多層溶接継手の水素濃度分布におよぼす 溶接諸条件の影響 (第2報)*

—溶接金属横割れ防止のためのアルゴリズムについて—

寺崎 俊夫**, 原沢 秀明*** 坂下 幹雄****, 佐藤 邦彦*****

Effect of Welding Conditions on Hydrogen Concentration Distribution in Multipass Welded Joint (Part 2)*

—Algorithm to Prevent Weld Metal Transverse Crack—

by Toshio Terasaki**, Hideaki Harasawa***, Mikio Sakashita**** and Kunihiro Satoh*****

An algorithm using a hydrogen diffusion theory, which can calculate the hydrogen concentration distribution in a multipass welded joint under various welding conditions, is introduced and referred to the result of hydrogen measurement in multipass welded joints.

In order to obtain the welding conditions such as the necessity of a post-heating employment for the prevention of hydrogen-induced weld metal transverse cracking, the algorithm is modified and the usefulness of this algorithm is confirmed from a result of restraint-type multipass weld cracking tests.

It is also found that the diffusible hydrogen concentration measured by the method such as JIS Z 3116 is approximately 80 % of the initial hydrogen concentration just after welding (H_0), and that the maximum hydrogen concentration in a multipass welded joint ($H_{\max}$) seems to be less than H_0 .

1. 結 言

前報¹⁾において, 多層継手金属の板厚方向水素濃度分布を計算する式を導き, 最大水素濃度 $H_{\max}$ (ppm) におよぼす溶接諸条件の影響を定性的に示した。

本報ではまず最初に, 水素濃度分布の絶対値の基本となる, 溶接直後に溶接金属が保有している水素濃度である初期水素濃度 H_0 (ppm) を求める方法について述べる。また, くり返し熱サイクルの影響を受けた $H_{\max}$ と H_0 の大小関係について, アルゴンに水素を混入したシールドガスによる TIG 溶融試験により検討する。

つぎに, 入力として溶接諸条件などを与えると, 多層溶接継手の板厚方向水素濃度分布が計算できるアルゴリズムを作成し, その妥当性を実験により検証する。

さらに, このアルゴリズムを一步進めて, 多層溶接の

溶接金属横割れを防止するための溶接諸条件 (たとえば後熱の要否) を求めることのできるアルゴリズムを作成し, その妥当性についても, 一部の割れ試験結果から検証する。

2. 初期水素濃度とくり返し熱サイクルによる濃度の変化

多層突合せ継手の水素濃度分布については, 西尾ら²⁾が詳細な研究を行ない, その後, 多くの研究者³⁻⁷⁾により報告されている。これらの結果をみると, 板厚方向の水素濃度分布が溶接最終層直下で最大値をとるという定性的な傾向は一致している。しかし, その絶対値については必ずしも研究者により一致しておらず, ① 最大水素濃度 $H_{\max}$ は初期水素濃度 H_0 (溶接直後に溶接金属が保有している水素濃度) より小さい値となる報告と ② $H_{\max}$ は H_0 より大きい値となる報告の2つに分類される。

ここでは, 初期水素濃度の絶対値について, および $H_{\max}$ と H_0 の大小関係について検討する。

2-1 初期水素濃度について

溶接直後に溶接金属が保有している水素濃度である初

*原稿受付 昭和57年3月4日 (第84回 溶接冶金研究委員会 (昭和56年5月) にて発表)

**正 員 九州工業大学 Member, K. I. T.

***正 員 日本鋼管(株)技術研究所 Member, Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.

****学 生 員 大阪大学工学部 Student Member, Faculty of Engineering, Osaka University

*****正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University

期水素濃度 H_0 を実験のみで求めることは困難である。そこで、以下に示すように計算値と実験値から H_0 を得た。

Fig. 1 に計算に用いた溶接線 (紙面に垂直) に直角方向の断面を示す。計算では板の温度は場所によらず時間のみ関数と仮定する。板厚 h 、板幅 $2c$ の断面に、のど厚 h_w 、ビード幅 $2b$ の短形断面の溶接ビードが瞬間に置かれた場合を考える。任意点 (x, y) の水素濃度 $H(x, y)$ は、矩形部の初期水素濃度 H_0 、熱因子を $\sum D \cdot \Delta t$ とすると次式で与えられる⁹⁾。

