ルート割れと最高かたさ*

鈴木 春 義**

Root Cracking and Maximum Hardness in High-Strength Steel Welds*

by Haruyoshi Suzuki**

Effects of maximum hardness in the HAZ on root crack initiation in the JIS-y (oblique-Y groove) cracking test are discussed. The values of critical hydrogen concentration H_c at the location of root crack initiation at 100°C on the way of cooling, were calculated, assuming uniform diffusion of hydrogen through weld zone. The value of $\log H_c$ decreased linearly with an increase of H_{max} , depending on the intensity of restraint. The correlation between $\log H_c$ and H_{max} was found to be far poorer than that between $\log H_c$ and P_{cm} , Ito and Bessyo carbon equivalent, which is adequate for low carbon content steels. An analysis by the cracking parameter P_{HA} , proposed by the author considering local accumulation of hydrogen at the site of crack initiation, revealed that $\log H_c$ vs. H_{max} relation is severely affected by the C% of test steels, thus a wide scatter in H_c values. For the same value of H_{max} , a lower carbon content is more favourable against root cracking. The estimation agrees well with the JIS-y test result. The critical values of H_{max} for crack-free welding without preheating, have been P_{HA} -estimated depending on H_D values. As an application, the P_{HA} -estimated critical values of H_{max} agree satisfactorily with the Harasawa-Hart's observed values in the H-type self-restrained root cracking tests.

1. 緒 言

高張力鋼の溶接熱影響部 (HAZ) の最高かたさ H_{max} が大きいほど水素による HAZ の低温割れが発生しやすいことは衆知の事実である。たとえば HT 50 鋼では 350 Hv 10 が普通の低水素系溶接棒による割れ発生の限界かたさとして欧州 (IIW) では常識となっている。また最近の海洋構造物用鋼材 (HT 50 級) では、割れ防止の目的で安全を考えて

$$H_{max} \leq 325 \text{ (Hv 5} \sim 10 \text{)}$$

が確保できるように、鋼材選定と溶接施工条件に留意する要求が普通になっている。

2. H_{max} の推定式

低温割れの発生と非発生の限界 H_{max} は、溶着金属水素量、拘束度、HAZ の化学成分とミクロ組織に影響される。また H_{max} と低温割れの発生条件とは相関が不良と言われているが、欧米における H_{max} の重視の事実にかんがみ、限界 H_{max} の定量的検討を、JIS-y 試験データを用いて試みた結果を報告する。

著者の新しい割れ指数 P_{HA} の導入に使用した前報¹⁾ の JIS-y 割れ試験データには、HAZ の H_{max} の実測値

がないので、その化学成分と冷却時間から百合岡ら²⁾ の推定式で計算した H_{max} 値を利用した。百合岡らの式は、筆者の前報³⁾ でも確認したごとく、現用の諸式のうち最も高精度な式の一つであり次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} H_{max}(\text{Hv } 10) &= 406 C + 164 C_{eqI} + 183 \\ &\quad - (369 C - 149 C_{eqI} + 100) \arctan X, \\ X &\equiv \frac{Y - 2.822 C_{eqII} + 0.262}{0.526 - 0.195 C_{eqII}}, \\ Y &\equiv \log t_{8/5}, \quad t_{8/5} \text{ (s)} \equiv \text{cooling time from} \\ &\quad 800^\circ \text{ to } 500^\circ \text{C} \\ C_{eqI} &\equiv C + \frac{\text{Si}}{24} + \frac{\text{Mn}}{6} + \frac{\text{Cu}}{15} + \frac{\text{Ni}}{40} + \frac{\text{Cr}}{6} \\ &\quad + \frac{\text{Mo}}{4} + 10 B + \frac{\text{Nb} + \text{V}}{5} \\ C_{eqII} &\equiv C - \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Mn}}{5} + \frac{\text{Cu}}{5} + \frac{\text{Ni}}{20} + \frac{\text{Cr}}{4} \\ &\quad + \frac{\text{Mo}}{6} + 10 B. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで C_{eqI} は $t_{8/5}$ が大きくマルテンサイト 0% の H_{max} に関し、 C_{eqII} は急冷で 100% マルテンサイト組織中にフェライトが出現し始める場合のかたさに関する炭素当量である。

