連続多層溶接におけるルート割れ防止のための 予熱温度選定手法

正員 井 上 好 章* 正員 矢 島 浩*
林 田 正** 正員 豊 田 政 男***
正員 佐 藤 邦 彦***

Preheat Temperature for Preventing Root Cracking in Continuous Multi-Pass Welding

by Yoshiaki Inoue, *Member* Hiroshi Yajima, *Member*
Tadashi Hayashida Masao Toyoda, *Member*
Kunihiko Satoh, *Member*

Summary

There are instances where employing the preheat temperature for preventing root cracking as determined from single-pass welding cracking test results for the continuous multi-pass welding errs on the side of safety.

The authors devised a preheat temperature selection procedure and successfully developed a handy formula to prevent the root cracking in continuous multi-pass welding.

Parameters employed in the preheat temperature selection procedure and the formula thereby obtained are summarized as follows :

(1) The susceptibility to weld root cracking in continuous multi-pass welding is less than in single-pass welding, mainly because of decrease in hydrogen at the root due to post weld heating effect. This effect is expressed by thermal factor $(\Sigma D\Delta t)$ which is determined by thermal cycle.

(2) Nearly the same critical thermal factor $[(\Sigma D\Delta t)_{cr}]$ for root cracking applies to both continuous multi-pass welding and in single-pass welding. $(\Sigma D\Delta t)_{cr}$ is given by the following weldment cracking parameter (C_w)

$$(\Sigma D\Delta t)_{cr} = 7.94 \times 10^{-4} C_w - 0.123$$

$$C_w = 0.32 H_{V_{max}} + 30.5 \log H_0 + F_1 \times \sigma_w$$

where, $F_1 \times \sigma_w$ is a local stress parameter for root cracking.

(3) Critical cooling time to 100°C $[(t_{100})_{cr}]$ for root cracking is given as :

$$(t_{100})_{cr} = \exp \left[1.22 \left\{ \ln \frac{1}{\alpha} (7.94 \times 10^{-4} C_w - 0.123) + 9.79 \right\} \right]$$

$$\alpha = \begin{cases} 1 : \text{Single-pass welding} \\ 2 : \text{Continuous multi-pass welding} \end{cases}$$

1 緒 言

船舶・海洋構造物を始め、大型溶接鋼構造物においては、大型化・軽量化の要求から、ますます構造部材が極厚化・高張力化する趨勢にある。したがって、構造部材の割れ感受性は高くなる傾向にある。そのため拘束の大

きな局部構造の溶接では、溶接低温割れを防止するために、100～200°C 程度の予熱が実施されることもある。半潜水型石油掘削装置や、固定式石油生産設備にみられる仕口部では、部材が集中しているために、溶接作業の困難な狭隘箇所が多く、このような箇所では予熱作業を行なうことは、溶接作業能率をいちじるしく低下させる一因ともなっている。

通常、溶接割れ防止予熱温度は、1パス溶接を対象にした斜めY形拘束割れ試験結果などを目安として設定さ

* 三菱重工業(株)技術本部 長崎研究所

** 三菱重工業(株)長崎造船所

*** 大阪大学工学部

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of steel tested

Steel	Thick. (mm)	Chemical Compositions (%)							Tensile Test ⁽¹⁾			V-Notch Charpy Impact Test ⁽²⁾
		C	Si	Mn	P	S	Ceq. ⁽³⁾	Pcm ⁽⁴⁾	Y.P. (kgf/mm ²)	T.S. (kgf/mm ²)	El. (G.L.=200mm) (%)	vE=20 (kgf-m)

$$(1) \text{NK U1} \quad (2) \text{NK U4} \quad (3) \text{Ceq.} = \text{C} + \frac{\text{Mn}}{6} + \frac{\text{Cr} + \text{Mo} + \text{V}}{5} + \frac{\text{Cu} + \text{Ni}}{15}$$

$$(4) \text{Pcm} = \text{C} + \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Mn} + \text{Cu} + \text{Cr}}{20} + \frac{\text{Ni}}{60} + \frac{\text{Mo}}{15} + \frac{\text{V}}{10} + 5\text{B}$$