Fig. 1 Schematic illustration of model used in calculation for hydrogen concentration

$$H(x, y) = \frac{H_0}{4} \left[\sum_{m=-\infty}^{\infty} (-1)^{|m|} \left\{ \phi \left(\frac{b-y+2mc}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) + \phi \left(\frac{b+y-2mc}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) \right\} \right. \\ \left. \left[\sum_{n=-\infty}^{\infty} \left\{ \phi \left(\frac{h-x-2nh}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) - \phi \left(\frac{h_w+x+2nh}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) + 2\phi \left(\frac{x+2nh}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) \right\} \right] \right] \quad \dots\dots(1)$$

ただし、 ϕ : 誤差関数, m, n : 整数
境界条件: $y = \pm c$ で $H=0$, $x=0, h$ で $H=0$, 熱因子: 水素拡散に関するパラメータであり、溶接熱サイクル (冷却時間 t の微小区分 Δt) と水素の拡散定数 (D) の積分として求める。

断面 (板厚 h 、板幅 $2c$) に残留している水素の全量 V は、上式 (1) を積分した次式で与えられる。

$$V = \int_0^h dx \int_{-c}^c H(x, y) dy \quad \dots\dots(2)$$

板幅 $2c$ が十分に大きくて、 $c-b > 4\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}$ のとき水素は y 方向の端面 $y = \pm c$ まで拡散していないから、 y 方向 sink ならびに source の影響はなく $m=0$ となり、

$$\int_{-c}^c \left[\phi \left(\frac{b-y}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) + \phi \left(\frac{b+y}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}} \right) \right] dy \\ = 4b$$

となるため⁹⁾, $V/2bh_w = H_R$ と定義する残留水素濃度は次式となる。

$$H_R = \frac{H_0}{2} \left\{ \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left\{ \phi \left(\frac{1-x/h_w-2nh/h_w}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}/h_w} \right) - \phi \left(\frac{1+x/h_w+2nh/h_w}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}/h_w} \right) + 2\phi \left(\frac{x/h_w+2nh/h_w}{2\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}/h_w} \right) \right\} \right. \\ \left. d \left(\frac{x}{h_w} \right) \right\} \quad \dots\dots(3)$$

以上より、板幅がビード幅より十分に大きくて、 $c > b + 4\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}$ である場合には、残留水素濃度 H_R と初期水素濃度 H_0 の比は式 (3) で与えられ、板厚 h とのど厚 h_w のみで決定されることがわかる。すなわち、 x 方向の一次元拡散と同一となる。

さらに、 $h-h_w > 4\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}$ のとき、水素は $x=h$ まで拡散していないから、 x 方向の sink および source の影響はなく、 $n=0$ となり、式 (3) より次式が導かれる。

$$\frac{H_R}{H_0} = \phi \left(\frac{1}{2\beta} \right) + \frac{2\beta}{\sqrt{\pi}} \left\{ -1 + \exp \left(-\frac{1}{4\beta^2} \right) \right\} \quad \dots\dots(4)$$

ただし、 $\beta = \sqrt{\sum D \cdot \Delta t}/h_w$ (β^2 は時間因子と呼ばれている)

Fig. 2 に、式(3)、(4)より計算した、 H_R/H_0 と $\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}/h_w$ の関係を示す。図中の実線は式 (4) より計算した結果であり、破線は式 (3) より計算した結果である。これより、次の 2 点が明らかである。

Fig. 2. Effect of parameter $\sum D \cdot \Delta t / h^2_w$ on residual hydrogen concentration ratio (H_R/H_0)—calculation results

(i) パラメータ h/h_w が変化しても、時間因子の平方根 $\sqrt{\sum D \cdot \Delta t}/h_w$ が 0.3 より小さければ、 H_R/H_0 は切片 1