著者は前報³⁾ で百合岡式の近似式として次の NSC-S 式を導入し、 H_{max} が P_{cm} , C% 及び $t_{8/5}$ の 3 因子で精度良く推定できることを示した。すなわち、NSC-S 式：

*原稿受付 昭和59年2月28日 (全国大会論文発表講演)

**名 誉 員 新日本製鉄 Honorary Member, Nippon Steel Corporation

$$\begin{aligned}
 H_{\max}(\text{Hv } 10) &= (187 + 64 C + 485 P_{\text{cm}}) \\
 &\quad - (97 + 680 C - 441 P_{\text{cm}}) \arctan X, \\
 X &\equiv \frac{Y + (0.501 + 7.90 C - 11.01 P_{\text{cm}})}{(0.543 + 0.55 C - 0.76 P_{\text{cm}})}, \\
 Y &\equiv \log t_8/s, \quad (t_8/\sin s). \\
 P_{\text{cm}}(\%) &\equiv C + \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Mn} + \text{Cu} + \text{Cr}}{20} + \frac{\text{Ni}}{60} \\
 &\quad + \frac{\text{Mo}}{15} + \frac{\text{V}}{10} + 5B \quad \dots\dots(3)
 \end{aligned}$$

この式の妥当性を示す一例として、Fig. 1 は伊藤・別所の報告⁴⁾の付表の IIW $H_{\max}$ 試験(ビード溶接)結果を、筆者が P_{cm} に対してプロットしたもので著しくばらついている。板厚 25~50 mm, 入熱 17 kJ/cm, 予熱なし(22℃)のビード溶接なので $t_8/s = 6.5$ s(共通), 供試鋼は HT 50~HT 100 級高張力鋼 101 種で, C%=0.07

Fig. 1 Relationship between $H_{\max}$ and P_{cm} for IIW $H_{\max}$ test of HT50 to HT100 steels, 25 to 50 mm thick, 17 kJ/cm and without preheating. Effect of C% level. (compiled from Ito-Bessyo test data).

Fig. 2 $H_{\max}$ versus P_{cm} and C% for $t_8/s = 6.5$ s, predicted by NSC-S formula.

Fig. 3 Comparison of $H_{\max}$ values observed by Ito-Bessyo with predicted values calculated by NSC-S (P_{cm}) formula (simplified from NSC-Y formula).

~0.18%で、図は C% 別に記号を異にしてプロットした。

式(2)の著者の式では、C% 別に Fig. 2 の曲線群がえられる。 $H_{\max}$ は 340~420 Hv 10 程度までは、 P_{cm} の増加に比例して増大するが、やがてある飽和値(C%で決まる)に達して頭打ちになる。予測値を実測値と比較すると Fig. 3 のように、C% レベル別にすれば両者はよく一致していると言えよう。

3. 限界水素濃度

JIS-y ルート割れ発生を防ぐ最低予熱温度(限界予熱温度)の場合に、割れ発生点における時刻 t_{100} (凝固時より 100℃に冷却するまでの時間)での限界水素濃度 H_c の値は、水素が一様に拡散すると仮定して、前報(P_{HA})¹⁾に示した方法で計算できる。 H_c は各板厚(拘束度 R_{Fy})毎に、

$$\log H_c = a - b P_{\text{cm}}, \quad (a, b \text{ は } R_{Fy} \text{ で決まる常数}) \quad \dots\dots(4)$$

であらわれ、 $\log H_c$ と P_{cm} は Fig. 4 の例(板厚 30~32 mm)に示すように、相関はかなり良好である。

Fig. 4 Correlation between critical hydrogen concentration H_c and carbon equivalent P_{cm} for 30 mm thick HT50 to HT80 steels (JIS-y test).

Fig. 5 Relation between critical hydrogen concentration H_c and maximum hardness in the HAZ for 30 mm thick HT50 to HT80 steels (JIS-y test, 17 kJ/cm, R_{fy} 2720 kgf/mm·mm).

