研 究 論 文

新しい割れ指数 P_H によるルート割れの解析*

鈴 木 春 義**

Root Cracking analyzed with a New Cracking Parameter P_H *

by Haruyoshi Suzuki**

Based upon the idea that hydrogen cold cracking in a steel weld occurs only when the local hydrogen concentration at the instant of crack initiation exceeds a critical value which depends on HAZ ductility and local stress, a new cracking parameter P_H was proposed in the author's previous report to predict the critical preheating temperature to avoid root cracking in the slit-type oblique-Y (Tekken) cracking test.

In the present paper, an improved and generalized formula of cracking parameter is proposed with which the values of critical preheating temperature and critical restraint stress can be predicted for root cracking in any groove shape and eccentrically located weld. The predicted values are shown to agree satisfactorily with experimental ones. Since the new parameter is based on the stress concentration ratio and the accumulated local hydrogen at the highly stressed zone close to the root of a weld, the proposed prediction procedure seems to be effective also in most of the cold cracking problems in steel welding and will be described in the following reports.

Moreover, a new formula is proposed to predict the critical restraint stress for root cracking in the oblique-Y groove Tekken test. It differs considerably from other formulae already proposed by other researchers on Implant test data. This may suggest that the Implant test data are not necessarily satisfactory for prediction of welding conditions in actual welding fabrication.

1. 緒 言

高張力鋼溶接部の各種の冷間割れの発生条件を、従来の鉄研式割れ試験(斜めY形溶接割れ試験)のデータから推定できるように新しい割れ指数 P_H を導いた。本報告では一パスルート割れに及ぼすグループ形状と溶接位置の偏心度が限界予熱温度や限界応力に及ぼす影響を P_H 解析により推定し、従来の諸実験結果と定量的に合致することを示した。

2. 鉄研式割れ試験の割れ指数

新しい割れ指数 P_H については筆者の前報^{1,2)}に詳述されているから、ここでは要点のみを述べる。

高張力鋼の熱影響部(HAZ)のルート割れは、割れ発生場所が100℃に冷却したときの局所的水素濃度 H_l (ml/100 g HAZ)の値が、そのマイクロ組織と延性および拘束応力の組合わせで決まるある限界値 H_c をこえる場合に発生すると仮定し、従来の鉄研式割れ試験のデー

タにつき、藤井・中島³⁾の H_c の計算結果を利用すると、Fig. 1 に示すように限界水素濃度 H_c は次の実験式で与えられる(入熱 17 KJ/cm)。

$$\log H_c = 3.22 - 13.4(P_{cm} + R_F/40,000)$$

さて $H_c = 0.6 H_D(U_H)_{cr} = H_D \times f_n[(t_{100})_{cr}]$ であるから、上式より

$$\left. \begin{aligned} (t_{100})_{cr} &= f(P_H) \\ P_H(\%) &\equiv P_{cm} + 0.075 \log H_D + R_F/40,000 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ただし $P_H(\%)$: 新しい割れ指数

$P_{cm}(\%)$: 伊藤・別所の割れ組成

$$P_{cm} = C + Si/30 + (Mn + Cu + Cr)/20 + Ni/60 + Mo/15 + V/10 + 5B \dots\dots\dots (2)$$

R_F (kgf/mm²·mm): 継手の拘束度(鉄研式では

$R_F = 70h$, h (mm)は板厚, ただし $h \geq 40$ mm では $R_F = 2800$ kgf/mm²·mm)

H_D (ml/100 g): 溶着金属 100 g 当りの拡散性水素量(JIS)

$(t_{100})_{cr}$ と P_H の関係を Fig. 2 に、限界予熱温度 T_0 と P_H の関係を Fig. 3 に示す。これは板厚 20~50

*原稿受付 昭和55年1月25日(昭和54年春季全国大会にて発表)

**正 員 新日本製鉄(株) Member, Nippon Steel Corporation

3.2 偏心溶接

溶接金属のど厚中心が板厚中心から η だけ偏心しているときは、偏心度を次の量であらわす。この場合には

$$\gamma = (h - 2\eta)/h, \quad (\text{上方 } \gamma > 0, \text{ 下方 } \gamma < 0) \quad \dots\dots\dots(5)$$

