論文および報告

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—

佐藤 邦彦** 松井 繁朋**
伊藤 慶典*** 別所 清***

Determination of Preheating Conditions to Avoid Weld Cracking in Steel Constructions (Report 2)*

—Proposal on determination of actual preheating condition—

by Kunihiko Satoh**, Shigetomo Matsui**, Yoshinori Ito***
and Kiyoshi Bessyo***

Abstract

Control of weld cracking is one of the most important problems on welding steel constructions.

In this present report, practical use of weldment cracking parameter P_w previously proposed²⁾ is undertaken for avoiding weld cracking in steel constructions. The relation of the P_w -value versus critical cooling time $(t_c)_{cr}$ of weld is found to be applicable for weld heat input less than 30,000 J/cm.

Preheating conditions to assure no weld cracks are proposed as a function of the P_w -value founded on previous study¹⁾. And determination of preheating temperature in steel constructions from y-groove weld cracking test results is also proposed. Weld cracking tests of full size model specimen reveal above proposals being applicable successfully.

1. 緒 言

筆者らは第1報¹⁾において鋼構造物の溶接割れを防止するための溶接施工条件を溶接割れ防止対策のフローチャートに基づいて選定することを提案し、この提案を具体化し、与えられた P_w 値に対する適正予熱条件を明らかにするためにまず鋼構造物の実際の施工時における溶接部の冷却時間 $(t_c)_{ac}$ と溶接施工条件の関係を熱伝導理論から求めた。

本報では筆者らの2人が発表した構造物の割れ感受性指数 P_w と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係²⁾ と鋼構造物の実際の施工時における溶接部の冷却時間 $(t_c)_{ac}$ と溶接施工条件の関係を対比させることにより、鋼構造物の溶接において割れを発生しない条件、すなわち $(t_c)_{cr} \leq (t_c)_{ac}$ を満足する P_w と溶接施工条件の関係を求めることにした。

P_w に関係する要因は(1)式に示すように鋼材の化学組成 P_{CM} 、溶着金属の水素量 H および継手の拘束度 K であり、溶接施工条件に関係する要因としては溶接入熱、板厚、予熱方法(予熱温度、予熱温度に達するまでの加熱時間、予熱の範囲)、溶接長および室温があげられる。

$$\left. \begin{aligned}
 P_w &= P_{CM} + \frac{H}{60} + \frac{K}{40 \times 10^3} \\
 P_{CM} &= (\%C) + \frac{(\%Si)}{30} + \frac{(\%Mn)}{20} + \frac{(\%Cu)}{20} \\
 &\quad + \frac{(\%Ni)}{60} + \frac{(\%Cr)}{20} + \frac{(\%Mo)}{15} + \frac{(\%V)}{10} \\
 &\quad + 5(\%B) \\
 H &= \text{溶着金属の拡散性水素量 (cc/100 g)} \\
 &\quad (\text{急冷法}) \\
 K &= \text{継手の拘束度 (kg/mm} \cdot \text{mm)}
 \end{aligned} \right\} (1)$$

本報ではまず溶接入熱 17000 J/cm の試験条件のもとに求められた P_w と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係が溶接入熱が変化した場合にも適用できることを溶接入熱 30000 J/cm の実験により確認し、筆者らの提案する P_w

* 原稿受付 昭和46年4月30日(46年度春季大会に発表)

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

*** 正 員 住友金属工業(株) Member, Central Research Lab., Sumitomo Metal Industries Co., Ltd.

値にもとづく適正予熱条件の選定法が溶接入熱 30000 J/cm まで成立つことを明らかにした。

つきに P_W と溶接施工条件の関係を求めるために溶接施工条件のうち予熱温度以外の要因を与え、 P_W 値と局部予熱温度の関係を求めた。

筆者らは使用鋼材の化学組成、溶着金属の水素量および継手の拘束度から鋼構造物における割れ防止のための予熱条件を決定できることを提案したわけであるが、いっぽうわが国では Y 開先拘束割れ試験が高張力鋼の溶接割れ感受性の判定試験として広く用いられており、重要構造物の溶接施工にあたっては、施工前に Y 開先拘束割れ試験を実際に近い条件で実施するのが通例になっている。しかし Y 開先拘束割れ試験の結果をそのまま鋼構造物の溶接施工にあてはめることは両者の間に拘束度および冷却過程の差異がかなりあるために問題が多い²⁾。じゅうらいから Y 開先拘束割れ試験結果をそのまま実際の構造物の溶接施工にあてはめるのはきびしすぎる場合もあることが経験的にいわれてきた。

そこで本報では Y 開先拘束割れ試験結果を利用して、鋼構造物の溶接施工条件をきめることができるように、Y 開先拘束割れ試験片の冷却過程と局部予熱による冷却過程を比較することにより、Y 開先拘束割れ試験における割れ停止予熱温度と鋼構造物の溶接割れ防止のための局部予熱温度の関係を継手の拘束度も加味して求めた。

最後に桜井他が行なった実物大構造模型の溶接割れ試験結果³⁾に対して、 P_W 値にもとづく予熱温度の決定法および Y 開先拘束割れ試験における割れ停止予熱温度にもとづく予熱温度の決定法をあてはめ、これらがほぼ妥当なものであることを明らかにした。