これに反し、 $\log H_c$ と H_{max} の関係は、Fig. 5 に示すように相関不良である。板厚 50 mm, 25 mm 及び 20 mm の場合も図は省略するが、相関不良である。従来、低温割れ性の尺度としては、 H_{max} はバラツキが著しく利用できないとみなされていた通りである。しかし後で P_{HA} 解析によってわかるように、 H_{max} は C% と併せてはじめて低温割れの尺度となりうるもので、次にそのことを示す。

4. 限界最高かたさの P_{HA} による推定

4.1 P_{HA} 式

前報¹⁾によると、JIS-y 割れ発生の限界冷却時間（これよりもゆっくり冷却すれば割れない）(t_{100})_{cr} は、新しい割れ指数 P_{HA} を用いて次式で与えられる。

$$(t_{100})_{cr}(s) = f_n(P_{HA}) \quad \dots\dots(5)$$

Fig. 6 Relationship between critical cooling time $(t_{100})_{cr}$ and cracking parameter P_{HA} for JIS-y (oblique-y) test of HT50 to HT100 steels (by revised P_{HA} formula).

この関数は水素拡散で決まるもので、Fig. 6 中の曲線と与えられる¹⁾。著者の割れ指数 P_{HA} は次式で与えられ、 P_{HA} がわかると限界冷却時間 $(t_{100})_{cr}$ の値がわかり、板厚と入熱に応じて限界予熱温度が決められる。

$$\left. \begin{aligned} P_{HA} &\equiv -\log(U_B)_{cr} \equiv -\log(H_C/H_F)_{cr}, \\ P_{HA} &\equiv F + \log(0.6 H_D), \quad (\text{低水素系}) \\ &\equiv F + \log(0.24 H_D), \quad (\text{高セルローズ系}) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$F \equiv -\log H_C = -a + b P_{cm}, \quad (a, b \text{ は } R_{fy} \text{ の関数})$$

$$\left. \begin{aligned} &\text{for } R_{fy} < 1000 \text{ kgf/mm} \cdot \text{mm} \\ &F = (6.32 + 2.60 \times 10^{-3} R_{fy}) P_{cm} - 0.1 \\ &\quad \times 10^{-3} R_{fy} - 1.92, \\ &\text{for } 1000 \leq R_{fy} < 2090 \\ &F = (7.71 + 1.19 \times 10^{-3} R_{fy}) P_{cm} - 0.1 \\ &\quad \times 10^{-3} R_{fy} - 1.93, \\ &\text{for } 2090 \leq R_{fy} < 2720 \\ &F = (4.55 + 2.67 \times 10^{-3} R_{fy}) P_{cm} - 0.268 \\ &\quad \times 10^{-3} R_{fy} - 1.58, \\ &\text{for } 2720 \leq R_{fy} \\ &F = 11.9 P_{cm} + 0.089 \times 10^{-3} R_{fy} - 2.55 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

ただし H_D (ml/100 g) : 溶着金属の拡散性水素量 (JIS Z 3113)

H_F (ml/100 g) : fused metal の拡散性水素量
(JISZ 3113)

R_F (kgf/mm $\cdot$ mm) : 等価拘束度¹⁾ グループ形状とビード位置の偏心率で決まるが, JIS-y 試験片では従来の拘束度 R_F に等しい.

4.2 H_C と $(H_{max})_{cr}$ の関係

JIS-y 試験では式 (5), (6), (7) により, H_C と $(H_{max})_{cr}$ の関係が次の手順で求められる.

一定板厚 ($R_F = \text{const}$) に対して,

$$\text{任意の } H_C \rightarrow P_{cm} [\because \log H_C = a - b P_{cm}]$$

$$\text{任意の } H_D \rightarrow (U_B)_{cr} [\because H_C = 0.6 H_D \cdot (U_B)_{cr}]$$

$$\begin{aligned} & \left. \begin{aligned} & (t_{100})_{cr} \\ & h \text{ (板厚)} \\ & Q \text{ (入熱)} \end{aligned} \right\} \rightarrow T_p \text{ (予熱温度)} \end{aligned}$$

$$(T_p, h, Q) \rightarrow t_{8/5}^* \left[\begin{aligned} & P_{cm}, C \end{aligned} \right] \rightarrow (\text{NSC-S 式}) \rightarrow (H_{max})_{cr}$$