れている。しかしながら、実施工では、仮付け溶接を除けば、ある予熱・パス間温度で、連続多層溶接が行われるのが普通である。この連続多層溶接では、1パス溶接に比べルート割れが生じにくいことは、経験的にも良く知られており、それを対象にした研究もいくつかある^{1)~3)}。

本報では、連続多層溶接で行われる実施工の条件設定を目標に、連続多層溶接時のルート割れ感受性を検討した。すなわち、

(1) 連続多層溶接の場合、1パス溶接に比べ、ルート割れが発生し難くなるのは、主として2パス目以降の後熱効果に伴うルート部の水素低減に起因するものと考え、この後熱効果を、溶接熱サイクルから決定される熱因子 ($\Sigma D \Delta t$)* で定量化し、さらに、

(2) この熱因子を媒介として、鋼板の化学組成、溶材の水素濃度、継手形状などから、連続多層溶接時のルート割れ防止予熱温度を簡易に推定する手法を検討した。

*: $\Sigma D \Delta t$ は、冷却中の任意の温度 (θ) における水素の鋼中拡散定数 [$D(\text{cm}^2/\text{sec})$] と微小時間 (Δt) の積の総和で定義される値である。

2 スリット型連続多層溶接割れ試験

2.1 試験条件

連続多層溶接時の冷却過程、およびルート割れ感受性に及ぼすパス数の影響などを把握する目的で、スリット型連続多層溶接割れ試験を実施した。

供試鋼板の化学成分と機械的性質を Table 1 に示す。溶接割れ試験片としては、Fig. 1 に示すレ形開先のスリット型拘束割れ試験片を用いた。

溶接は、被覆アーク溶接により行い、その溶接条件を Table 2 に示す。ルート割れ感受性に及ぼすパス数の影響を把握する目的で、試験片の溶接を、1, 2, 3, 5 パスの4条件で実施した。なお、これら4条件に対して、ルート割れ防止予熱温度を求めた。また、パス間温度は、予熱温度 (θ_p) と同一とし、その温度に達した時点で、

Fig. 1 Shape of single-bevel groove restraint cracking test specimen

Table 2 Welding conditions

Welding Method	Electrode	H ₂ S (cm ² /100g)	Pass Number	Welding Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed (cm/min)	Heat Input (kJ/cm)
SMAW	E5016	5.3	First Pass	170	27	16	17
			Second Pass			14	20
			Third Pass			13	21
			Fourth Pass			12	23
			Fifth Pass			9	31

次のパスを溶接した。

なお、ルート割れ感受性に影響を及ぼす溶け込み形状のばらつきを小さくするために、各試験片において溶接棒の狙い位置が常に一定になるように、十分な管理を行って溶接した。

2.2 試験結果

溶接終了後、48時間以上経過してから、Fig. 1 の1~5に示す5断面で、溶接部の割れ発生の有無を目視観察した。なお、ルート部、トウ部などは、顕微鏡にて100倍に拡大して観察した。代表的な試験片断面状況を Fig. 2

Fig. 2 Examples of root cracking in single-bevel groove weld

Fig. 3 Single-bevel groove restraint cracking test results with single-pass and continuous multi-pass welding

Fig. 4 Hardness distribution at weld root after single-pass and multi-pass welding

に示す。割れが発生した試験片は、すべてルート部から発生していた。

Fig. 3 に、1 パス溶接と連続多層溶接 (2, 3, 5 パス) に対する、予熱・パス間温度とルート割れ発生の有無の関係を示す。同図から、1 パス溶接の場合、ルート割れ防止予熱温度は 175°C であるが、3 パス以上盛れば、予熱・パス間温度が、50°C でもルート割れは発生しないことが分かる。連続多層溶接を実施すると、1 パス溶接に比べてルート割れ防止予熱温度が低下する理由としては、2 パス目以降の溶接による焼き戻し効果や、後熱効果に伴うルート部の水素低減効果、あるいは、パス数の増加に伴う拘束応力の低減効果などが考えられる。