2. 割れ感受性指数 P_W にもとづく局部予熱条件の決定

2. 1 割れ感受性指数 P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係におよぼす溶接入熱の影響

P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係は溶接入熱が 17000 J/cm の場合の Y 開先拘束割れ試験およびスリット入り Y 開先拘束割れ試験の結果²⁾にもとづいて求められたものであるが、 $(t_c)_{cr}$ は 100°C までの限界冷却時間という溶接入熱を含まない一般化した量であるので、溶接入熱が 17000 J/cm より変化しても、冷却時間に注目しておけばある程度の溶接入熱まで P_W と $(t_c)_{cr}$ の関係を適用できるものと考えられるが、この点を確認するために溶接入熱を 30000 J/cm に上げて検討を行なった。

板厚 $h > h_{cr}$ ならば最終拘束応力は溶接入熱に無関係で拘束度に比例した一定の値をとることが報告されている⁴⁾。このことは溶接入熱 30000 J/cm の場合も $h > h_{cr}$

であれば、溶接入熱 17000 J/cm の場合について測定した Y 開先拘束割れ試験片の拘束度の値をそのまま使えることを示している。溶接入熱 30000 J/cm の場合の h_{cr} は 1.96 cm である。そこで標準の Y 開先拘束割れ試験と同じ要領で溶接入熱だけを 30000 J/cm に上げて Y 開先拘束割れ試験を実施した。供試材の化学組成および試験条件を Table 1 に示す。

Fig. 1 に示すように P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係は直線と与えられるが、この直線は溶接入熱 17000 J/cm の場合について求めた関係である。溶接入熱 30000 J/cm の場合の試験結果を断面割れ率の値に応じて Fig. 1 にプロットすると、溶接入熱 17000 J/cm の場合の P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係が溶接入熱 30000 J/cm の場合もほぼ成立つことがわかる。したがって 100°C までの冷却時間に着目しておけば、Fig. 1 に示した P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係は溶接入熱 30000 J/cm 以下の範囲で適用できることが明らかになった。

溶接入熱が 30000 J/cm の範囲まで P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係が成立するのは 1 つには 100°C までの冷却時間が同じ値であれば溶接入熱 17000 J/cm の場合と溶接入熱 30000 J/cm の場合に溶接部からの水素の相対的な逸散量²⁾にあまり差がないことと、もう 1 つは溶接用 CCT 図からみて溶接入熱 30000 J/cm の溶接熱影響部の組織がまだ溶接割れに対して危険な組織であるためであろうと考えられる。ただし HT50, HT60 では鋼種により溶接割れの発生しにくい組織（たとえば硬さが

Fig. 1 y-groove restraint weld cracking test results (heat input: 30000 J/cm)

Table 1 Chemical composition of steels tested and combination of parameters

No.	Chemical composition (wt. %)											Plate thickness (mm)	Material strength (kg/mm ²)	Diffusible hydrogen content (cc/100g)	Preheating temperature (°C)
	C	Si	Mn	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Nb	B	sol. Al				
1	0.15	0.33	1.17	0.06							0.036	32	48.2	2.4	50
2	0.17	0.30	1.31	0.08							<0.001	30	56.8	2.4	75, 125
3	0.15	0.33	1.14	0.12	0.21	0.15	0.05				0.026	23	51.5	2.4	50
4	0.18	0.44	1.40								0.005	25		2.4	75
5	0.20	0.42	1.52									28		2.4	75, 100, 125
6	0.14	0.40	1.28		0.21	0.08	0.06	0.02			0.037	40	67.9	2.6	100
7	0.17	0.30	1.26		0.08			0.05			<0.001	30	58.0	2.6	75
8	0.15	0.36	1.20		0.34		0.08	0.03			0.032	32	68.5	2.6	75, 100
9	0.17	0.50	1.24				0.12	0.05			0.045	35	69.5	2.6	20, 100, 125
10	0.16	0.36	1.22		0.20		0.14	0.03			0.035	25	65.9	2.6	62
11	0.16	0.33	1.29		0.21			0.10			0.014	36	68.6	2.6	62
12	0.16	0.29	1.17					0.09				25		2.6	20, 75, 100
13	0.14	0.43	1.22			0.22		0.03			0.101	23		2.6	20
14	0.17	0.42	1.36					0.11	0.04			32	57.8	2.6	62
15	0.16	0.40	1.21					0.09				32	55.7	2.6	62
16	0.19	0.42	1.26					0.11				32	56.1	2.6	62
17	0.16	0.56	1.42		0.61			0.07	0.03			32	62.6	2.6	62
18	0.18	0.57	1.42		0.64			0.08	0.03			32		2.6	20, 62
19	0.18	0.46	1.02					0.11				32	55.3	2.6	62
20	0.11	0.29	1.48				0.57		0.03	0.004	0.050	34	84.5	2.4 3.9	75, 100
21	0.15	0.38	1.10	0.19	1.00	0.42	0.32				0.005	25	80.3	2.4 3.9	50, 100, 125
22	0.16	0.30	1.03	0.24	0.52	0.67	0.27	0.03		0.003	0.045	25	86.8	2.4 3.9	75, 125, 150
23	0.16	0.27	0.89	0.21		0.97	0.52	0.05		0.003	0.033	35	87.0	2.4	100, 125
24	0.14	0.26	0.84	0.24	1.07	0.50	0.47	0.03			0.041	28	89.2	2.4 3.9	75, 100, 125, 150
25	0.14	0.30	1.03	0.29		0.49	0.50	0.04		0.0039	0.037	32	85.0	2.4	20, 50, 75, 100 125

285 Hv 以下のような組織) が出現することがあるが, このような鋼種では P_{CM} 値も低くなっているのて, $P_W-(t_c)_{cr}$ の関係からも高い予熱温度を必要としないであろうから実用上それほど問題は無いものと考えられる。