を通る直線 (図中の一点鎖線) で近似できる。

(ii) パラメータ h/h_w が 3 以上であれば, 時間因子の平方根が 1.0 以下で式 (3) と式 (4) の結果はほぼ一致する。

次に, 実験にて初期水素濃度を求めるため, Fig. 3 に示す試験片にて, サブマージアーク溶接金属の拡散性水素量を測定した。図中のタブ板は溶接始末端の不連続をなくすため設けた。板幅は, 溶接後試験片を氷水に浸すまでに板幅方向の熱反射によりビード部の熱サイクルが影響されないように, 60 mm とした。水冷までの熱サイクルを測定するために, 試験片の中央に 4 mm 直径の孔をあけてサーモカップルをとりつけた。試験溶接は

Fig. 3. Specimen for hydrogen measurement in submerged arc welding (bead-on-plate welding technique similar to JIS 3116)

Fig. 4. Testing method for hydrogen measurement in submerged arc welding

Table 1. Testing results of hydrogen measurement in different quenching temperature

No.	$\sum D \Delta t \times 10^3$ (cm^2)	H (ppm)	Cooling temp ($^{\circ}\text{C}$)	Material
1	4.83	3.38	Just	SM41
2	4.27	3.37	Just	
3	5.92	3.38	Just	
4	4.26	3.18	Just	
5	26.40	2.37	400	
6	24.40	2.05	400	
7	5.03	3.23	Just	
8	2.78	3.55	Just	
9	5.39	3.33	300	
10	15.50	2.97	200	
11	12.80	2.77	200	
12	7.44	2.48	500	$2^{1/4}\text{Cr-Mo}$
13	8.17	3.30	500	
14	15.30	3.11	500	
15	31.20	1.61	400	
16	27.80	2.17	400

Fig. 5. Effect of parameter $\sqrt{\sum D \Delta t}$ on residual hydrogen concentration—testing result

4.8 mm 直径のワイヤにて, 溶接電流 600 A, アーク電圧 35 V, 溶接速度 40 cm/min とした。水素捕集は, Fig. 4 に示すように, 捕集液として水銀を用いた方法としている。

試験結果を, Table 1 および Fig. 5 に示す。本試験での Fig. 1 の h_w は溶込み形状の平均値より 0.42 cm とした。熱因子の多くの実験値は $\sum D \cdot \Delta t = 0.015 \text{ cm}^2$ だったので, Fig. 2 において, 横軸の時間因子の平方根は 0.3 以下の範囲であり, 残留水素濃度比 H_R/H_0 と時間因子の平方根の関係は直線変化内にあることがわかる。

なお, 実験での熱因子 $\sum D \cdot \Delta t$ の求め方は, 水素の拡散定数 D は, 後述の式 (7) を用い, Δt は凝固温度から水冷温度までの熱サイクルから計算している。

Table 1 の第 3 列の Cooling temp. ($^{\circ}\text{C}$) 中, Just と表示されているのは, 溶接終了後に, ただちに水冷したことを示しており, いわゆる拡散性水素を測定する試験方法に準じた水素量 H_F に相当する。

Fig. 5 の実験値を直線で結ぶと, H_0 は $\sqrt{\sum D \cdot \Delta t} = 0$ の切片より求まることは, 計算による検討からも立証されており, 本試験の場合, $H_0 = 3.6$ (最大値で 4.0) ppm となる。また, H_F は H_0 の約 80% であった。

2-2 くり返し熱サイクルによる水素濃度の変化

$H_{\max}$ と H_0 の大小関係を検討するため, Fig. 6 に示

Fig. 6. Testing procedure for hydrogen measurement in the plate remelted by TIG welding with Ar- H_2 gas shield

