80, HT100 など), ニッケル含有鋼 (3.5Ni 鋼, 9Ni 鋼), クロム・モリブデン鋼 (Cr-Mo 鋼) であり, それらの化学組成を Table 1 に示す。これらの供試材から Fig. 2 の図中に示すインプラント試験片を作製した。溶接低温割れの実験は Fig. 2 に示すインプラント試験により行つた。インプラント試験は GRANJON<sup>6)</sup> により提案された低温割れ試験であ

り, Fig. 2 に示すパッキングプレートの 8mmφ の穴にインプラント試験片を挿入し, パッキングプレート上に溶接を行つた後に, 溶接金属の温度が 150~100°C になつている間に荷重を負荷し, 低温割れの発生を調べる試験法である。実験はインプラント試験片の切欠部の形状を Fig. 2 のように変更した以外は IIW で推奨されている試験法に従つて行つた<sup>7)</sup>。切り欠き形状を変化した理由は, 低水素濃度領域での最小断面の低温割れ破断応力が大きくなつても, 8mmφ の部分で降伏が生じないようにしたためである。1min 間 15cm の溶接速度で入熱 17000J/cm の被覆アーク溶接した場合には, インプラントピース直上の溶接金属の温度が 150°C に冷却した際インプラント試験片を挿入した穴より溶接線後方 20mm 離れた点の溶接金属の温度と 20°C 以内で一致していることを最初に確認し, 以後の実験では各実験ごとにインプラント試験片を挿入した穴より溶接線後方 20mm 離れた所に 2.6mm の穴をあけ, あけた穴部に挿入した CA 熱電対により温度計測を行い, 荷重を負荷した。低温割れの限界応力は荷重負荷後 10h 以上経過しても破断しない応力の最大値とした。

溶接金属の水素濃度は Table 2 に示すように溶接棒の種類や乾燥温度を変えることにより変化させた。また, 溶接金属部の温度が凝固温度から  $\theta$  (°C) まで冷却する時間  $t_\theta$  (s) は挿入した熱電対の熱起電力の変化を記録し, 熱サイクルに変換して測定した。

熱影響部の最高硬度 Hv は破断しなかつたインプラント試験片を溶接線を含む断面で切断し, 1kgf 荷重のマイクロビッカースにより測定した硬度分布より決定した。

Table 2. Chemical compositions and hydrogen content of electrodes.

	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	P	S	Drying	$H_F$ (ppm)
D8016	0.06	0.41	1.32	2.55	0.18	0.45	—	—	250°C 2 h	3.4
									350°C 2 h	1.9
									400°C 2 h	1.2
D4301	0.07	0.08	0.46	—	—	—	0.015	0.012	100°C 2 h	13

Table 3. Experimental results of critical stress and hardness.

$H_F$ (ppm)	$(\sigma_{Imp})_{Cr}$ (kgf/mm <sup>2</sup> )					$H_v$
	13	3.4	1.9	1.2	0	
S 20C	60	67	80	—	88	197
S 25C	56	71	84	97	100	316
S 45C	24	21	34	75	102	480
3.5%Ni	55	62	86	99	115	330
9%Ni	33	40	56	101	171	400
HT60	30	37	51	71	148	424
HT80	30	44	59	92	133	365
HT100	25	33	44	80	165	420
Cr-Mo	14	27	35	39	108	465

### 3. 実験結果と考察

#### 3.1 低温割れ限界応力におよぼす水素濃度の影響

Table 3 に各水素濃度における 9 鋼種の低温割れ限界応力  $(\sigma_{Imp})_{cr}$  と熱影響部の最高硬度を示す。水素濃度  $H_F=0$  の実験値は溶接終了後に脱水素処理 (200°C に 2 h 保持後に 1 週間放置) を行つた後に引張試験より求めた破断応力である。(以後、この応力を切り欠き引張強度  $\sigma_0$  とする)