引張拘束力により両側の板は曲げ変形をうけ、平均の拘束応力 $\sigma_w\gamma$ とルート部の表面応力 σ_r は、松井らの弾性計算⁵⁾によると次式であらわされる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_w\gamma &= \sigma_w / (1 + C\gamma^2) \\ \sigma_r &= \sigma_w (1 + B\gamma) / (1 + C\gamma^2) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(6)$$

ただし C は RRC や TRC 試験では $C=3$ (松井らの計算⁵⁾)、鉄研式サイズのスリット形試験片では $C=0.64$ (筆者の計算²⁾) である。また B は、弾性計算では板厚 30 mm で 1.33, 40 mm で 0.75 であるが、稲垣ら⁹⁾の実験 (板厚 30 と 40 mm の HT 80, 17 kJ/cm, RRC と H 形試験片) による限界拘束応力比 ($\sigma_w\gamma/\sigma_w$) は、Fig. 5 に示すように、 $B=0.8$ とすれば理論式 (6) とよく一致している。詳細は文献 (2) に示されている。

3.3 ルート部の応力集中比 k

実験によると同一拘束度 R_F の下でも、ルート割れ性はグループ形状により異なる。その理由は FEM を利用した理論解析^{5,7)}によると、割れが発生するルート部の応力集中比の値の差異によるものと定性的に説明されている。

これに関連して豊田、寺崎、佐藤⁸⁾の弾塑性理論の FEM 計算によると、応力集中比 k と K_t は Fig. 6 に示す値である。集中比の定義は次式によるが、本論文の定義による k は溶接

$$\left. \begin{aligned} k &\equiv \sigma_t / \sigma_r \quad (\text{本論文の定義}) \\ K_t &\equiv \sigma_t / \sigma_w\gamma \quad (\text{佐藤らの定義}) \\ \sigma_t &: \text{拘束応力方向の集中応力値} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(7)$$

金属の偏心度 γ に無関係と考えられるが、実際に K_t の計算例によってもそれが次のように確認できる。

式 (6) (7) から

$$K_t = k(1 + B\gamma) = k(1 + 0.8\gamma) \quad \dots\dots\dots(8)$$

であるが、Fig. 6 の ∇ 形グループに対しては、 $k=6$ とすれば式 (8) で推定した K_t と佐藤らの計算値は次のように良く一致し、 k は γ に無関係の一定値でよいことがわかる。

偏心度 γ	+0.5	0	-0.5
式 (8) の推定 K_t	8.4	6	3.6
佐藤らの計算 K_t	6.9	5.4	3.5

佐藤ら⁸⁾が軟鋼、HT 60 及び HT 80 鋼に対して計算した結果を参考にして、各グループの k の値は次のようにとればよいであろう。

Fig. 5 Critical stress ratio versus eccentricity in bead location (Inagaki, Ohkuma et al.)⁶⁾

Fig. 6 Elastic stress concentration ratio at the root of the first-pass weld, EFM analysis. (Toyoda, Terasaki & Satoh)⁸⁾

$$k = \left\{ \begin{array}{l} 6 \quad (\nabla \text{形, K形}) \\ 4 \quad (\text{斜めY形, 対称Y形, U形}) \\ 3.5 \quad (\text{X形}) \\ 1 \sim 1.5 \quad (\text{V形, 欠陥のない裏波溶接}) \\ 3 \sim 4 \quad (\text{V形, 欠陥のある裏波溶接}) \end{array} \right\} \quad \dots\dots\dots(8)$$

ただし、この ∇ 形、Y 形、U 形グループとしては、ルート面がかなり長くて初層で裏波が出ない場合を意味する。もし初層で裏波が出るグループ形状の場合には、上式中の V 形に準じて k の値をとるべきである。

4. 一般割れ指数とその応用

4.1 割れ指数の一般化

従来の伊藤・別所の割れ指数

$$P_W = P_{cm} + H_D/60 + R_F/40, 000$$

でも、また本論文の鉄研式斜め Y 形ルート割れ指数 P_H (式 (1)) でも、グループ形状の影響が入っていない。この欠点を除くには、ルート部の集中応力値 σ_t (式 6,