す試験方法にて、くり返し熱サイクル (多層溶接) が水素濃度 H_F におよぼす影響を調べた。試験片は長さ 40 mm, 幅 50 mm, 板厚 10 mm の SM 41 鋼である。溶接は TIG 溶接とし、アルゴンガス中に水素ガスを混入して、溶加棒を与えず、溶接条件は 300 A, 16 V, 15 cm/min にて試片を溶融した。Fig. 6 の Test I は 1 回だけ溶融させて水素捕集した場合であり、Test II は 1 回溶融後に水で水冷し、よく水分を除去した後、1 回目に溶融した溶融部の上を 2 回目に溶融するようにし、多層の効果を与えた後に水素捕集した場合である。両試験の溶込み形状を Fig. 7 に示す。

Fig. 7. Macrosection of the specimen remelted by TIG welding
(a) Test I: single remelting
(b) Test II: double remelting

試験結果は、Test I の水素濃度 H_F が平均 3.52 ppm (くり返し 3 回の平均、各回の値は 3.30, 3.52, 3.75 ppm)、これに対して Test II が平均 3.38 ppm (各回の値は 3.17, 3.11, 3.87 ppm) であり、さらに Fig. 8 に示す水素放出曲線のように、Test I と Test II の水素濃度には、ほとんど差がないことが明らかとなった。

したがって、少なくともこの程度の水素濃度レベルでは、多層溶接によって水素が蓄積されて増加していくこ

Fig. 8 Hydrogen evolution curve in single and double remelting (Test I and Test II)

とはないと思われる。

3. 多層溶接継手の水素濃度分布

前報¹⁾では多層溶接継手の水素濃度分布と溶接諸条件の関係を求める近似計算式を導いた。本節では、その結果を溶接諸条件を既知としたときに水素濃度分布を求めることができるアルゴリズムとして示し、さらに、厚板の多層溶接を実施して板厚方向の水素濃度分布を実測し、アルゴリズムの結果を検証する。

3-1 水素濃度分布のアルゴリズム

多層溶接継手の水素濃度分布を求めるためのアルゴリズムのフローチャートを Fig. 9 に示す。入力として、溶接諸条件である「溶接電流 I (A)、アーク電圧 E (V)、溶

Fig. 9. Flow chart of the algorithm to calculate hydrogen concentration distribution in multipass welded joint

接速度 $v(\text{cm/min})$, 熱効率 η , 予熱パス間温度 $\theta_i(\text{℃})$, 外気の温度 $\theta_0(\text{℃})$, 後熱温度 $\theta_p(\text{℃})$, 後熱時間 $t_p(\text{℃})$, 板厚 $h(\text{cm})$, 開先幅 $B(\text{cm})$ 」と 1 パスビードオンプレート溶接 (例えば Fig. 3 の試験片) の結果から求まる「のど厚 $h_w(\text{cm})$, ビード幅 $b_w(\text{cm})$, 溶込み深さ $d(\text{cm})$, 初期水素濃度 $H_0(\text{ppm})$ 」を与えれば, 水素拡散の計算に必要な因子「1 パス当りの熱因子 $\sum D \cdot \Delta t(\text{cm}^2)$, 1 層当りのパス数 f , 開先を仕上げるのに必要な総層数 N , 溶込み率 d/h_w , 後熱時の熱因子 $D_p \cdot t_p$ 」が計算され, 水素濃度が出力される流れとなっている。

Fig. 8 に示す上記以外の記号および計算式は次に示すものを使用する。

(i) 溶接入熱 $Q_{\text{net}}(\text{cal/cm})$

$$Q_{\text{net}} = \frac{60 \eta IE}{v} \quad \dots\dots(5)$$

(ii) 溶接熱サイクル

著者らが別の報告¹⁰⁾で示した, 次の熱伝導式を使用し, 溶接熱サイクルの近似式とした。

$$\theta - \theta_0 = \frac{2 Q_{\text{net}}}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{4 \pi k t} \left[\sum_{n=-\infty}^{\infty} \exp \left\{ -\frac{(x-2nh)^2}{4 k t} \right\} \right] \cdot \left[\exp \left(-\frac{y^2}{4 k t} \right) \right] \exp(-a^2 t) + (\theta_i - \theta_0) \exp(-a^2 t) \quad \dots\dots(6)$$