Fig. 7 は板厚 $h = 30$ と 32 mm ($R_F = 2720$ kgf/mm $\cdot$ mm) ($Q = 17$ kJ/cm) の場合に上述の手順で計算した H_C と $(H_{max})_{cr}$ の関係である. H_C の減少に伴って P_{cm} が増加し, $(H_{max})_{cr}$ が増大する. $H_D = 2$ と 4 で少し異なるがその平均は鎖線で与えられる. $C\% = 0.10, 0.15, 0.18$ で H_C に大差があり, $H_{max} < 380$ Hv10 の範囲では同一 H_{max} なら $C\%$ が低いほど限界水素濃度 H_C が高い, すなわちルート割れが起こりにくいことを示している.

Fig. 7 の推定結果を実測値と比較すると Fig. 8 がえられる. 実測値は $H_D = 1.3 \sim 4.0$ の範囲内にあるから, 推定値 Fig. 7 の平均曲線 ($H_D = 2$ と 4) を用いればよいであろう. $C\% = 0.10 \sim 0.12$ の測定値 (白丸印) は, P_{HA}

Fig. 7 Relationship between H_C and $(H_{max})_{cr}$ for JIS-y test, as predicted by P_{HA} -analysis for 30 mm thickness.

Fig. 8 Comparison between observed and P_{HA} -predicted values of the critical hydrogen concentration H_C for the JIS-y test, as regards the effects of carbon content C and P_{cm} for 30 mm thick HT50 to HT80 steels.

推定の $C = 0.10\%$ 曲線上にはほぼ乗っており, さらに $C\% = 0.13 \sim 0.14\%$ および $C\% = 0.15 \sim 0.18\%$ の測定値も, それらに相当する P_{HA} 推定曲線とかなりよく合致している.

Fig. 7 で明瞭のように, $\log H_C \sim (H_{max})_{cr}$ の関係は鋼の $C\%$ によりかなり相違するから, $C\%$ を無視して比較すると Fig. 5 に示すように相関不良に見えるのは当然である. これに反して, $\log H_C \sim P_{cm}$ の関係 (Fig. 4) には $C\%$ の影響が認められない事実は, 低温割れ性の尺度としての P_{cm} の利点を示すもので, $(H_{max})_{cr}$ より格段に勝る.

4.3 予熱不要の $(H_{max})_{cr}$ の推定

P_{HA} の式 (7) で与えられる $\log H_C = a - b P_{cm}$ 中の常数 a, b を用いると, 予熱不要の場合 ($T_p = 20^\circ\text{C}$) のルート割れ発生の限界かたさ $(H_{max})_{cr}$ が次の手順で求められる.

表 1 に P_{HA} 式に用いた板厚毎の a, b の値を示す. $Q = 17$ kJ/cm で予熱しない場合の t_{100} と $t_{8/5}$ 及び P_{HA} の値も示されている. 拘束度 $R_F \leq 1000$ kgf/mm $\cdot$ mm の場合は, 基になった伊藤・別所の実験値⁴⁾が, 板厚 20~38 mm (最多 25 mm) の, 側面スリット付き試験片で低拘束度を実現した場合なので, 表 1 で冷却時間に影響する板厚としては代表値 25 mm を採用した. $(H_{max})_{cr}$ は次の手順で求められる.

$$h \text{ (板厚)} \rightarrow R_F \rightarrow (a, b \text{ 値})$$

$$(h, Q = 17 \text{ kJ/cm, JIS-y, } T_p = 20^\circ\text{C})$$

$$\rightarrow (t_{100})_{cr} = f_n(h)$$

$$t_{8/5}$$

$$(R_F, P_{HA}, H_D, \text{式 (7)}) \rightarrow P_{cm}$$

$$(C\%, t_{8/5})$$

$$\rightarrow (\text{NSC-S 式}) \rightarrow (H_{max})_{cr}$$

* $t_{8/5}$ の算定には百合岡らの計算式 (溶接冶金研究委員会資料 WM-784-80 (1980-8 月) により, グループがある場合の値を用いた).