7) が式中に入るようにすればよい。そのためには一般化された割れ指数 P_H として次式を用いればよい。

$$P_H(\%) \equiv P_{cm} + 0.075 \log H_D + \frac{kR_F}{160,000} \left(\frac{1+B\gamma}{1+C\gamma^2} \right) \quad \dots\dots\dots(9)$$

ただしこれは入熱 17 kJ/cm で拘束度 $R_F \geq 1300 \text{ kgf/mm} \cdot \text{mm}$ の場合の式で、グループ形状 (k) と偏心度 (γ) の影響が入っている。例えば鉄研式斜め Y 形試験では、 $k=4$, $\gamma=0$ であるから上式は式 (1) に帰着する。また限界予熱温度 T_0 は式 (1) より $P_H \rightarrow (t_{100})_{cr} \rightarrow T_0$ で求められる (Fig. 3)。近似的には式 (3) でもよい。

4.2 限界予熱温度の推定 (無偏心 $\gamma=0$ の場合)

名種グループと斜め Y 形の場合の限界予熱温度の差を P_H 指数で推定してみよう。

(イ) レ形および K 形 ($k=6$, $\gamma=0$)

$$\Delta T_0(^{\circ}\text{C}) \equiv T_0(\text{レ}, \text{K}) - T_0(\text{Y}) = 0.02 R_F \quad \dots\dots\dots(10a)$$

鉄研式サイズの試験片 ($R_F = 70h$, h = 板厚 mm) では $1.4h$ になる。

(ロ) Y 形および U 形 ($k=4$, $\gamma=0$)

$$\Delta T_0(^{\circ}\text{C}) \equiv T_0(\text{Y}, \text{U}) - T_0(\text{Y}) = 0 \quad \dots\dots\dots(10b)$$

(ハ) X 形 ($k=3.5$, $\gamma=0$)

$$\Delta T_0(^{\circ}\text{C}) \equiv T_0(\text{X}) - T_0(\text{Y}) = -0.005 R_F \quad \dots\dots\dots(10c)$$

上述の ΔT_0 の推定値と実験値の比較を Fig. 7 に示す。松井⁵⁾ および桐原⁷⁾ の実験値は上述の推定値と良く一致している。

Fig. 7 Comparison between observed and predicted values of difference in preheating temperatures

4.3 限界予熱温度の推定 (偏心溶接 $\gamma \neq 0$)

(イ) V 形 ($\gamma = -1$, $k=1 \sim 1.5$, $B=0.8$, $C=0.64$ または $C=3$)

$$P_H = P_{cm} + 0.075 \log H_D + 0.12 R_F / 120,000$$

$$\therefore \Delta T_0(^{\circ}\text{C}) \equiv T_0(\text{V}) - T_0(\text{Y}) = -0.039 R_F \quad \dots\dots\dots(11)$$

この推定は Fig. 7 右端の馬田⁹⁾ の実験値 (高セルローズ系溶接棒) とよく合致する。

(ロ) 鉄研サイズ ($R_F = 70h$) 試験片で偏心溶接

$$\begin{aligned} \Delta T_0(^{\circ}\text{C}) &\equiv T_0(\gamma) - T_0(\gamma=0) \\ &= 0.01 k R_F (B\gamma - 0.64 \gamma^2) / (1 + 0.64 \gamma^2) \quad \dots\dots\dots(12) \end{aligned}$$

Fig. 8 にこの推定値と、松井⁵⁾ の実験結果の比較を示す。係数 B の値として、弾性論的計算値 1.11, 1.13 を用いた場合と、前述の実験値 0.8 を用いた場合の推定値 (水平線) はやや異なるが、X 形とレ形グループ両者に対して $B=0.8$ のほうが良いようである。

Fig. 8 Comparison between observed and predicted values of difference in critical preheating temperatures due to eccentric bead location

4.4 偏心溶接の限界応力

ある予熱温度 T_0 に対して限界応力 (それ以下では割れないという限界値) の値が σ のときは、逆にこの拘束応力 σ に対する限界予熱温度が T_0 にほかならない。母材 (P_{cm}), 溶接棒 (H_D), 予熱温度 (T_0) をそれぞれ同一にして、拘束度 (R_F) とグループ形状 (k) および偏心度 (γ) を変化した場合の限界拘束応力値は P_H が一定の条件、すなわち次式で規定される。