Fig. 3 に HT60 を入熱 17 000 J/cm で溶接した時のインプラント試験結果を示す。図中の黒印はインプラント試験片が切り欠き部で破断したことを示し、白印は破断しなかつたことを示す。縦軸はインプラント試験片の切り欠き部の最小断面の平均応力  $\sigma_{Imp}$  を示し、横軸は冷却時間  $t_{150}$ ,  $t_{200}$  と Table 2 の水素濃度  $H_F$  より計算された残留拡散性水素濃度  $(H_R)_{100}$  を示している<sup>8)</sup>。HAZ の最高硬度は  $H_v=424\sim 410$  の範囲にあり、ほぼ一定であつた。図中の曲線は低温割れ有無の境界を示すため、低温割れ限界曲線と呼ばれている。

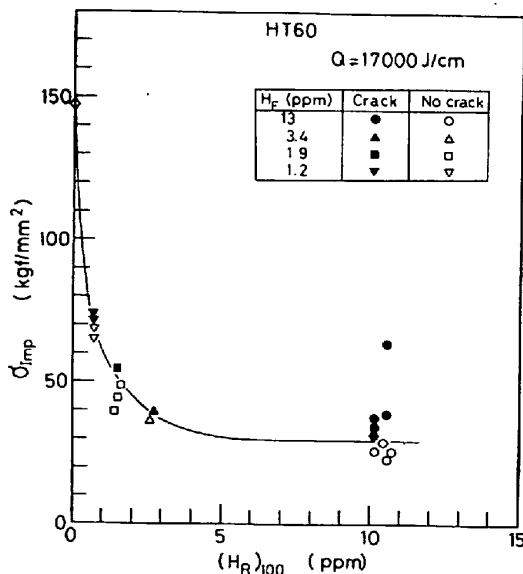


Fig. 3. Relation between critical stress and residual diffusible hydrogen content.

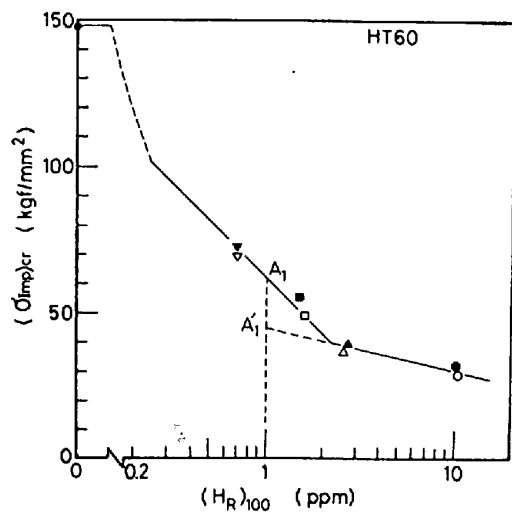


Fig. 4. Critical stress vs. common logarithm of residual diffusible hydrogen content.

Fig. 3 の残留拡散性水素濃度  $(H_R)_{100}$  を片対数に取つて、限界応力曲線を書き直したのが Fig. 4 である。従来の研究では限界応力曲線は一本の直線  $\sigma_{cr}=a-b \log H_D$  ( $a, b$  定数,  $\sigma_{cr}$ : 限界応力,  $H_D$ : 溶着金属当たりの水素濃度) で表されていたが<sup>4)9)</sup>、インプラント試験での限界応力  $(\sigma_{Imp})_{cr}$  は残留拡散性水素濃度の対数  $\log(H_R)_{100}$  に対して、約 2 ppm の水素濃度を境にして、2本の折れ線で表された。

これらの相違の原因として従来の研究では低水素濃度領域、したがつて高応力領域、での研究がほとんどなされていなかつた (IIW 推奨の外径 8 mm  $\phi$ 、深さ 0.5 mm の切り欠きでは、高応力を負荷すると 8 mm  $\phi$  部が降伏するため、実験が行えなかつた) ため、低水素濃度領域での限界応力と水素濃度の関係が得られなかつたことが考えられる。