ただし,

θ : 任意点の温度 (℃), θ_0 : 外気の温度 (℃), θ_i : 鋼板の初期温度 (℃), k : 熱拡散率 (cm^2/s), t : 熱量投与後の時間 (s), c : 比熱 ($\text{cal/g} \cdot \text{℃}$), ρ : 密度 (g/cm^3), $a^2 = 2 \alpha / c \cdot \rho \cdot h$ ここで, α : 熱伝達率 ($= 1.25 \times 10^{-3} \text{ cal/℃} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{s}$), x, y : Fig. 1 に示す座標軸と同じ。ここでは $x=0, y=0$ での熱源直下の温度を計算する。

(iii) 水素の拡散定数 $D(\text{cm}^2/\text{s})$

E. W. Johnson & M. L. Hill¹¹⁾ および C. Sykes et. al¹²⁾

により示されている拡散定数を適用する。

$$\left. \begin{aligned} D &= 1.51 \times 10^{-2} \exp(-11970/RT) : T \geq 773 \text{ °K} \\ D &= 1.40 \times 10^{-3} \exp(-3200/RT) : 773 > T \geq 473 \text{ °K} \\ D &= 0.12 \exp(-7820/RT) : T < 473 \text{ °K} \end{aligned} \right\} \dots\dots(7)$$

ただし,

$$T(\text{°K}) = 273 + \theta(\text{℃}), R: \text{気体定数}$$

また, 後熱時の水素の拡散定数 D_p は, 当然ながら, その温度 θ_p の水素の拡散定数を使用する。

(iv) 水素濃度分布

前報¹⁾において示したように, まず板厚方向 (Fig. 1 の x 軸とは正負が逆で, 板厚底面から板厚表面の方向を向いている) のみの一次元拡散による水素濃度 H_{ij}^2 は次式となる。

$$H_{ij}^2 = \sum_{L=1}^l \sum_{M=1}^m \sum_{n=-\infty}^{\infty} \frac{H_{LM}^1}{2} \cdot \left[\left\{ \Phi \left(\frac{A_{LM} + h_w/m + 2na - x_{ij}}{2\sqrt{D_t}} \right) - \Phi \left(\frac{A_{LM} + 2na - x_{ij}}{2\sqrt{D_t}} \right) \right\} - \left\{ \Phi \left(\frac{-A_{LM} + 2na - x_{ij}}{2\sqrt{D_t}} \right) - \Phi \left(\frac{-A_{LM} - h_w/m + 2na - x_{ij}}{2\sqrt{D_t}} \right) \right\} \right] \quad \dots\dots(8)$$

ただし,

H_{ij}^2 : 第 l 層溶接後の第 i 層 j 番目の要素の水素濃度
 m : 1 層を m 分割し, 1 層は m 要素で構成されるとする。
 H_{LM}^1 : 第 l 層溶接直前の第 L 層 M 番目の要素の水素濃度
 D_t : 1 層当りの熱因子。1 層 f パスならば, $D_t = f \times (\sum D \cdot \Delta t) \theta_i$
 a : 第 l 層溶接後ののど厚 ($= h_w \cdot l$)
 h_w : 1 層当りののど厚増加量
 $A_{LM} = h_w \{ (L-1) + (M-1)/m \}$
 $x_{ij} = h_w(i-1) + j \cdot h_w/m - h_w/2$ m : 第 i 層 j 番目の要素の中心位置
 Φ : 誤差関数
 初期条件: $a - h_w - d \leq x \leq a$ $H=1$
 $0 \leq x < a - h_w - d$ $H=H_{LM}^1$
 境界条件: $x=0, x=a$ で $H=0$

ここで, 後熱温度 θ_p , 後熱時間 t_p の後熱をした時, 式 (8) において, $l=N, D_t=D_p \cdot t_p, H_{LM}^1=(H_{ij}^1)_{l=N}$ を代入して計算した結果が $(H_{ij})_1^2$ である。