表 1 予熱不要の限界 H_{max} 推定用数値表 (JIS-y 試験, 17 kJ/cm)

$R_F y$ (kgf/mm $\cdot$ mm)	3390	2720	2440	2090	1000	750	500	250	(0)
h (mm)	50	30	25	20	$(h \neq 25 \text{ mm のスリット付き})$ (外挿)				
a	2.248	2.312	2.229	2.135	2.030	1.993	1.968	1.943	1.918
b	11.90	11.90	11.06	10.13	8.90	8.27	7.62	6.97	6.32
$(t_{100})_{cr}$ (s)	50	80	120	180	120	120	120	120	120
P_{HA}	0.303	0.305	0.312	0.333	0.312	0.312	0.312	0.312	0.312
$t_{8/5}$ (s)	5.6	5.8	5.9	6.2	5.9	5.9	5.9	5.9	5.9

Fig. 9 Critical values of HAZ H_{max} to prevent root cracking in one pass weld HAZ as related to diffusible hydrogen content H_D and equivalent intensity of restraint $R_F y$ for JIS-y test without preheating ($Q=6\sim 30$ kJ/cm, HT50 to HT100 steels). Fig. 10 Relationship between C%, H_D and $R_F y$ for the critical value of $(H_{max})_{cr}=325$ in the JIS-y test without preheating ($Q=6\sim 30$ kJ/cm).

計算結果の一例を Fig. 9 に示す。C=0.10, 0.15 および 0.18% の場合に応じて、 $(H_{max})_{cr}$ を H_D と $R_F y$ 別に求めた。 $R_F y$ が著しく小さいときは、 H_D の影響が小さくなり $(H_{max})_{cr}$ は C% で決まる飽和かたさに近づく。C% が大きいほど限界かたさが大きい。しかし拘束度がきびしい場合とくに $R_F y > 2000$ kgf/mm $\cdot$ mm では、C% が低いほど逆に限界かたさが大きくなる。

最近の海洋構造物の溶接施工では、溶接部が何処でも

$$H_{max} \leq 325 \text{ Hv}$$

などと規定される場合が多い。Fig. 9 よりこの条件に対する C%, H_D 及び $R_F y$ の組合わせを Fig. 10 に示す。同一拘束度に対しては、C% が低いほど H_D の値が大きくて良いことが示されている。

4.4 予熱 100°C の $(H_{max})_{cr}$ の推定

前節と同様に予熱 100°C の場合の限界かたさを計算して Fig. 11 に示す。また $(H_{max})_{cr}=325$ の条件を Fig. 12 に示す。限界かたさ、割れ発生時点 (t_{100}) での残留水素濃度が予熱なしの場合にくらべて約半減 ($Q=17$ kJ/cm の場合) するから、それだけ H_D の許容量が増加する。これは Fig. 12 に示した実線 (予熱 100°C) と破線 (予熱なし) の比較からよく分る。

5. 応 用

本報告で導かれた JIS-y 試験のルート割れ発生の限界かたさを他の実験結果と比較してみよう。

英国溶研で行われた原沢・Hart の実験⁹⁾では、H スリット形自拘束割れ試験片を用いて、突合せ X 形グループのルート割れ試験を板厚 25 mm の 3 種の C-Mn 鋼板に対して、予熱なしで溶接入熱を変えて実施し、拘束

Fig. 11 Critical values of HAZ H_{max} to prevent root cracking in one pass weld HAZ in JIS-y test under 100°C preheating ($Q=17$ kJ/cm, HT50 to HT100 steels).

Fig. 12 Relationship between C%, H_0 and R_{fy} for $(H_{max})_{cr}=325$ (Hv) in the JIS-y test, $Q=17$ kJ/cm, with 100°C preheating (and without).