#### 3.2 低温割れ限界応力におよぼす硬度の影響

低温割れ限界応力におよぼす HAZ のボンド近傍の最高硬度の影響についての研究は多くなされ、硬度によつて低温割れ限界応力の傾向が説明されるという報告、説明できないという報告の 2 つがある。従来の研究では熱サイクル後の水素濃度に注目していない欠点があつた。

Fig. 5 は熱サイクル後の残留拡散性水素濃度  $(H_R)_{100} = 1$  ppm のときの低温割れ限界応力を Fig. 4 に示す破線と限界応力曲線の交点より読み取り、HAZ 部のボンド近傍の最高硬度に対して整理したものである。図中の □印は伊与<sup>10)</sup>が行つた実験 (HT80b, Fig. 1 にデータがプロットされている、▽印は辻井<sup>11)</sup>が行つた実験 (HT80a, HT50 を使用して、入熱を 17 000 J/cm, 34 000 J/cm で実験)、△印は越智<sup>12)</sup>が行つた実験 (Fig. 1 の残りの 9 鋼種を入熱 17 000 J/cm で実験) である。鋼 S20C

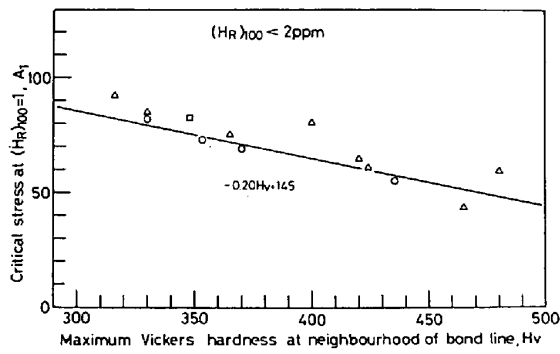


Fig. 5. Relation between critical stress and maximum Vickers hardness in the neighbourhood of fusion boundary in case of residual diffusible hydrogen content being 1 ppm.

の硬度は 196 で Fig. 5 にはプロットされていないが、 $(H_R)_{100} = 1$  ppm で  $(\sigma_{Imp})_{cr} = 82 \text{ kgf/mm}^2$  であつた。プロット点はおおむね直線上にあるので、 $(H_R)_{100} = 1$  ppm での限界応力は次式で与えられる。

$$A_1 = -0.20Hv + 145 \dots \dots \dots (1)$$

ただし  $A_1$  :  $(H_R)_{100} = 1$  ppm での限界応力  
適用範囲  $300 \leq Hv \leq 500$

Fig. 4, 式(1)より溶接熱サイクル後の水素濃度が一定のときの低温割れ限界応力は硬度の 1 次式で与えられることがわかる。

3.3 低温割れ限界応力の予測式の提案と検討

3.3.1 予測式

Fig. 4 よりインプラント試験の低温割れ限界応力  $(\sigma_{Imp})_{cr}$  は次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} (H_R)_{100} < 2\text{ppm} \quad (\sigma_{Imp})_{cr} &= A_1 - A_2 \log(H_R)_{100} \\ (H_R)_{100} \geq 2\text{ppm} \quad (\sigma_{Imp})_{cr} &= A'_1 - A'_2 \log(H_R)_{100} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

ただし、 $(\sigma_{Imp})_{cr}$  は引張強度  $\sigma_0$  より大きくならない。  
Fig. 5, 式(1)より式(2)の  $A_1$  は硬度の関数となる。