Fig. 1 に示す P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係を適用できる範囲は次のとおりである。

C : 0.07~0.22% Si : 0~0.60%
Mn : 0.40~1.50% Cu : 0~0.50%
Ni : 0 ~1.20% Cr : 0~1.20%
Mo : 0 ~0.70% V : 0~0.12%
Ti : 0 ~0.05% Nb : 0~0.04%
B : 0 ~0.005% h (板厚) : 19~50 mm
 H (水素量) : 1.0~5.0 cc/100 g (急冷法)
 K (拘束度) : 200~3300 kg/mm²·mm
100°C までの冷却時間 : 30~3000 sec
溶接入熱 : 30000 J/cm 以下

2. 2 P_W 値と局部予熱条件の関係

与えられた P_W 値に対して割れ防止に必要な局部予熱温度を明らかにするためには, $(t_c)_{cr} \leq (t_c)_{ac}$ を満足する P_W 値と局部予熱温度の関係を求めればよい。鋼構造物の実際の施工時における溶接部の冷却時間 $(t_c)_{ac}$ の値に影響を与える溶接施工条件としては溶接入熱, 板厚, 溶接長, 予熱温度, 加熱速度, 加熱巾および室温があげられる。

Fig. 2 は左端に P_W と限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ の関係を, そのとなりに加熱巾 $2b=20$ cm, 溶接入熱 $J=17000$ J/cm としたときの溶接長が長い場合の局部予熱温度と実際の冷却時間 $(t_c)_{ac}$ の関係を書いたものである。いま鋼材の化学組成, 溶着金属の水素量, 継手の拘束度からたとえば $P_W=0.360\%$ と与えられたとき, 板厚 $h=2.5$ cm であれば図中の点線をたどると, 平均加熱速度 $u=0.1^\circ\text{C}/\text{sec}$ であれば 135°C に, $u=0.2^\circ\text{C}/\text{sec}$ であれば 150°C に, $u=0.4^\circ\text{C}/\text{sec}$ であれば 160°C に予熱

Fig. 2 Relation between P_w , cooling time to 100°C and local preheating temperature

をすればよいという答が得られる。

このようにして P_w 値と局部予熱温度の関係を求めたのが Fig. 3 (加熱巾 $2b=20$ cm, 溶接入熱 $J=17000$ J/cm), Fig. 4 (加熱巾 $2b=20$ cm, 溶接入熱 $J=30000$ J/cm) および Fig. 5 (加熱巾 $2b=20$ cm, 溶接入熱 $J=8500$ J/cm) である。Fig. 3 および Fig. 4 は平均加熱速度に応じて局部予熱温度を決める必要があることを示しているが、この加熱速度は予熱に用いる発熱体の種類および発熱量、発熱体と被溶接物との距離などにより異

なる。電気ヒータを用いたときの温度上昇曲線の実測例を Fig. 6 に示す。ガス赤外線バーナーを用いたときのデータ⁵⁾も合せて図中に記入した。Fig. 6 から実際の予熱作業における平均加熱速度はおよそ 0.1°C/sec から 0.2°C/sec の範囲にあることがわかる。

Fig. 7 に加熱巾 $2b=5$ cm としたときの P_w 値と局部予熱温度との関係を示す。加熱巾 $2b=20$ cm のときに比べて 20~40°C 高い予熱温度が必要である。加熱巾を 20 cm から 5 cm に狭くして同一の加熱速度を得

Fig. 3 Relation between P_w and local preheating temperature (heat input: 17000 J/cm, long weld run)

Fig. 4 Relation between P_w and local preheating temperature (heat input: 30000 J/cm, long weld run)

Fig. 5 Relation between P_w and local preheating temperature (heat input: 8500 J/cm, long weld run)

Fig. 6 Examples of heating curve during preheating

るためにはより大きな発熱密度を要する。たとえば板厚 $h=2.5$ cm の鋼板を平均加熱速度 $u=0.1^\circ\text{C}/\text{sec}$ で 100°C に予熱するとき $2b=5$ cm の場合は $2b=20$ cm の場合の約 3 倍の発熱密度を要する。

溶接端部については第 1 報で述べたごとく、上記の P_w 値と局部予熱温度の関係から得られる値よりも $20\sim 50^\circ\text{C}$ 高くする必要がある。つぎに Fig. 8 は溶接長が短い場合の例であって、加熱巾 $2b=20$ cm, 溶接入熱 $J=17000$ J/cm の条件で長さ 10 cm の短いビードをおくときの P_w 値と局部予熱温度の関係を示したものであり、溶接長が長い場合 (Fig. 3) に比べて $20\sim 40^\circ\text{C}$ 高い予熱温度が必要である。

つぎに参考のために割れ感受性指数 P_{CM} を構成する 3 つの要因、すなわち鋼材の化学組成 (P_{CM}), 溶着金属の水素量, 継手の拘束度について若干説明を加える。

現用高張力鋼の P_{CM} 値がどの範囲にあるかを各種の技術資料を参考にまとめてみるとおよそ HT50 では $0.18\sim 0.28\%$, HT60 では $0.175\sim 0.26\%$, HT80 では $0.24\sim 0.34\%$ となっている。JIS 炭素当量 ($C_{eq}=C+$

Fig. 7 Effect of preheating width on the relation between P_w and local preheating temperature (long weld run)