度、水量量、及び H_{max} が割れ発生に及ぼす影響を調べて、Fig. 13 と Fig. 14 をえた。彼等の X 形グループの拘束度 K と著者の等価拘束度 R_{fy} の関係は前報により

$$R_{fy} = (3.5/4)K$$

で与えられるから、たとえば $K=2500$ (N/mm·mm) は $R_{fy}=223$ (kgf/mm·mm) になる。

■ 彼等の試験片に対しては、予熱しない場合の $t_{100}(s)$ と入熱 Q の関係は近似的に次式で与えられる (25 mm 厚, 20°C)。

$$Q(\text{kJ/cm}) = 1.410 \sqrt{t_{100}} \exp(0.0003617 t_{100})$$

予熱なしの場合の 4.3 節の手順を用いて、 P_{HA} 解析を利用して限界かたさを求めると、Fig. 13, 14 中の破線がえられる。

Fig. 13, $C=0.16\%$ と $C=0.20\%$ で $H_D=1.5$ ml/100 g (JIS)

の場合は、推定と実測結果はかなり良く一致する。

Fig. 13 Critical HAZ H_{max} for steels 0.39CE and 0.49CE without preheating (X-groove test by Harasawa and Hart).

Fig. 14, $C=0.25\%$ で $H_D=1.5$ の場合は、ほぼ一致する。

$C=0.16\%$ で $H_D=6.6$ の場合は、定性的に一致する。

Fig. 14 Critical HAZ H_{max} for steels 0.57CE and 0.39CE without preheating (X-groove test by Harasawa and Hart).

ただし、Fig. 14 で $C=0.25\%$ 鋼は P_{cm} の適用範囲 ($C \leq 0.22\%$) 外である。また Fig. 14 の $H_D=6.6$ (JIS) は、 P_{HA} 式が、主として $H_D=1.3 \sim 4.0$ の範囲の割れデータを基に作られているので、 $H_D=6.6$ の場合には誤差を生ずるのかも知れない。しかし Fig. 13 よりみて ($H_{max})_{cr}$ の P_{HA} 推定値は、原沢らの実験データとかなり良く一致すると思われる。

なお P_{HA} 解析では、一定入熱 ($Q=17\text{kJ/cm}$) の JIS-y 試験で、予熱温度と化学成分を変えて H_{max} を変化させているのに対して、欧州では予熱なしで入熱量と化

学成分を変えて H_{max} を変化させたデータが多いので、今後とも日欧のデータの比較は、もっと多くの実験データについて確認の必要がある。

6. 結 論

以上、新しい割れ指数 P_{HA} の導入に利用した JIS-y 割れ試験データを対象に、ルート割れ発生の限界 H_{max} を計算した。低温割れ性の評価には P_{cm} は単独で有効であるが、 H_{max} 単独では評価困難 (相関不良) なことが判明し、 $C\%$ と組合わせて初めて役立つことがわかった。同一の H_{max} の HAZ では、 $C\%$ が低いほど水素割れに強いことがわかった。

さらに、予熱不要の場合と、 100°C 予熱が必要な場合の限界 H_{max} 値を、 $C\%$ 、拡散性水素量 H_D 及び拘束度 R_F 、別に求めた、 $H_{max}=325\text{ Hv}$ を限界かたさとする $C\%$ H_D 及び R_F の組合せ条件をも示した。

なお本報の限界 H_{max} の推定値は、英国の実験データとよく一致することを示した。

さらに HAZ の H_{max} 値を、 $C\%$ 、 $P_{cm}\%$ 及び t_8/s の3因子で精度よく推定できる簡便式 (NSC-S 式) をも示した。

謝辞 本研究に際し新日鉄第二技研の百合岡博士のご協力に感謝する。

参 考 文 献

- 1) 鈴木, 奥村: “新しい割れ指数 P_{HA} による冷間割れの解析”, 本学会論文集 2 (1984) No. 1, 17-23, 及び Trans. JWS, 14 (1983), No. 1, 40-52.
- 2) 百合岡, 奥村, 齊藤: “鋼溶接部の冷却特性と硬化性の推定”, 溶接委 WM-784-80, 1980-8月, 1-27.
- 3) 鈴木: “Carbon Equivalent and Maximum Hardness”, 溶接委 WM-931-83, 1983-5月-25日, 1-24. 及び Trans. JWS, 15 (1984) No.1, 25-33.
- 4) 伊藤, 別所: “Cracking Parameter of High Strength Steels related to Heat-Affected-Zone Cracking”, IIW Doc. IX-576-68, 1968.
- 5) 原沢, Hart: “A Preliminary Evaluation of the Effect of Restraint on HAZ Cold Cracking of Butt Welds in Three C-Mn Steels”, TWI Rep. 40/1977/M, June 1977, 1-36.