Table 1 の材料について式(2)の  $A_2, A'_1, A'_2$  と硬度の関係を調べた結果、Fig. 6(a), (b), (c)が得られた。(S20C のみ  $Hv=197$  なのでプロットしていないが、 $A_2 = -50, A'_2 = -20, A'_1 = 76$  であつた。) Fig. 6(a) は Fig. 4 に示してあるように  $(H_R)_{100} \geq 2$  ppm の実験値より外挿した架空の  $(H_R)_{100} = 1$  ppm での限界応力を示す。Fig. 6(b), (c)は Fig. 4 の2つの折れ線の傾きを示しており、 $(H_R)_{100} < 2$  ppm 領域での傾き  $A_2$  は 75 を中心にして、 $\pm 20$  のばらつき、 $(H_R)_{100} \geq 2$  ppm 領域での傾き  $A'_2$  は 20 を中心にして、 $\pm 10$  のばらつきである。 $(H_R)_{100} < 2$  ppm での傾き  $A_2$  のばらつきが大きい原因の一つは、S45C の最小水素濃度の実験において、パッキングプレートを  $100^\circ\text{C}$  に予熱したために、

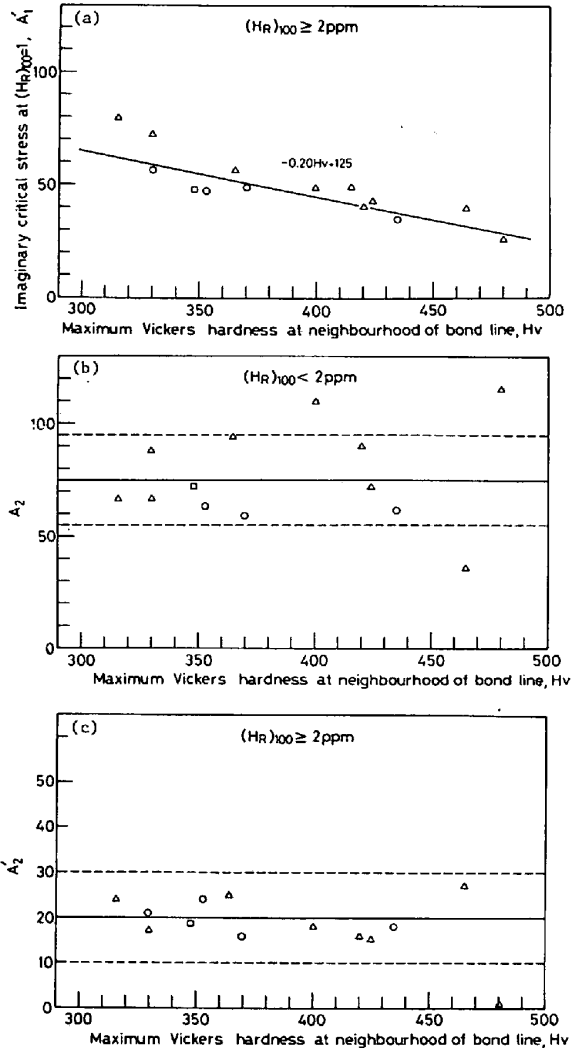


Fig. 6. Coefficients of  $A_1, A_2, A'_2$  vs. maximum hardness.

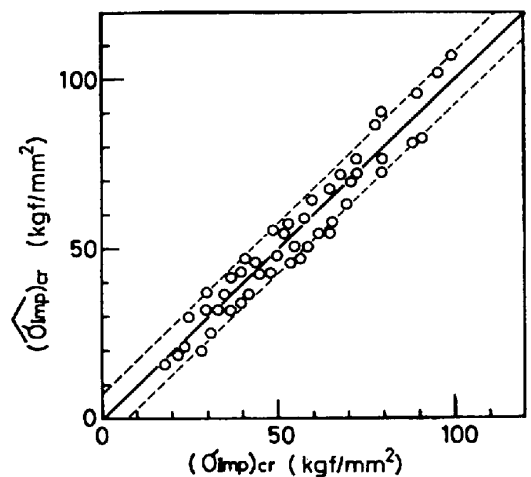


Fig. 7. Comparison of experimental data with predicted values calculated from factors, such as fused metal hydrogen content, cooling time and hardness.