まず、2 パス目以降の溶接による焼き戻し効果を調査するために、ルート部近傍のビッカース硬さ分布を調査した。

Fig. 4 に、1 パス溶接後、および 5 パス連続溶接後のルート部近傍のビッカース硬さ分布測定効果を示す。同図からは、2 パス目以降の溶接による焼き戻し効果は認

Fig. 5 Example of thermal cycle in multi-pass welding

Pass No.	θ (°C)	$\Sigma \Delta t$ (cm ²)
		2 4 6 8 10 ($\times 10^4$)
First Pass	500~400	2
	400~300	4
	300~200	6
	200~100	8
Second Pass	500~100	10
	500~400	2
	400~300	4
	300~200	6
Third Pass	200~100	8
	470~400	2
	400~300	4
	300~200	6
	470~100	10

Fig. 6 Comparison of the first pass with the second and the third pass for the thermal factor ($\Sigma \Delta t$)

められず、1 パス溶接および 5 パス連続溶接とも最高硬さは、390~400H_v 程度に上昇していた。

そこで、連続多層溶接の場合、1 パス溶接に比べてルート割れが発生し難くなる主な原因を、2 パス目以降の溶接による後熱効果と考え、検討結果を次節で述べる。

2.3 熱因子 ($\Sigma \Delta t$) による実験結果の整理

ルート部付近の水素の局部集積は、熱因子 ($\Sigma \Delta t$) によって定まり、 $\Sigma \Delta t$ の値が大きいくほど水素の局部集積は小さいことが知られている⁴⁾。そこで、 $\Sigma \Delta t$ を用いて Fig. 3 の試験結果の整理を行ってみた。

Fig. 5 に、代表的な連続多層溶接時の冷却曲線を示す。温度測定は、図中に示す A-A 断面において、ルート部から 1mm 離れた位置の温度を熱電対により測定した。

Fig. 6 は、Fig. 5 の冷却曲線を用いて、1~3 パスの各パスごとに 500°C から 100°C までの熱因子を 100°C 間

Fig. 7 Effect of number of passes on thermal factor $[(\Sigma \Delta \Delta t)^1, (\Sigma \Delta \Delta t)^M]$

隔で算定し、これから 500~100°C の熱因子を求めたものである。なお、凝固温度から 500°C までの熱因子は、500°C から 100°C までの熱因子に比べ、非常に小さいので無視した⁴⁾。

Fig. 7 は、同様に各試験片の冷却曲線から熱因子を算定し、Fig. 3 の試験結果を熱因子で再整理したものである。

また、ここで用いた連続多層溶接時の熱因子 $[(\Sigma \Delta \Delta t)^M]$ は、(1)式に示すように、各パスにおける 500°C から 100°C までの熱因子の総和として求めた。ただし、最高加熱温度が 500°C 以下の場合は、その最高加熱温度から 100°C までの熱因子を算定し、また、パス間温度が 100°C を超える場合は、500°C からそのパス間温度までの熱因子を算定して、 $(\Sigma \Delta \Delta t)^M$ を求めた。

$$(\Sigma \Delta \Delta t)^M = (\Sigma \Delta \Delta t)_{100}^1 + (\Sigma \Delta \Delta t)_{100}^2 + \dots + (\Sigma \Delta \Delta t)_{100}^n \quad (1)$$

ただし、 $(\Sigma \Delta \Delta t)_{100}^n$: n パス目の 500°C から 100°C までの熱因子

Fig. 7 によれば、ルート割れを発生する熱因子の限界値は、パス数の増加と共にやや低下して、ある一定値に漸近する傾向にある。この理由は、パス数の増加に伴って、ルート部付近に生じる応力が低下するためであろうと推察される。本試験結果では、工学的には、安全側に見積れば、1 パス溶接でも連続多層溶接でも熱因子の値が 0.025 cm² 程度以上であれば、ルート割れは発生しないといえよう。