Fig. 8 Relation between P_w and local preheating temperature (heat input: 17000 J/cm, short weld run)

$\frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14}$) と P_{CM} の関係を現用高張力鋼について求めると Fig. 9 のようになる。ただしこの場合あるばらつきをもって C_{eq} 値が高くなれば P_{CM} 値も高くなる傾向にあるが、両者の間で合金元素の係数が大きく異なるので、Fig. 9 に示す関係は本質的な意味をもつものでないことを付言しておく。

溶着金属の拡散性水素量は棒の種類（銘柄、棒径、製造ロット）により異なるのは当然であるが、このほか乾燥条件や溶接時の環境（温度および湿度）によっても異なるので、使用条件に近い状態での水素量を知ることが大切である。溶接時の湿度と水素量の関係を調査した一例を Fig. 10 に示す。横軸は絶対湿度で表わすために水蒸気分圧で表わしたが、湿度の増加とともに溶着金属の水素量も増加する。

継手の拘束度は問題とする継手の状態、すなわち板厚、溶接待ち、拘束材の配置等によって異なる⁶⁾。具体的な測定例およびその取まとめ結果については文献 3)、7)、8)、9) などがあげられる。

Fig. 9 Relation between P_{CM} -value and C_{eq} -value

Fig. 10 Effect of moisture on the diffusible hydrogen content in weld metal

3. Y 開先拘束割れ試験にもとづく 局部予熱条件の決定

3. 1 Y 開先拘束割れ試験片の冷却過程

理論解

Y 開先拘束割れ試験片の冷却過程について溶接による冷却過程と全体予熱による冷却過程に分けて考察し、つぎに両者を重畳して冷却過程を支配する要因と 100°C までの冷却時間の関係を求めた。100°C までの低温の冷却過程を考えるので、熱伝導だけでなく、熱放散をも考慮することにした。

まず溶接による冷却過程について考察する。Y 開先拘束割れ試験では巾 15 cm × 長さ 20 cm の試験片の試験開先部に長さ 8 cm の溶接ビードをおくが、試験片中央に与えられた熱が試験片端面に達するまでは、無限平板に有限長の溶接ビードを置いたときの解をそのまま適用できる。

この時の冷却過程は(2)式で与えられる¹⁾。

$$T = \frac{Q}{c\rho h} \cdot \frac{1}{\sqrt{4\pi kt}} \cdot \Phi\left(\frac{l}{4\sqrt{kt}}\right) \cdot e^{-a^2 t} \dots\dots(2)$$

$$\Phi(\beta) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\beta e^{-\beta^2} d\beta$$

ただし

Q : 単位溶接長あたりの溶接入熱 (cal/cm)

c : 比熱 (cal/g·°C)

ρ : 密度 (g/cm³)

h : 板厚 (cm)

k : 熱拡散率 (cm²/sec)

l : ビード長さ (cm)

a^2 : (sec⁻¹)

$$a^2 \equiv \frac{\alpha}{c\rho} \cdot \frac{S}{V}$$

α : 熱伝達率 (cal/cm²·sec·°C)

S : 表面積 (cm²)

V : 体積 (cm³)

試験片寸法が有限であるので、時間が十分経過すると試験片全体がほぼ一様な温度になり、あとは熱放散により冷却されると考えることができる¹⁰⁾。

与えられた溶接熱が試験片全体にひろがった時の温度上昇 T_1 は

$$T_1 = \frac{Ql}{c\rho V} \quad \text{であるから}$$

溶接後十分時間が経過したときの冷却過程は(3)式で与えられる。

$$T = \frac{Ql}{c\rho V} \cdot e^{-a^2 t} \dots\dots\dots(3)$$

一方試験片を予熱温度 T_0 に全体予熱したときの冷却過程は(4)式で与えられる。

$$T = T_0 e^{-a^2 t} \dots\dots\dots(4)$$

したがって全体予熱を行なって溶接した場合の冷却過程は

$$\textcircled{1} \quad T = \frac{Q}{c\rho h} \cdot \frac{1}{\sqrt{4\pi kt}} \cdot \Phi\left(\frac{l}{4\sqrt{kt}}\right) \cdot e^{-a^2 t} + T_0 e^{-a^2 t} \dots\dots\dots(5.a)$$

$$\textcircled{2} \quad T = \frac{Ql}{c\rho V} \cdot e^{-a^2 t} + T_0 e^{-a^2 t} \dots\dots\dots(5.b)$$

となり時間の経過とともに①→②へ移行する。

$Q=3264$ cal/cm (溶接熱効率を80%としたときの17000 J/cm の Y 開先拘束割れ試験の標準溶接入熱に相当), $c=0.128$ cal/g·°C, $\rho=7.79$ g/cm³, $k=0.146$ cm²/sec, $\alpha=4.37 \times 10^{-4}$ cal/cm²·sec·°C としてアーク通過直後から 100°C までの冷却時間を計算した結果を Table 2 に示す。

$h=2.5$ cm の場合の冷却曲線の代表例を Fig. 11 に示す。温度軸を対数目盛にとると、(5)式からもわか

Table 2 Cooling time to 100°C after arc pass in y-groove restraint cracking specimen (calculated)

Preheating temperature (°C)	Cooling time to 100°C after arc pass (sec)		
	$h=2.5$ cm	$h=3.8$ cm	$h=5$ cm
0	45	30	25
25	65	45	35
50	100	70	55
75	210	125	105
100	660	620	580
125	1040	1180	1290
150	1360	1650	1870
175	1650	2050	2380
200	1900	2420	2820