次に, 開先幅 B 方向の拡散も考慮に入れると, その水素濃度の後熱を含めた式は次式となる。

$$(H_{ij})_2^2 = \Phi \left(\frac{B}{4\sqrt{D_t}(N-i+1) + D_p \cdot t_p} \right) (H_{ij})_1^2 \quad \dots\dots(9)$$

3-2 水素濃度分布の実測

前項のアルゴリズムを検証するために, Fig. 10 に示す多層突合せ継手により, 板厚方向の溶接金属水素濃度を測定した。試験板は板厚 50 mm の $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼および SM 41 鋼を用い, 板幅方向の端面には, 溶接部の熱サイクルが大型構造物に合致するように水冷銅板を設けた (Fig. 10(a))。

溶接は $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼用のサブマージアーク溶接材料にて, U 開先内を 1 層 2 パスのふりわけ積層とした。溶接条件は, 溶接電流 600 A, アーク電圧 35 V, 溶接速度 40 cm/min である。予熱・パス間温度 θ_i を Fig. 10 (a), (b) に示す熱電対孔で測定した温度により制御し, 最終パス終了後 100℃ に冷却した後に, 氷水へ水冷し,

Fig. 10. Testing procedure for hydrogen measurement in multipass welded joint

- (a) Configuration of specimen with copper plate for cooling
- (b) Edge preparation and measuring points for thermal cycle
- (c) Sectioning of welded joint for hydrogen measurement

その後液体窒素中に試験片を浸漬した。

次に、銅板を -20°C 以下の条件に保持しつつ、Fig. 10(c) に示す切断位置を切断し、Fig. 4 に示すと同様の方法にて、拡散性水素量を水銀捕集液にて測定した。

試験の結果を Fig. 11(a), (b) に示す。(a) は予熱パス間温度 125°C 、(b) は 200°C の場合である。縦軸 X (mm) は板底面から表面への距離であり、横軸の水素量は板厚方向各部の値をプロットしている。図中、実線、破線はアルゴリズムにより求めた計算値であり、実線は 2.1 項で求めた $H_0=3.6$ ppm とした場合、破線は $H_0=4.0$ ppm とした場合である。なお、Fig. 9 のフローチャートに示した入力条件としては、 $I=600$ A、 $E=35$ V、 $v=40$ cm/min、 $\eta=1.0$ 、 $\theta_0=25^{\circ}\text{C}$ 、 $h=5.0$ cm、 $B=2.0$ cm、 $h_w=0.42$ cm、 $d/h_w=0.4$ である。

Fig. 11(a), (b) とともに、プロットした実験値と計算値とはおおむね一致しており、本アルゴリズムにより水素濃度分布が良い精度で計算されることがわかる。

Fig. 11. Comparison between hydrogen measurements and calculation results by the algorithm for hydrogen concentration distribution in multipass welded joint
(a) Preheat temperature $\theta_i=125^{\circ}\text{C}$
(b) Preheat temperature $\theta_i=200^{\circ}\text{C}$

4. 溶接金属横割れ防止のためのアルゴリズム

多層溶接の溶接金属横割れが、溶接材料一定のとき、溶接金属に残留する水素濃度分布のうち、最大水素濃度

Fig. 12. Flow chart of the algorithm to prevent weld metal transverse crack in multipass welded joint

Table 2. Maximum hydrogen concentration calculated from the algorithm in different welding conditions and the result of restraint-type multipass weld crack test