最高硬度  $Hv$  が変化したこと、水素の局部集積に組織が大きな影響を与えることを無視して、硬度のみで整理し

たこと、また、Cr が増加すると水素拡散定数が変化し、水素が逃散し難くなることを無視したことなどが考えられる。

式(2), Fig. 5, 6 より Table 1 の材料の限界応力

の予測値  $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}}$  は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} (H_R)_{100} \geq 2\text{ppm} \quad \widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} &= -20 \\ &\log (H_R)_{100} - 0.20 \text{ Hv} + 125 \\ (H_R)_{100} < 2\text{ppm} \quad \widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} &= -75 \\ &\log (H_R)_{100} - 0.20 \text{ Hv} + 145 \end{aligned} \right\} \dots (3)$$

ただし、 $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}}$  の最大値は  $\sigma_0$  である。

適用範囲  $300 < \text{Hv} < 500$

式(3)を使用して、Table 1 の材料の限界応力を計算

した予測値  $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}}$  と実験値  $(\sigma_{Imp})_{cr}$  の関係をFig.

7 に示す。図中の実線は  $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} = (\sigma_{Imp})_{cr}$  を示し、

破線は  $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} = (\sigma_{Imp})_{cr} \pm 7 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$  を示す。

Fig. 7 より式(3)は  $\pm 7 \text{ kgf/mm}^2$  のばらつきでインプラント試験の低温割れ限界応力を予測していることがわかる。

残留拡散性水素濃度  $(H_R)_{100}$  は近似的には、水銀捕集以外は JIS に従って捕集した溶接金属当たりの水素濃度  $H_F$  と熱サイクルより決定される熱因子  $(\Sigma D \Delta t)_{100}$  で次式のように与えられる<sup>9)</sup>。

$$(H_R)_{100} = H_F \exp \{-75 (\Sigma D \Delta t)_{100}\} \dots (4)$$

式(4)の熱因子  $(\Sigma D \Delta t)_{100}$  の予測値  $\widehat{(\Sigma D \Delta t)_{100}}$  は冷却時間  $t_\theta$  と次式で結びつけられる<sup>13)</sup>。

$$\widehat{(\Sigma D \Delta t)_{100}} = \left\{ \begin{aligned} (1.95 t_{100} - 20) \times 10^{-5} \quad (R^2 = 86\%) & \text{ (a)} \\ (4.51 t_{150} + 41) \times 10^{-5} \quad (R^2 = 97\%) & \text{ (b)} \\ (4.2 t_{200} + 2.73 t_{150} - 13) \times 10^{-5} & \\ & (R^2 = 99.5\%) \text{ (c)} \end{aligned} \right\} \dots (5)$$

ただし  $\left\{ \begin{aligned} t_{100}, t_{150}, t_{200} \text{ の単位は秒} \\ R^2: \text{多重決定係数 (重相関係数 } R \text{ の 2 乗) で,} \\ (\Sigma D \Delta t)_{100} \text{ が式 (5) で予測できる精度を表す指標}^{14)} \end{aligned} \right.$

式(3), (4), (5) より溶接金属当たりの水素濃度  $H_F$ , 冷却時間  $t_\theta$  ( $t_{100}$  または  $t_{150}$  または  $t_{200}$ ,  $t_{150}$ ), HAZ の最高硬度 Hv の情報よりインプラントの限界応力を予測する式が導かれる。

$$(H_R)_{100} < 2\text{ppm}$$

$$\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} = \left. \begin{aligned} -75 \log H_F - 0.20 \text{ Hv} + 0.05 t_{100} + 145 & \text{ (a)} \\ -75 \log H_F - 0.20 \text{ Hv} + 0.11 t_{150} + 146 & \text{ (b)} \\ -75 \log H_F - 0.20 \text{ Hv} + 0.10 t_{200} & \\ + 0.07 t_{200} + 145 & \text{ (c)} \end{aligned} \right\} \dots (6)$$