るように、 $t=200$ sec 以後から温度と時間の関係は直線になる。予熱温度と 100°C までの冷却時間の関係を Fig. 12 に示す。予熱温度により板厚の効果が逆転して

Fig. 11 Cooling curve in y-groove restraint cracking specimen (calculated)

Fig. 12 Relation between preheating temperature and cooling time to 100°C after arc pass (calculated)

いるが、これは予熱温度の低いときは溶接熱が、予熱温度の高いときは予熱が冷却過程を支配するためである²⁾。

実験との比較

Y開先拘束割れ試験片を用いてビード中央部についてアーク通過直後から 100°C までの冷却時間を測定した結果を Table 3 に示す。また計算値と実測値の比較を Fig. 13 に示す。計算値と実測値は比較的良好に一致している。t < 200 sec のところで計算値が実測値よりも少し低くなっているのは、冷却過程が (5・a) 式から (5・b) 式に移る過程で試験片端面からの熱の反射を考慮しなかったためと考えられる。

Table 3 Cooling time to 100°C after arc pass in y-groove restraint cracking specimen (measured)

Preheating temperature (°C)	Cooling time to 100°C after arc pass (sec)		
	h=2.5 cm	h=3.8 cm	h=5 cm
20	70	50	45
50	125	90	70
75	215	160	120
100	620	620	620
150	1300	1530	1740
200	1840	2250	2700

3. 2 Y開先拘束割れ試験における割れ停止予熱温度 (θ_y) と鋼構造物における割れ防止局部予熱温度 (θ_L) の関係

前項で求めた Y開先拘束割れ試験片の予熱温度と 100°C までの冷却時間の関係 (Table 2) と第1報¹⁾で求めた局部予熱条件と 100°C までの冷却時間の関係を比較することにより、拘束度が同じ場合と拘束度がゆるい場合について Y開先拘束割れ試験における割れ停止予熱温度 (以下 θ_y と書く) と局部予熱温度 (以下 θ_L と書く) の関係を求めることにした。

Fig. 13 Comparison of calculated value of cooling time to 100°C after arc pass with measured value

拘束度が同じ場合

いま溶接しようとする鋼構造物の拘束度が同じ板厚の Y開先拘束割れ試験片の拘束度と同じ場合、すなわち $K=70h$ (kg/mm²・mm)²⁾ の場合について 100°C までの冷却時間が同じ値になる θ_y と θ_L の値を求めることにする。

Fig. 14 は加熱巾 $2b=20$ cm, 平均加熱速度 $u=0.1\sim 0.4$ °C/sec で局部予熱を行ない、溶接入熱 $J=17000$ J/cm の条件で溶接しようとするときの θ_y と θ_L の関係である。板厚 $h=5$ cm の場合を例にとると、平均加熱速度 $u=0.1$ °C/sec で加熱するとき、 $\theta_y=100$ °C の場合は $\theta_L=125$ °C となり、 $\theta_y=150$ °C の場合は $\theta_L=205$ °C となり、Y開先拘束割れ試験で得られる割れ停止予熱温度よりも高い局部予熱温度が必要である。

Fig. 14 Relation between θ_y and θ_L (heat input: 17000 J/cm, intensity of restraint: $K=70h$)

Fig. 14 において $\theta_y < 80^\circ\text{C}$ の場合に $\theta_y > \theta_L$ となっている。 θ_y は (長さ 8 cm のビードの溶接による冷却過程①+全体予熱による冷却過程③) から求められたのに対し、 θ_L は (無限長のビードの溶接による冷却過程②+局部予熱による冷却過程④) から求められている。 Fig. 15 に示すように、溶接による冷却過程①と②は短時間側で差が大きく、長時間側ではほとんど差がなくなっている。これに対し全体予熱による冷却過程③と局部

Fig. 15 Schematic diagram of cooling curve

予熱による冷却過程④の差は短時間側ではそれほど大きくないが、時間の経過とともに大きくなる。この結果予熱温度が低く、したがって 100°C までの冷却時間が短かいときは溶接による冷却過程①と②の差が θ_y と θ_L の関係に大きく影響し、 $\theta_y > \theta_L$ となる。逆に予熱温度が高く、したがって 100°C までの冷却時間が長いときは予熱による冷却過程③と④の差が θ_y と θ_L の関係に大きく影響し、 $\theta_y < \theta_L$ となる。

鋼構造物の溶接を溶接入熱 $J=30000\text{ J/cm}$ で行なうときの θ_y と θ_L の関係を Fig. 16 に示す。ただし θ_y は標準溶接入熱 $J=17000\text{ J/cm}$ のときの値である。溶接入熱を上げると冷却がゆるやかになり、それだけ局部予熱温度を下げることができる。 θ_y が与えられたとき溶接入熱 $J=17000\text{ J/cm}$ および $J=30000\text{ J/cm}$ で溶接した場合の局部予熱温度を比較すると次のようになる。加熱巾 $2b=20\text{ cm}$ 、平均加熱速度 $u=0.1^\circ\text{C/sec}$ とすると、板厚 $h=2.5\text{ cm}$ の場合、溶接入熱を $J=17000\text{ J/cm}$ から 30000 J/cm にあげると、局部予熱温度は約 30°C 低下させることができる。また板厚 $h=5\text{ cm}$ の場合局

Fig. 16 Relation between θ_y and θ_L (heat input: 30000 J/cm , intensity of restraint: $K=70\text{ h}$)