No.	Thick. h (cm)	Initial temp. θ_i (°C)	Postweld heat treatment $\theta_p \times t_p$ (°C) × (h)	Cooling condition	$\frac{2 \sum \Delta t_i}{h_w^2}$ (cm ²)	H_{max} (ppm)	Crack
1	2.5	R.T.	-	-	0.194	3.65	●●●●●●●●●●●●●●●●
2		R.T.	-	-	0.194	3.65	
3		100	-	-	0.304	3.24	
4		100	-	-	0.304	3.24	
5		100	100x5	-	0.304	2.87	
6		100	100x5	-	0.304	2.87	
7		100	100x10	-	0.304	2.49	
8		100	100x10	-	0.304	2.49	
9		100	200x1	-	0.304	2.19	
10		100	200x2	-	0.304	1.40	
11		100	200x5	-	0.304	0.44	
12		100	300x0.5	-	0.304	2.99	
13		100	300x1	-	0.304	2.03	
14		100	300x3	-	0.304	0.50	
15		100	600x1	-	0.304	0.65	
16		150	-	-	0.505	2.50	
17	5.0	75	-	-	0.176	3.74	●●●●●●●●●●●●●●●●
18		75	-	3l/min	0.129	3.88	
19		-	-	-	-	-	
20		100	-	-	0.229	3.53	
21		100	-	3l/min	0.130	3.80	
22		100	100x5	3l/min	0.130	3.76	
23		100	100x10	3l/min	0.144	3.50	
24		125	-	-	0.215	3.95	
25		125	-	-	0.241	3.90	
26		125	-	-	0.287	3.30	
27		125	-	-	0.287	3.30	
28		150	-	-	0.461	2.75	
29		150	-	-	0.461	2.75	
30	15.0	100	-	1l/min	0.184	3.44	●●●●●●●●●●●●●●●●
31		100	-	3l/min	0.179	3.46	
32		100	-	3l/min	0.148	3.59	
33		100	100x1	3l/min	0.179	3.38	
34		100	100x5	3l/min	0.179	3.34	
35		125	-	-	0.253	3.15	
36		125	-	1l/min	0.221	3.29	
37		150	-	1l/min	0.279	3.08	

●...crack on welding
 ●...crack after welding
 ●...micro crack after welding
 ○...no crack

H_{max} の大きさに依存するとの仮定のもとに、割れ防止のアルゴリズムを検討した。

このアルゴリズムのフローチャートを Fig. 12 に示す。入力の情報として、横割れ発生の限界水素濃度 H_{cr} が何らかの割れ試験（たとえば拘束型多層溶接割れ試験⁶⁾ などの結果から与えられると、Fig. 9 のフローチャートにしたがって、多層溶接金属の最大水素濃度 H_{max} を計算し、 $H_{max} < H_{cr}$ となる溶接諸条件（たとえば後熱の要否）を決定することができる。

このアルゴリズムの有用性を検証するため、著者の一人が 2¼ Cr-1 Mo 鋼厚板を用いてサブマージアーク溶接法により実施した、拘束型多層溶接割れ試験⁶⁾ の実験条件を入力した。Table 2 に実験条件、計算結果および割れ発生の有無を示す。表中 Cooling condition とは、Fig. 10(a) に示したような板幅端面にとりつけた水冷銅板に流した水量である。溶接材料は前節までに示したものと同一であり、初期水素濃度 H_0 は 4.0 ppm である。開先形状、溶接条件は、板厚 2.5 cm, 5.0 cm について

は前節までと同じであるが、板厚 15.0 cm については、溶接速度が $v=30$ cm/min と相違していたので、1パスビードオンプレート実験を改めて実施し、 $d/h_w=0.55$ とした。

Fig. 13 は Table 3 の結果である H_{max} と横割れ発生の有無を示している。図より $H_{max}=3.1$ ppm を境として横割れ発生の有無がかなり良く整理されている。すなわち、 $H_{cr}=3.1$ ppm といえる。

5. 結 論

多層溶接継手の溶接金属横割れと関連の深い、板厚方向水素濃度分布について、溶接諸条件などを入力として水素濃度を求めるアルゴリズムおよび割れ防止のためのアルゴリズムを作成し、検討した。得られた結果を要約すると次のとおりである。

(1) 溶接直後に溶接金属が保有している初期水素濃度 H_0 の計算方法を述べ、時間因子の平方根 $\sqrt{\sum \Delta t_i}/h_w$ が 0.3 以下の実験値を結んで外挿すると H_0 が得られることを示した。本実験の結果では、例えば JISZ 3113 に示されるような拡散性水素量の測定結果から得られる水素量は H_0 の 80% 程度である。

Fig. 13. Crack-no crack boundary shown by maximum hydrogen concentration calculated from the algorithm