3 連続多層溶接時の熱因子

3.1 1 パス溶接によるルート割れ防止に必要な熱因子の限界値

Fig. 7 に示したように、連続多層溶接時のルート割れ発生の有無は、熱因子をパラメータとして推定できる可能性があることが分かる。したがって、連続多層溶接時のルート割れ防止予熱温度を推定するに当たっては、その基礎となるルート割れ防止に必要な熱因子の限界値 $[(\Sigma \Delta \Delta t)_{cr}]$ を、種々の鋼種、溶接条件、拘束応力に対して求めておくことが重要である。種々の条件に対して、ルート割れ発生の有無を一義的に整理できるパラメータ（溶接割れ感受性指数）としては、いくつかの実験式が提案されているが^{5)~7)}、本報では、次に示す考え方に従って溶接割れ感受性指数を導いた。

すなわち、水素の関与によって生じるルート割れは、割れ発生点の水素 (H_{local}) と応力 (σ_{local}) が、その部分の材質によって定まるある限界値を超える時に発生すると考えれば、ルート割れ発生条件は、(2) 式で与えられる。

$$\sigma_{local} + A_1 \log H_{local} = A_2 \quad (2)$$

ただし、 A_1, A_2 は、割れ発生点の材質によって定まる定数で、本報では、ルート部近傍の最高硬さ ($H_{Vmax.}$) で与えられるものとする。

(2) 式において、ルート部近傍に作用する局部応力と割れ発生位置の材質が一定の場合、そこに集積する水素の量で割れ発生の有無が決定されると考えれば、割れ発生条件は、(3) 式で与えられる。

$$F_I \times \sigma_w + B_1 H_{Vmax.} + B_2 = B_3 \log H_{local} \quad (3)$$

ただし、 F_I : ルート部近傍の応力場を決定するパラメータ (mm^{1/2})

σ_w : 喉断面平均拘束応力 (kgf/mm²)

(3) 式のパラメータ F_I は、喉断面の幾何学的形状により算定される値で、種々の開先形状に対する溶接割れ試験結果が、パラメータ F_I により合理的に整理できることが明らかにされている^{8),9)}。

(3) 式の H_{local} は、溶接金属の初期水素濃度 (H_0 : 水銀置換法による値) と $\Sigma \Delta \Delta t$ に依存することが知られており、(4) 式で近似できることが示されている⁴⁾。

$$H_{local} = H_0 \exp\{A(\Sigma \Delta \Delta t)\} \quad (4)$$

初期水素濃度が与えられ、割れ発生部が受ける熱サイクルだけが変化する時には、(3) 式の割れ発生条件は、(4) 式を代入して、(5) 式で与えられる。

$$F_I \times \sigma_w + B_1 H_{Vmax.} + B_4 \log H_0 + B_2 = B_3 (\Sigma \Delta \Delta t) \quad (5)$$

次に、HT 50, HT 60, HT 80 鋼板に対して、1 パス溶接を対象に行われた、インプラント試験^{8),9)}、RRC 試

Test Method	Ceq. (%)	Groove	No Crack	Crack
Oblique-YSlit	0.28~0.43	Y	○	●
RRC	0.40~0.49	√, X	□	■
TRC	0.40~0.49	√, X	◇	◆
Implant	0.40~0.52	In. 4° Out. 8°	△	▲

Fig. 8 Relation between the critical thermal factor and weldment cracking parameter (C_w)

験 (Rigid Restraint Cracking Test)^{8),9)}, TRC 試験 (Tensile Restraint Cracking Test)^{8),9)} および斜め Y 形拘束割れ試験¹⁰⁾など, 多数の実験結果から, (5) 式の定数 $B_1 \sim B_5$ を求めることを試みた。

Fig. 8 は, 上述の各種拘束割れ試験結果から, 1 パス溶接による熱因子 $[(\Sigma \Delta t)^1_{100}]$ と溶接割れ感受性指数 (C_w) との関係を求めたものである。