$$(H_R)_{100} \geq 2\text{ppm}$$

$$\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} = \left. \begin{aligned} -20 \log H_F - 0.20 \text{ Hv} + 0.01 t_{100} + 125 & \text{ (a)} \\ -20 \log H_F - 0.20 \text{ Hv} + 0.03 t_{150} + 125 & \text{ (b)} \\ -20 \log H_F - 0.20 \text{ Hv} + 0.03 t_{200} & \\ + 0.02 t_{150} + 125 & \text{ (c)} \end{aligned} \right\} \dots (7)$$

ただし  $\left\{ \begin{aligned} H_F: \text{単位は ppm } t_\theta: \text{凝固温度から } \theta (^\circ\text{C}) \\ \text{まで冷却するのに要する時間 (秒)} \\ \text{適用範囲 } 300 < \text{Hv} < 500 \\ \widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} \text{ の最大値は } \sigma_0 \text{ である} \end{aligned} \right.$

### 3.3.2 検討

式(6), (7)の妥当性を検討するために、伊藤<sup>15)16)</sup>, 北田<sup>17)18)</sup>のインプラント試験結果を用いた。彼らは IIW 推奨の外径  $8 \phi$ , 切り欠き深さ  $0.5 \text{ mm}$  の切り欠きを用いているので、著者と彼らの試験片との応力集中率の相違を考慮して、式(6), (7)の右辺に  $0.83$  (著者の試験片の応力集中率  $2.5$  と彼らの試験片の応力集中率  $3$  の比) を乗じた式を使用した<sup>19)20)</sup>。

また、JIS に従った溶着金属当たりの水素濃度  $H_D$  ( $\text{ml}/100 \text{ gFe}$ ) を次式に従って、 $H_F$  ( $\text{ppm}$ ) に換算した。

$$H_F = 2.77 H_D^{0.8237} \cdot 0.6 \cdot 0.9 \dots (8)$$

ただし  $\left\{ \begin{aligned} 2.77 H_D^{0.8237}: \text{グリセリン捕集の水素濃度を水} \\ \text{銀捕集の水素濃度に換算する式}^{21)} \\ 0.6: \text{溶着金属当たりの水素濃度を溶接金属} \\ \text{当たりの水素濃度に換算する係数} \\ 0.9: \text{ml}/100 \text{ gFe} \text{ を ppm に換算する係数} \end{aligned} \right.$

Fig. 8(a) は伊藤らの実験結果と式(6), (7)による

予測値とを比較したものである。図中の実線は  $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}}$

$= (\sigma_{Imp})_{cr}$ , 破線は  $\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} = (\sigma_{Imp})_{cr} \pm 5 \text{ kfg/mm}^2$

である。(Fig. 7 のばらつき  $7 \text{ kfg/mm}^2$  に試験片の相違を補正した係数  $0.83$  を乗ずると  $\pm 6 \text{ kfg/mm}^2$  となる)

Fig. 8(b) は伊藤<sup>9)</sup> らが提案した予測式

$$\widehat{(\sigma_{Imp})_{cr}} = -242(P_{CM} + 0.093 \log H_D) + 50 \log t_{100} - 3 \dots (9)$$

$$\text{ただし } P_{CM} = C + \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Mn} + \text{Cu} + \text{Cr}}{20} + \frac{\text{Ni}}{60} + \frac{\text{Mo}}{15} + \frac{\text{V}}{10} + 5B$$