Fig. 17 Relation between θ_y and θ_L (short weld run, intensity of restraint: $K=70\text{ h}$)

部予熱温度を約 15°C 低下させることができる。

Fig. 17 は溶接入熱 $J=17000\text{ J/cm}$ で長さ 10 cm だけ溶接を行なったときの θ_y と θ_L の関係である。 θ_y よりも 50% 程度高い予熱が必要となる。

拘束度がゆるい場合

鋼構造物の継手の拘束度が同じ板厚の Y 開先拘束割れ試験片の拘束度よりもゆるい場合の θ_y と θ_L の関係を求めることにする。

2. 2 項で述べたごとく鋼構造物の構造は複雑多様であり、一概に継手の拘束度を分類することは困難であるが、拘束度がゆるい場合の例として一応 $K=40h$ ($\text{kg/mm}\cdot\text{mm}$) と $K=10h$ ($\text{kg/mm}\cdot\text{mm}$) の 2 段階を考えてみることにする。板厚がたとえば 25 mm であれば、 $K=1000\text{ kg/mm}\cdot\text{mm}$ の拘束度と $K=250\text{ kg/mm}\cdot\text{mm}$ の拘束度を考えることになる。剪断拘束をうける突合せ継手の拘束度は拘束材の配置と溶接待ち Δ /板厚 h によって異なるが、実物で測定されたこの種の継手の拘束度の値は $K=40h$ とすれば多くの場合安全側であり実用

的である。また普通の突合せ継手では拘束度はかなり低く、 $K=10h$ とすればじゅう分安全側であろうと考えられる⁹⁾。

Fig. 18 は加熱巾を $2b=20\text{ cm}$ とし、板厚 $h=2.5\text{ cm}$ のときは平均加熱速度 $u=0.2^{\circ}\text{C/sec}$ で、板厚 $h=5\text{ cm}$ のときは $u=0.1^{\circ}\text{C/sec}$ で予熱をした場合の θ_y と θ_L の関係である。(a) は溶接入熱 $J=17000\text{ J/cm}$ 、拘束度 $K=40h$ ($\text{kg/mm}\cdot\text{mm}$) のときの θ_y と θ_L の関係であり、 $\theta_y \geq 125^{\circ}\text{C}$ のときには $\theta_L = \theta_y + 10^{\circ}\text{C}$ にとれば、割れを防止でき、また $\theta_y \leq 75^{\circ}\text{C}$ の場合には $\theta_L = 0$ すなわち予熱を必要としないことを示している。(d) は溶接入熱 $J=30000\text{ J/cm}$ 、拘束度 $K=10h$ ($\text{kg/mm}\cdot\text{mm}$) のときの θ_y と θ_L の関係であり、 $\theta_y \geq 125^{\circ}\text{C}$ の場合に θ_L を θ_y よりも約 60°C 低くすることができ、また $\theta_y \leq 100^{\circ}\text{C}$ の場合には予熱を必要としないことを示している。

溶接長が長い場合の θ_y と θ_L の関係を Fig. 14, Fig. 16 および Fig. 18 をもとに、少し数字をまとめてま

Fig. 18 Relation between θ_y and θ_L (long weld run, smaller intensity of restraint than that of y-groove restraint cracking specimen)

Table 4 Summary of correlation between θ_y (preheating temp. to avoid cracking in y-groove cracking test) and θ_L (local preheating temp. in steel constructions)

Heat input Intensity of restraint	17000 joule/cm		30000 joule/cm	
	$\theta_y \leq 75$ $\theta_y \geq 125$	$\theta_L = \theta_y - 15$ $\theta_L = \theta_y + 50$	$\theta_y \leq 50$ $\theta_y \geq 125$	$\theta_L = 0$ $\theta_L = \theta_y + 30$
$K=70h$				
$K=40h$	$\theta_y \leq 75$ $\theta_y \geq 125$	$\theta_L = 0^*$ $\theta_L = \theta_y + 10$	$\theta_y \leq 75$ $\theta_y \geq 125$	$\theta_L = 0$ $\theta_L = \theta_y - 10$
$K=10h$	$\theta_y \leq 75$ $\theta_y \geq 125$	$\theta_L = 0$ $\theta_L = \theta_y - 30$	$\theta_y \leq 100$ $\theta_y \geq 125$	$\theta_L = 0$ $\theta_L = \theta_y - 60$

θ_y : Preheating temperature to avoid cracking in y-groove restraint cracking tests ($^{\circ}\text{C}$)

(Heat input: 17000 joule/cm, Ambient temperature: 0°C , Whole preheating)

θ_L : Estimated local preheating temperature to avoid cracking in steel constructions ($^{\circ}\text{C}$)

(Preheating width 20 cm, Ambient temperature: 0°C , Mean heating rate $\begin{cases} 0.2^{\circ}\text{C/sec} (h=2.5\text{cm}) \\ 0.1^{\circ}\text{C/sec} (h=5\text{cm}) \end{cases}$)

* $\theta_L = 0$ means that preheating is unnecessary in welding of steel constructions.