C_w は, 本報で提案する溶接割れ感受性指数 [(5) 式の左辺, 第 1 項~第 3 項] で, 上述の多数の実験結果を整理して求めたもので, (6) 式で与えられる。

$$C_w = 0.32 H_{V \max.} + 30.5 \log H_0 + F_I \times \sigma_w \quad (6)$$

Fig. 8 より, $(\Sigma \Delta t)^1_{100}$ の限界値 $[(\Sigma \Delta t)_{cr}]$ と C_w との関係式 (実験式) を求めると, (7) 式のようになる。

$$(\Sigma \Delta t)_{cr} = 7.94 \times 10^{-4} C_w - 0.123 \quad (7)$$

Fig. 8 をプロットするに当り, 各開先形状に対する F_I 値は, 斜め Y 開先の場合 $0.72 \text{ mm}^{1/2}$, X 開先の場合 $0.64 \text{ mm}^{1/2}$, レ形開先の場合 $0.93 \text{ mm}^{1/2}$ として^{8),9)}算定した。また, $H_{V \max.}$ が測定されていないデータ (斜め Y 形拘束割れ試験において, 割れが発生しなかった試験片) に関しては, 鈴木, 百合岡らが提案している最高硬さの推定式^{11),12)}を Ceq. で換算した (8) 式を用いて推定した。

$$H_{V \max.} = (387C + 162\text{Ceq.} + 189) - (386C - 147\text{Ceq.} + 95)\tan^{-1}X \quad (8)$$

$$\text{ただし, } X = \frac{\log t_{800/500} + 0.56C - 3.67\text{Ceq.} + 0.446}{0.043C - 0.253\text{Ceq.} + 0.539}$$

$t_{800/500}$: 800°C から 500°C までの冷却時間 (sec)

$$\text{Ceq.} = C + \frac{\text{Mn}}{6} + \frac{\text{Cr} + \text{Mo} + \text{V}}{5} + \frac{\text{Ni} + \text{Cu}}{15}$$

また, 斜め Y 形拘束割れ試験における喉断面平均拘束応力は, (9) 式⁶⁾により推定した。

$$\sigma_w = \sigma_y^{WM} + 0.005(R_F - 20\sigma_y^{WM}) \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad (9)$$

ただし, R_F : 試験片の引張拘束度 ($\text{kgf/mm} \cdot \text{mm}$)

σ_y^{WM} : 溶接金属の降伏応力 (kgf/mm^2)

なお, 溶接金属の降伏応力は, 溶接入熱量などによっていろいろと変化するが, ここでは, HT 50, HT 60, HT 80 鋼板の溶接継手に対して, それぞれ 50, 60, 80 kgf/mm^2 とした。

3.2 連続多層溶接時の熱因子の推定

前節で求めた割れ発生限界条件を用いる場合, 連続多層溶接時の熱因子をいかに推定するかが重要となる。その場合, 何パス目までの熱因子を考慮するかが問題であるが, 本報では, 現場での溶接施工管理を踏まえて次のように仮定した。

(1) 割れ発生に対する熱因子の限界値 $[(\Sigma \Delta t)_{cr}]$ は, パス数に無関係に一定とする。

$$(\Sigma \Delta t)^1_{cr} = (\Sigma \Delta t)^M_{cr} \quad (10)$$

(2) 実溶接施工においては, 連続多層溶接を実施する場合でも, 途中で溶接を中断することもあるので, 3 パス目までの溶接が, ルート部の水素放出に効果を及ぼすものと仮定する。

(3) パス間温度は, 予熱温度以上で実施される場合が多いので, 1 パス目と 2 パス目の熱因子は, (11) 式に示すように, 500°C から 200°C までの熱因子 $[(\Sigma \Delta t)^1_{200}, (\Sigma \Delta t)^2_{200}]$ と仮定する。

$$(\Sigma \Delta t)^M = (\Sigma \Delta t)^1_{200} + (\Sigma \Delta t)^2_{200} + (\Sigma \Delta t)^3_{100} \quad (11)$$