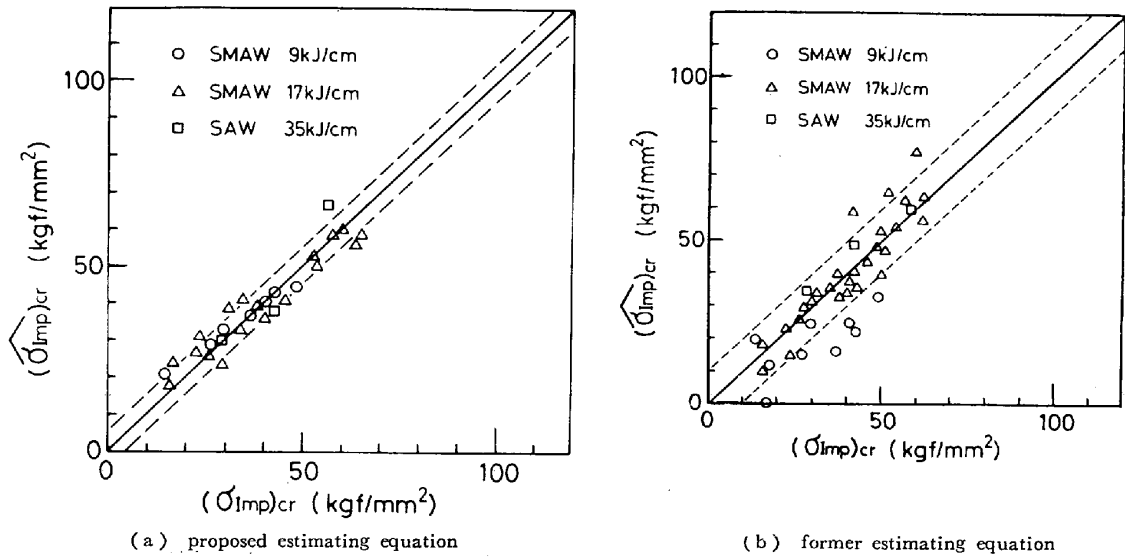


Fig. 8. Test of estimating equation of cold cracking by use of obtained by ITO et al.

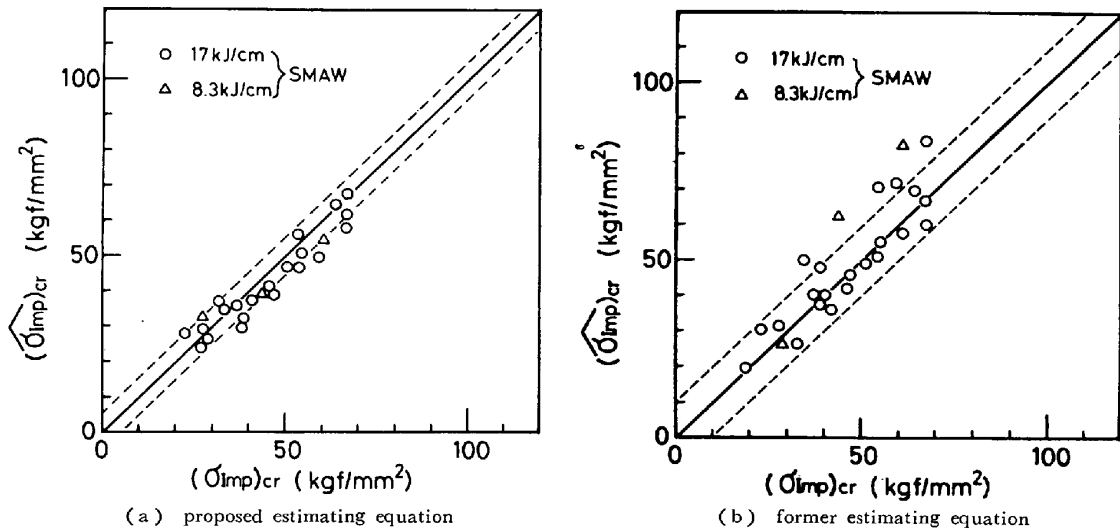


Fig. 9. Test of estimating equation of cold cracking by use of data obtained by KITADA et al.