Fig. 19 Relation between θ_y and θ_L (short weld run, smaller intensity of restraint than that of y-groove restraint cracking specimen)

めてみると Table 4 のようになる。Y 開先拘束割れ試験における割れ停止予熱温度 θ_y が実験により判明すれば、Table 4 を用いることにより鋼構造物の局部予熱温度 θ_L を決めることができる。

つぎに溶接長が短い場合の例として溶接長 $l=10$ cm のときの θ_y と θ_L の関係を求めたのが Fig. 19 である。

4. 実物大模型の溶接割れ試験への適用

桜井他が行なった大型鋼製ラーメン橋脚の隅角部と同

Fig. 20 Intensity of restraint along weld line between flange plate diaphragm of a model specimen

等の実物大模型試験体による溶接割れ試験結果⁹⁾に対して筆者らの提案する局部予熱条件決定法を適用し、その妥当性を検討することにする。

桜井他が実施した試験体の形状およびその拘束度を Fig. 20 に紹介する。使用された鋼板は 60 mm および 40 mm 厚の SM50 であり、溶接割れは Fig. 21 に紹介するように 2 パス目を溶接した時に 40 mm 厚の鋼板側に発生している。試験体の予熱温度を 6 段階に変えて試験が行われている。フランジ板の裏側から溶接線を中心に巾 20 cm の部分が電気ヒーターにより予熱されており、この予熱作業は 1 パス目溶接前に打ち切られた。溶接割れ試験結果を Table 5 に紹介する。また Table 6 は P_W と $(t_c)_{cr}$ の関係から予熱温度を推定するために必要な諸元を示したものである。

Fig. 21 Section of test weld

推定 I 2 パス目の 300°C から 100°C の冷却時間の測定結果からの推定

2 パス目の 300°C から 100°C の冷却時間の測定結果と予熱温度の関係を Fig. 22 に示す。このときの横軸の予熱温度は 1 パス目溶接前の予熱温度である。

Table 5 Numbers of section including weld crack for different preheating temperature in full size model tests

Preheating temperature (°C)	Nos. of section with weld crack Nos. of section inspected					
5 (No preheating)	3 14	5 14	9 14	9 14	10 14	14 14
23			14 14			
50			3 14			
110			1 14			
150			0 14			
170		0 14		0 14		

Table 6 Properties of the materials used and variables in full size model tests

Steel for diaphragm SM50B, 40mm thick	Chemical composition (Check analysis) (wt. %)	C	0.20	
		Si	0.48	
		Mn	1.40	
		Cu	0.01	
		Ni	0.01	
		Cr	0.02	
		Mo	0.01	
PCM (%)		0.286		
H (cc/100g)		3.0		
PW (%)*	End part	Middle part		
	0.349	0.341		
Ambient temperature (°C)		5		
Weld heat input (J/cm)		21,500 (220A, 26V, 16cm/min)		
Mean heating rate μ (°C/sec)		0.1~0.15		

* K -value is assumed 500kg/mm-mm for end part, and 200kg/mm-mm for middle part from the test results when no backing plates in Fig. 20 (b).

試験溶接中に裏あては赤熱され容易に変形しうるので、Fig. 20 (b) に示す裏あてなしの場合の拘束度の実測値を用いて P_W 値を計算すると、端部については $P_W = 0.349\%$ となり、また中央部については $P_W = 0.341\%$ となる。この P_W 値に対応する 300°C から 100°C の限界冷却時間 $(t_c)_{cr}$ は 650 sec および 540 sec となる。したがって P_W 値から推定した割れ防止予熱温度は Fig. 22 から端部については 163°C、中央部については 105°C と与えられる。いっぽう溶接割れ試験におい

Fig. 22 Relation between cooling time from 300°C to 100°C and preheating temperature in full size model specimen

ては Table 5 に示すように 110°C 予熱では 14 断面中 1 断面 (端部) に割れが生じており、150°C 予熱では割れが発生していない。

推定Ⅱ P_W 値と局部予熱温度の関係からの推定

割れの発生したウェブの板厚が 40 mm であるので板厚 38 mm のときの P_W 値と局部予熱温度の関係を用いることができる。 $P_W = 0.349\%$ 、平均加熱速度 $u = 0.15^\circ\text{C}/\text{sec}$ 、板厚 $h = 3.8$ cm のときの予熱温度は溶接入熱 $J = 17000$ J/cm では 130°C、溶接入熱 $J = 30000$ J/cm では 105°C と Fig. 3 および Fig. 4 から与えられる。実物大模型試験片の溶接入熱は $J = 21500$ J/cm であるので、比例配分により予熱温度は 120°C と求まる。この値は溶接長の長い場合の予熱温度であり、第 1 報で述べたように端部の場合これより 20°C 高い予熱温度が必要であり、結局端部の $P_W = 0.349\%$ に対応する予熱温度は 140°C である。 $P_W = 0.341\%$ 、 $u = 0.15^\circ\text{C}/\text{sec}$ 、 $h = 3.8$ cm、 $J = 17000$ J/cm のときの予熱温度は 115°C であり、 $J = 30000$ J/cm のときの予熱温度は 90°C であるから、 $J = 21500$ J/cm のときに必要な予熱温度は 105°C となる。

推定Ⅲ γ 開先拘束割れ試験結果からの推定

Table 6 に示した 40 mm 厚 SM50 の標準溶接条件 ($J = 17000$ J/cm) における γ 開先拘束割れ試験割れ停止予熱温度 θ_γ は実験により $\theta_\gamma = 160^\circ\text{C}$ と与えられている。この値を用いて実物大模型試験の割れ防止予熱温度 θ_L を推定する。

継手の拘束度を $K = 10h$ すなわち 400 kg/mm-mm とすると、Table 4 から θ_L は溶接入熱 $J = 17000$ J/cm のときは 130°C、溶接入熱 $J = 30000$ J/cm のときは 100°C

と与えられるので, 溶接入熱 $J=21500 \text{ J/cm}$ のときは 120°C になる. この値は溶接長の長い場合の予熱温度であるので, 端部はこれにより 20°C 高い 140°C の予熱が必要になる.