次に, (11) 式の $(\Sigma \Delta t)^1_{200}$ と $(\Sigma \Delta t)^1_{100}$ の比について調査した。

Fig. 9 は, 代表的な熱サイクル 36 種類 (板厚: 25~50mm, 溶接入熱量: 17~30 kJ/cm , 予熱温度: 15~175

Fig. 9 Distribution of $[(\Sigma \Delta t)^1_{200} / (\Sigma \Delta t)^1_{100}]$

Fig. 10 Relation between the thermal factor $[(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}]$ and the cooling time (t_{100})

°C) について, $(\Sigma D\Delta t)^{1_{200}}$ と $(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}$ の比を求めたものである。

Fig. 9 より, $[(\Sigma D\Delta t)^{1_{200}}/(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}]$ の平均値は, 0.52 となり, 工学的見地からは,

$$(\Sigma D\Delta t)^{1_{200}} \approx 0.5(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}} \quad (12)$$

と考えてもよさそうである。

また先に示した Fig. 6 より, 熱因子 $(\Sigma D\Delta t)$ は, 1 パス目から 3 パス目まではほとんど差がないことが分かる。したがって, (11) 式の $(\Sigma D\Delta t)^M$ は, (12) 式より, $(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}$ を用いて, (13) 式で近似される。

$$\begin{aligned} (\Sigma D\Delta t)^M &\approx 0.5(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}} + 0.5(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}} \\ &\quad + (\Sigma D\Delta t)^{1_{100}} \\ &\approx 2.0(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}} \end{aligned} \quad (13)$$

ルート割れ防止予熱温度の決定には, 従来からパラメータ t_{100} (100°C までの冷却時間) が良く用いられている。このパラメータ t_{100} と, $(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}$ との関係を求めた。

Fig. 10 は, 127 種類の熱サイクル⁴⁾ (板厚: 15~50 mm, 溶接入熱量: 17~33 kJ/cm, 予熱温度: 0~175°C) から求めた, $(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}$ と t_{100} との関係を示したものである。

Fig. 10 より, $(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}}$ は, t_{100} の関数として, (14) 式で近似される。

$$(\Sigma D\Delta t)^{1_{100}} = \exp(1.89 \log t_{100} - 9.79) \quad (14)$$

すなわち, 1 パス溶接, および連続多層溶接時の熱因子は, (13) 式, (14) 式より, 次式で推定される。

$$(\Sigma D\Delta t) = \alpha \exp(1.89 \log t_{100} - 9.79) \quad (15)$$

ただし, $\alpha = \begin{cases} 1: 1 \text{ パス溶接} \\ 2: \text{連続多層溶接} \end{cases}$

4 連続多層溶接時のルート割れ防止予熱温度推定手法

Fig. 11 は, 1 パス溶接および連続多層溶接時のルート

Fig. 11 Procedure for deciding preheat temperature for preventing root cracking in single-pass and continuous multi-pass welding

割れ防止予熱温度推定手法を図示したものである。以下にその推定手順を具体的に示す。

(1) 母材の化学組成, 溶接金属の初期水素濃度, 開先形状などの情報から, (6) 式, (8) 式, (9) 式を用いて, 溶接割れ感受性指数 (C_W) を求める。

(2) C_W 値より, (7) 式 (Fig. 8 参照) を用いて, 割れ発生限界熱因子 $[(\Sigma D\Delta t)_{cr}]$ を求める。

(3) $(\Sigma D\Delta t)_{cr}$ 値より, 割れ発生限界冷却時間 $[(t_{100})_{cr}]$ を求める。 $(t_{100})_{cr}$ は, (7) 式, (15) 式より次式で表わされる。

$$\begin{aligned} (t_{100})_{cr} &= \exp \left[1.22 \left\{ \ln \frac{1}{\alpha} (7.94 \times 10^{-4} C_W - 0.123) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + 9.79 \right\} \right] \end{aligned} \quad (16)$$