により計算された予測値と実験値を比較している。図中の実線は実測値と予測値が一致したことを示し、破線は実線より  $\pm 10 \text{ kgf/mm}^2$  ずれていることを示す。

Fig. 9 は北田らの実験値で検討した結果であり, Fig. 9 (a)は式(6), (7)による結果, Fig. 9(b)は式(9)による結果である。

Fig. 8, 9 より式(6), (7)に示すインプラントの限界応力の予測式は工学上十分に使用できるものと考えられる。

#### 4. 結 論

本論文で得られた結論を要約すると次のようである。

(1) 溶接低温割れ限界応力  $(\sigma_{Imp})_{cr}$  と溶接熱サイクルを受けた後の水素濃度の対数  $\log(H_R)_{100}$  の関係は 2 本の直線で表され, 低水素濃度の少しの変化で, 限界

応力は大きく変化し, 高水素濃度領域では限界応力は水素濃度の変化に対して鈍感になる。

(2) 溶接熱サイクル後の水素濃度  $(H_R)_{100} = 1 \text{ ppm}$  のときの限界応力  $(\sigma_{Imp})_{cr}$  は HAZ 部ボンド近傍の最高硬度  $H_v$  の 1 次式で与えられる (適用範囲  $300 < H_v < 500$ )

(3) インプラント試験の低温割れ限界応力が HAZ の最高硬度, 冷却時間, 水素濃度の情報より予測できる式(6), (7)を導いた。そして, 式(6), (7)の妥当性を検討し, 従来用いられていた低温割れ予測式よりばらつきが少ないことを示した。

本研究を進行させる上で, 種々の御協力をいただいた新日鉄の三浦祥司郎氏に感謝致します。

## 文 献

- 1) 鈴木春義: 溶接学会技術資料 No. 1, JWS Bulletin
- 2) F. R. COE: Welding Steels without Hydrogen Cracking, TWI (1973)
- 3) 伊藤慶典, 別所 清: 溶接学会誌, 37 (1968) 9, p. 55
- 4) 百合岡信孝, 矢竹 丘: 溶接学会誌, 45 (1976) 7, p. 7
- 5) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫, 大熊雄二: 溶接学会誌, 48 (1979) 4, p. 48
- 6) H. GRANJON: Brit. Weld. J., (1959) Nov, p. 509
- 7) Sub-Commission IX-B: Recommendation for the Use of Implant Test on the Welding of Steels, IIW Doc. IX-830-73
- 8) T. TERASAKI, R. KARPPI and K. SATOH: Trans. of the J. W. S., (1979) Ap., p. 53
- 9) 伊藤慶典, 池田允彦, 中西睦夫: 溶接学会誌, 45 (1976) 12, p. 51
- 10) 伊与剛士: 大阪大学工学部溶接工学科卒論, (1979)
- 11) 辻井俊喜: 大阪大学工学部溶接工学科卒論, (1979)
- 12) 越智和彦: 九州工業大学金属工学科卒論 (1980)
- 13) 寺崎俊夫, 佐藤邦彦: 溶接冶金委員会資料, WM-745-79 (1979)
- 14) N. R. DRAPER (中村慶一訳): Applied Regression Analysis [森北出版]
- 15) 伊藤慶典, 中西睦夫, 小溝裕一: 溶接冶金委員会資料, WM-736-79, (1979)
- 16) Y. ITO, M. NAKANISHI, and Y. KOMIZO: Trans. of JIM, (1980)
- 17) 田中甚吉, 北田豊文: 溶接冶金委員会資料, WM-7439-79, (1979)
- 18) T. KITADA, J. TANAKA: Trans. of JIM, 21, (1980)
- 19) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫: 溶接学会誌, 48 (1979) 7, p. 82
- 20) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫: 溶接学会誌, 48 (1979) 5, p. 44
- 21) 伊藤慶典, 中西睦夫, 小溝裕一, 吉井一夫: 溶接学会全国大会, 第 21 集 No. 101