Fig. 9 Comparison of critical restraint stresses among three groove shapes (test data by Inagaki, Ohkuma et al.)⁶⁾

$$kR_F(1+B\gamma)/(1+C\gamma^2)=\text{const} \equiv k_0R_{F0} \cdots (13)$$

入熱 17 kJ/cm に対しては式 (4), (6) から

$$(\sigma_w\gamma)_{cr}=k_0mR_{F0}/k(1+B\gamma) \cdots (14)$$

これはグループ形状 (k) および偏心率 (γ) および拘束度 (R_{F0}) が異なる場の限界拘束応力値の比較に利用できる。

板厚 30 mm の HT 50 と HT 80 鋼の RRC および TRG (予熱あり) 試験によって、3 種のグループ形状 (斜め Y 形, レ形および X 形) につき, $\gamma=0$ の場合の初層のルート割れの限界拘束応力の測定値が稲垣ら⁶⁾ により Fig. 9 のように報告されている。この組み合わせには式 (8) と (13) から

$$\left. \begin{aligned} (\sigma_w)_v &= 0.67 (\sigma_w)_y \\ (\sigma_w)_x &= 1.14 (\sigma_w)_y \end{aligned} \right\} \cdots (15)$$

この推定は図中の直線で示すように実測値とはほぼ一致している。

また稲垣ら⁶⁾ の報告で偏心率の影響として前出 Fig. 5 が実測されている。この場合には式 (14) から

$$(\sigma_w\gamma)/_{cr}(\sigma_w)_{cr}=1/(1+B\gamma) \cdots (16)$$

が導かれ, $B=0.8$ ととれば実験値とよく一致することがわかる。

5. 結 論

本論文では拘束度が強い場合 ($R_F \geq 1300 \text{ kgf/mm} \cdot \text{mm}$) に, 任意のグループ形状ならびにビード位置の偏心率が初層のルート割れに及ぼす影響が, 新しい割れ指数 P_H (式 9) によって鉄研式斜め Y 形ルート割れのデータによって合理的に説明できること, また P_H 推定が従来の実験結果とよく合致することを示した。

なお任意の場合の限界応力を求める実験式も前報²⁾ で得られているがここでは省略した。

次報では各種の冷間割れへの P_H 指数の応用につき述べる。

謝辞. 本研究中, 種々の御援助と御教示を賜った大阪大学の佐藤教授, 九州工大の寺崎助教授, および新日鉄製品技研の百合岡研究員の御好意に深謝する。また貴重なデータを利用させていただいた多くの引用文献の著者に心からの敬意と謝意を表したい。

引用文献

- 1) 鈴木: Cold Cracking and its Prevention in Steel Welding (Rep. 1), Trans. JWS, 9-2 (1978), 140-9.
- 2) 鈴木: 同上 (Rep. 2), Trans. JWS, 10-2 (1979), 82-91.
- 3) 藤井, 中島: 一バス溶接部における水素拡散挙動とルート割れ防止条件について, 溶接委 WM-668-77, 1977-11月, 1-53.
- 4) 佐藤, 寺崎他: 拘束力および拘束応力におよぼす溶接諸条件の影響, 本学全国大会概要 No. 23, 1978-10月, 142-3.
- 5) 松井他: Weld Cracking Susceptibility in Various Groove Shapes, IIW Doc. IX-1048-77, 1977-7, 1-21.
- 6) 稲垣, 佐藤, 松井, 大熊: Application of Implant Test on Cold Cracking, IIW Doc. IX-1078-78, 1978, 1-11.
- 7) 桐原, 大沼, 渡辺: 高張力鋼の初層溶接部のルート割れに及ぼす開先形状の影響, 本誌 46-7, 1977, 437-44.
- 8) 豊田, 寺崎, 佐藤: Local Stresses-Strains in Welds with Particular Reference to Weld Cracking, Trans. JWS, 9-2, 1978, 94-103.
- 9) 馬田, 矢竹, 百合岡, 菊野: Steel and Weld Material Requirement for the Prevention of Weld Cracking in Heavy Wall Pipe, Proc. Intl. Conf. "Arctic", ASM 1976, 216-222.