ただし, $\alpha = \begin{cases} 1: 1 \text{ パス溶接} \\ 2: \text{連続多層溶接} \end{cases}$

(4) 種々の溶接条件に対して, t_{100} と予熱温度との関係を求めた計算図表⁸⁾などを用いて,

$$t_{100} \geq (t_{100})_{cr} \quad (17)$$

を満足するルート割れ防止予熱温度 $[(\theta_p)_{cr}]$ を求める。

Fig. 12 に, Fig. 3 の実験結果と, Fig. 11 の推定手順に従って求めた, 1 パス溶接および連続多層溶接時のルート割れ防止予熱温度 $[(\theta_p)_{cr}]$, $(\theta_p)^M_{cr}$ を比較して示す。

同図中, 破線が推定値であり, 実線は, 実験での温度

Fig. 12 Comparison of estimated critical preheat temperature with experimental data ($h=30\text{ mm}$, $Q=17\text{ kJ/cm}$)

Fig. 13 Comparison of estimated critical preheat temperature with experimental data ($h=75\text{ mm}$, $Q=30\text{ kJ/cm}$)

管理の精度を考慮して、破線を 25°C 間隔で表示したものである。 $(\theta_p)^M_{cr}$ の推定値は、3パス目までの熱因子を考慮して求めたものであるが、2パス溶接の実験値（図中△印）と比較的よく一致していることが分かる。これは、3.2節で述べたように、 $(\Sigma D\Delta t)^M$ を安全側に配慮して設定したためと考えられる。

Fig. 13 は、Fig. 12 と同様に、板厚 75 mm の压力容器用鋼板を対象に実施された、スリット型連続多層溶接割れ試験結果^{1),2)}と推定値 $[(\theta_p)^1_{cr}, (\theta_p)^M_{cr}]$ を比較したものである。実験値と推定値は、比較的よく一致していることが分かる。

5 結 言

スリット型連続多層溶接割れ試験を実施し、ルート割れ感受性に及ぼす溶接パス数や、それに従って決まる熱因子 $(\Sigma D\Delta t)$ の影響などを検討した。また、連続多層溶接時の熱因子 $[(\Sigma D\Delta t)^M]$ をパラメータとして、ル

ト割れ防止予熱温度を求める工学的手法についても検討した。以下に得られた結果を示す。

(1) 連続多層溶接により生じる溶接ルート割れ挙動が、初層1パス溶接の割れ挙動と異なる主たる原因は、連続多層溶接の熱履歴に依存する拡散性水素の挙動の差にあるものと考えられ、2パス目以降の熱履歴による焼き戻し効果や、拘束応力の変化は大きく関与しないといえる。

(2) したがって、水素の拡散挙動を支配する溶接熱履歴による熱因子 $(\Sigma D\Delta t)$ を指標にとることができ、ルート割れ発生限界熱因子 $[(\Sigma D\Delta t)_{cr}]$ は、1パス溶接および連続多層溶接ともほぼ同じであることを実験により明らかにした。

(3) この限界熱因子 $[(\Sigma D\Delta t)_{cr}]$ は、ルート部の最高硬さ ($H_{V\max.}$)、溶接金属の初期水素濃度 (H_0)、ルート部の応力指標 ($F_1 \times \sigma_w$) に依存し、本論文で新たに求めた溶接割れ感受性指数 (C_w) $[C_w=0.32 H_{V\max.} + 30.5 \log H_0 + F_1 \times \sigma_w]$ を用いて、

$$(\Sigma D\Delta t)_{cr} = 7.94 \times 10^{-4} C_w - 0.123$$

と表わされる。

(4) 連続多層溶接時の熱因子 $[(\Sigma D\Delta t)^M]$ は、1パス溶接時の熱因子 $[(\Sigma D\Delta t)^1]$ のほぼ2倍として表わされること、また $(\Sigma D\Delta t)^1$ と1パス溶接時の 100°C までの冷却時間 (t_{100}) との関係を経験分析により求めた結果を用いれば、 $(\Sigma D\Delta t)_{cr}$ は、割れ発生限界冷却時間 $[(t_{100})_{cr}]$ として表示でき、