(2) 入力として、溶接諸条件および1パスビードオンプレート溶接から求まるビード形状を与えると、多層溶接継手の板厚方向水素濃度分布が計算できるアルゴリズムを作成し、その妥当性を実験により検証して、実験値とおおむね一致することを示した。

(3) 前記のアルゴリズムを一步進めて、多層溶接の溶接金属横割れ防止のための溶接諸条件(たとえば後熱条件)が求まるアルゴリズムを作成した。その妥当性を割れ試験結果と対照し、アルゴリズムにて実験結果が良く説明できることを示した。

(4) 板厚方向水素濃度分布の最大水素濃度 $H_{\max}$ と H_0 の大小関係については、くり返し TIG 溶融試験の結果、 $H_{\max} > H_0$ とはならないと考えられた。

最後に実験に御協力いただいた兼松尚史技官に感謝致します。

参考文献

- 1) 寺崎, 山下, 佐藤; 多層溶接継手の水素濃度分布におよぼす溶接諸条件の影響; 本誌, 48-9 (1979) 678-683
- 2) 西尾, 吉田, 三浦; 厚板溶接部の溶接割れ防止の研究(第1報); 本誌, 44-4 (1975) 345-350
- 3) 藤井, 白木; 鋼溶接部における水素の挙動と低温割れ防止方法に関する研究(第3報); 溶接冶金研究委員会資料, 第56回, WM-532-74, 1974
- 4) 伊藤, 中西, 勝本, 小溝, 瀬田; 極厚鋼板の溶接金属割れ防止について; 圧力技術, 17-1 (1979) 20-27
- 5) 高橋, 岩井; 横割れの発生と残留応力, 拡散性水素濃度との関係; 本誌, 48-10 (1979) 865-872
- 6) 野村, 永尾, 安藤, 原沢, 辻; 厚板 $2\frac{1}{2}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼の横割れ防止施工条件の研究; 溶接協会・鉄鋼部会・MWC委員会資料, MWC-24-79, 1979
- 7) 田村, 村上, 西岡, 河原; 厚板低合金鋼狭間先 MIG 溶接の中間焼鈍省略; 溶接冶金研究委員会資料, 第82回, WM-795-80, 1980
- 8) H. S. Carslaw and J. C. Jaeger; Conduction of heat in Solids; Clarendon Press, Oxford, pp. 33-35
- 9) I. S. Gradshteyn & J. M. Ryzhik; Table of Integrals, Series, and Products, Academic Press, 1965, p. 633
- 10) 寺崎, 原沢, 阪口, 坂下, 佐藤; 厚板溶接部の水素濃度に関連する熱因子におよぼす溶接諸条件の影響; 本誌, 50-12 (1981) 27-34
- 11) E. W. Johnson & M. L. Hill; The Diffusivity of Hydrogen in Alpha Iron; Trans. of Metal Soc. of AIME, 218, December 1960, 1104-1112
- 12) C. Sykes et al.; Hydrogen in Steel Manufacture; J. Iron & Steel Inst., June 1947, 155-180

ハンピングビード形成に及ぼすビーム電流の影響*

—電子ビーム溶接におけるハンピングビード形成現象(第2報)—

塚本 進**, 入江 宏定** 稲垣 道夫**, 橋本 達哉***

Effect of Beam Current on Humping Bead Formation*

—Humping Bead Formation in Electron Beam Welding (Report II)—

by Susumu Tsukamoto**, Hirosada Irie**, Michio Inagaki**, and Tatsuya Hashimoto***

Through the report I, it was revealed that humping bead formation was caused by the instability of capillary liquid metal at the weld surface. In this report, effect of beam current on humping bead

*原稿受付 昭和57年3月17日(第31回電子ビーム溶接研究委員会 (EBW-246-80)にて発表)

**正 員 金属材料技術研究所 Member, National Research Institute for Metals

***正 員 金属材料技術研究所(現在 芝浦工業大学) Member, National Research Institute for Metals(Present Address: Shibaura Institute of Technology)