以上3つの方法により推定した結果をまとめると次のようになる.

- i) 300°C から 100°C の冷却時間の実測値にもとづく推定
 - ………… 割れ防止予熱温度 163°C
- ii) P_W 値と予熱温度の関係にもとづく推定
 - ………… 割れ防止予熱温度 140°C
- iii) γ 開先拘束割れ結果にもとづく推定
 - ………… 割れ防止予熱温度 140°C

いっぽう実物大模型試験体による溶接割れ試験では 110°C 予熱で割れが認められ, 150°C 予熱では割れは発生していない. 上記の推定結果と実物大模型試験体による溶接割れ試験結果の対応から, 上記推定結果がかなりの妥当性を有することがわかる.

5. 結 論

鋼構造物の溶接割れ防止のための局部予熱条件の決定法を筆者らの提唱する溶接割れ防止対策のフローチャートにもとづいて提案し, この提案を実物大模型の溶接割れ試験に適用し, 提案が妥当であることを明らかにした. 得られた主な結果は次の通りである.

- 1) 構造物の割れ感受性指数 P_W と 100°C までの限界冷却時間の関係は溶接入熱が 30000 J/cm まで成立する.
- 2) 鋼構造物の溶接割れ防止のための局部予熱条件は P_W 値, すなわち使用鋼材の化学組成, 溶着金属の水素量, 継手の拘束度が与えられれば, Fig. 3 から Fig. 8 のグラフを用いて求めることができる. なおここで与えられる予熱温度は溶接開始直前に予熱を打切るような予熱方法をとるときの予熱温度であり, 溶接中も予熱作業を続けるような場合に対しては安全側になる.

Fig. 3 …… 加熱巾 20 cm , 溶接入熱 17000 J/cm

Fig. 4 …… 加熱巾 20 cm , 溶接入熱 30000 J/cm

Fig. 5 …… 加熱巾 20 cm , 溶接入熱 8500 J/cm

Fig. 7 …… 加熱巾 5 cm , 溶接入熱 $8500 \text{ J/cm} \sim 30000 \text{ J/cm}$

Fig. 8 …… 溶接長の短かい場合

加熱巾 20 cm , 溶接入熱 17000 J/cm

なお溶接端部については Fig. 3~Fig. 7 を用いて得られる値よりも $20 \sim 50^\circ\text{C}$ 高くする必要がある. また室温が 25°C のときは上記の関係から得られる値よりも約 10% 下げることができる.

3) γ 開先拘束割れ試験における割れ停止温度がわかれば, この値から Table 4 により鋼構造物の溶接割れ防止予熱温度を推定することができる.

4) 桜井他が実施した実物大模型試験に筆者らの局部予熱温度決定法の提案を適用した. 300°C から 100°C の冷却時間の実測値にもとづいて推定した予熱温度は 163°C となり, P_W 値と予熱温度の関係にもとづく推定予熱温度は 140°C となり, また γ 開先拘束割れ試験にもとづく推定予熱温度は同じく 140°C となった. いっぽう実験では 110°C 予熱で割れが認められ, 150°C 予熱で割れが発生していないことから, 上記推定結果がかなりの妥当性を有することが明らかである.

本研究の一部は文部省科学研究費によって行なわれた. また松尾橋梁大阪工場桜井氏, 高原璋平氏から貴重な実験データの提供をうけるとともに種々御討論を賜った. ここに深く感謝するしだいである.

考 文 献

- 1) 佐藤邦彦, 松井繁明, 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1報)”, 溶接学会誌, Vol. 40 (1971), No. 11, p. 1117~1127
- 2) 伊藤慶典, 別所 清: “高張力鋼の溶接割れ感受性指数について (第2報)”, 溶接学会誌, Vol. 38 (1969), No. 10, p. 1134~1144
- 3) 松尾橋梁(株): “鋼製橋脚隅角部の厚板の拘束度及び溶接われ試験報告書”, 溶接学会 WD 委員会資料 (昭45.12)
- 4) 佐藤邦彦, 松井繁明: “溶接継手の拘束応力とこれともなう溶接割れの研究”, 溶接学会誌, Vol. 36(1967), No. 10, p. 1096~1109
- 5) 田島二郎編: “橋梁”, JSSC, Vol. 1 (1965), No. 2, p. 16~43
- 6) K. Satoh: “Preheat and Restraint versus Weld Cracking in Steel Constructions”, Trans. J.W.S., Vol. 1 (1970), No. 1, p. 43~50
- 7) 寺尾貞一, 齊藤忠雄, 伊部祥富: “すみ肉溶接と突合せ溶接の交叉継手に関する研究”, 造船協会論文集, Vol. 110 (1961), p. 445~471
- 8) 中山 浩, 松本正己, 稲垣道夫: “建築鉄骨における溶接継手の拘束について”, 溶接学会全国大会講演概要第6集 (昭45.3), p. 107~108
- 9) 佐藤邦彦: “鋼構造物の局部予熱と溶接割れの防止”, 溶接学会全国大会講演概要第8集 (昭46.4), p. 11~14
- 10) 稲垣道夫, 中村治方, 岡田 明: “被覆アーク溶接法および CO_2 アークまたは $\text{CO}_2\text{-O}_2$ アーク溶接における冷却過程について”, 金材技研報, Vol. 7 (1964), No. 2, p. 96~116