$$(t_{100})_{cr} = \exp \left[1.22 \left\{ \ln \frac{1}{\alpha} (7.94 \times 10^{-4} C_w - 0.123) + 9.79 \right\} \right]$$

$$\text{ただし、} \alpha = \begin{cases} 1: 1 \text{ パス溶接} \\ 2: \text{連続多層溶接} \end{cases}$$

と表わされる。

(5) 種々の溶接条件に対して、 t_{100} と予熱温度 (θ_p) との関係を、解析により求めておくことによって、結論 (4) の限界冷却時間を用いて、ルート割れ防止予熱温度 $[(\theta_p)_{cr}]$ を決定することができる。本手法 (Fig. 11 参照) により決定されるルート割れ防止予熱温度は、工学的には十分安全側の評価となっており、実施工管理に実用できることを確かめた。

本研究を実施するにあたり、実験に対する御援助ならびに有益な御討論をいただいた百合岡信孝氏 [新日本製鐵(株)]、および日本鋼管(株)の関係者各位に、深く感謝の意を表します。また、有益な御討論をいただいた、日本造船学会 材料・溶接研究委員会委員各位に、厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 矢竹 丘, 百合岡信孝, 片岡隆一, 常富栄一: 鋼材の溶接遅れ割れの研究(第2報)―拘束多層継手の熱影響部割れの防止―, 溶接学会誌, Vol.49, No.7, (1980).
- 2) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 MWC 委員会: 厚板多層溶接割れの研究―MWC 委員会共同試験研究総合報告書―, (昭.58.2).
- 3) 鈴木春義: ラインパイプの現場溶接の割れ防止条件, 第85回 WD 分科会資料, WD-21-86, (1986).
- 4) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫, 大熊雄二: インプラント試験による鋼の低温割れの限界応力と残留水素濃度の関係, 溶接学会誌, Vol.48, No.4, (1979).
- 5) 佐藤邦彦, 松井繁朋, 伊藤慶典, 別所 清: 鋼構造物の溶接割れ防止のための適正予熱条件の選定に関する研究(第2報)―局 部 予 熱 条件の決定法―, 溶接学会誌, Vol.41, No.1, (1972).
- 6) 百合岡信孝, 矢竹 丘, 片岡隆一, 大下 滋: 鋼材の溶接遅れ割れの研究(第1報)―1パスルート割れの防止―, 溶接学会誌, Vol.48, No.12, (1979).
- 7) 鈴木春義, 奥村 誠: 新しい割れ指数 P_{HA} による冷間割れの解析, 溶接学会論文集, Vol.2, No.1, (1984).
- 8) 佐藤邦彦, 豊田政男, 野原和宏, カルビー・リスト: 溶接低温割れへの力学的パラメータ F_I の適用に関する実験的検討, 溶接学会誌, Vol.51, No.2, (1982).
- 9) Risto A.J. Karppi, Masao Toyoda, Kazuhiro Nohara: Mechanical Controlling Factor of Weld Hydrogen Cracking, JWS, Vol.12, No.2, (1981).
- 10) SR193 共同実験全データ集(3)(第2分科関係): 一溶接割れ特性等一, 第1年次, 資料番号 SR193-2-100, (昭.57).
同上: 一溶接割れおよび再加熱特性等一, 第2年次, 資料番号 SR193-2-200, (昭.58).
- 11) 鈴木春義: ルート割れと最高硬さ, 溶接学会論文集, Vol.2, No.3, (1984).
- 12) 百合岡信孝, 鈴木春義, 奥村 誠, 大下 滋, 斉藤昭治: 鋼の溶接硬化性および低温割れ感受性を評価する炭素当量, 製鉄研究, 第307号, (1982).