X断面部材の溶接割れに関する研究 (第3報)*

—鋼材化学成分が割れにおよぼす影響—

森脇良** 藤野真之***

On Weld Cracking under Restraint in Welded Built-up
X Section Members (Report 3)*

—On Effect Chemical Compositions on Weld Cracking—

by Yoshikazu Moriwaki** and Masayuki Fujino***

Abstract

The relation between the intensity of restraint (K), the reaction stress $((\sigma_w)_{t=\infty})$ and $((\sigma_w)^*_{t=\infty})$ and weld cracking at testing bead was clarified quantitatively on the X section model specimen built-up with a kind of steel in Report 2.

These experiments were carried out to explain the effect of the chemical compositions (mainly carbon content) varied artificially in various steels on weld cracking by the same testing method as that of the previous paper.

The results obtained are summarized as follows:

- 1) The intensity of restraint (K) has not influenced on the chemical compositions.
- 2) The critical intensity of restraint (K_{cr}) and the critical reaction stress $((\sigma_w)_{cr})$ for cracking are in the linear range of the $(\sigma_w)_{t=\infty}-K$ diagram, but they are considerably affected by the angle, steel size and chemical compositions.

1. ま え が き

前報¹⁾ではX断面部材の溶接部の割れのない設計基準および材料基準を求める最終的な目的の一段階として、現在もっとも延性のよいと考えられる材料(山形鋼材, 溶接棒)を用いて, 溶接条件, ルート間隙などをできるだけ一定として, しかも第一報²⁾で拘束度を求めたとまったく同じ要領で, 実際に試験ビードをおいてこの試験ビードの割れの有無を調査し, 拘束度に対する拘束応力および割れの挙動, さらに限界拘束度および限界拘束応力の影響因子を実験的に検討してみた。本報告では主に鋼材の化学成分(とくに炭素量)を変えた場合(ただし山形鋼材はあくまで非調質の60キロ級の高張力鋼), 上記の諸関係すなわち拘束度と拘束応力および割れについて実験的に検討し, さらに第二報の結果とあわせて割れに対する限界拘束度あるいは限界拘束応力についてとりまとめた。

2. 試験系列および使用材料

試験系列は Table 1 に示すように試験項目としては, 拘束度を求める試験と拘束割れ試験の二項目である。このうち拘束度を求める試験は, 鋼材の化学成分が異なっても, 同一強さで同一山形鋼サイズであるなら, 拘束度は変わらないと思われるが念のために行なったものである。この試験は第一報でもっとも大きな拘束度を呈したC系列(L-150×150×15で, 溶接長(l)が50mmのもの)で, しかも本実験の使用鋼材のうち炭素量が多いたるS₃鋼材(Table 2参照)を用いたが, 溶接棒は第一報および第二報で用いたものと同一の超低水素系溶接棒を用いて実験を行なった。いっぽう拘束割れ試験は, 鋼材の化学成分が割れにどのような影響をおよぼすかを調べる意味で, 二鋼種(前報の一鋼種とあわせて計三鋼種になる)を用い, 溶接棒は第二報と同じものを用いて計四系列で実験を行なった。なお Table 2 に使用した材料の化学成分および機械的性質を示す。すなわち山形鋼材(S₂材, S₃材)は日本鋼管㈱で本実験用に特別にロールしていただいた非調質の60キロ級の高張力鋼であり, いっぽう溶接棒も八幡溶接棒㈱製の延性に富んだ軟鋼用超低水素系溶接棒(D4316)である。

* 原稿受付 昭和43年12月3日(昭和43年度秋季全国大会にて発表)

** 正 員 (株)神戸製鋼所 Member, Kobe Steel Ltd.

*** 正 員 日本橋梁(株) Member, Japan Bridge Co., Ltd.

Table 1 Testing series

Testing item	Tested materials		Angle steel size	Bead length (mm)	Series mark
	Welding rod	Steel			
Test for intensity of restraint	W ₁	S ₃	L-250×250×25	50	C _{3.1}
Test for restraint cracking	W ₁	S ₂	L-150×150×15	100	B ₂ W ₁
			L-250×250×25	50	C ₂ W ₁
		S ₃	L-150×150×15	100	B ₃ W ₁
			L-250×250×25	50	C ₃ W ₁

Table 2 Chemical composition and mechanical properties of tested materials

Tested materials	Size	Chemical composition (%)							Mechanical properties		
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Nb+V	σ_Y (kg/mm ²)	σ_T (kg/mm ²)	El. (%)
S ₂	L-150×150×15	0.21	0.42	1.45	0.020	0.019	—	0.03	45	64	24
	L-250×250×25	0.21	0.42	1.45	0.020	0.019	—	0.03	44	65	20
S ₃	L-150×150×15	0.28	0.37	1.39	0.019	0.025	—	—	41	64	25
	L-250×250×25	0.29	0.42	1.40	0.028	0.015	—	—	46	72	24
W ₁ (Deposited metal)	Rod dia.=6φ	0.07	0.58	0.74	0.015	0.012	0.08	—	44.6	51.3	35

3. 試験方法

3.1 拘束度を求める試験

拘束度を求める実物模型試験体の形状は第一報の Fig. 1 に示すように拘束割れのもっとも生じやすい溶接順序 (本実験では NOR=1) で、三種類の溶接ピッチ ($d=200$ mm, 500 mm および 950 mm) で検討した。これらの試験体の製作方法および試験方法は第一報で述べたとまったく同じ要領である。

3.2 拘束割れ試験

拘束割れ試験用の X 断面部材の実物模型試験体の製作方法および拘束割れ試験方法は前報で述べたとまったく同じである。すなわち X 断面部材の実物模型試験体の製作方法 (組立て方法, 拘束ビードの溶接方法および溶接条件) も第一報および第二報で述べたとまったく同じ方法で行なった。また製作された試験体の試験ビード位置のルート間隙の形状寸法も第二報の Fig. 2 に示した値とほとんど同じであった。次に試験方法は前報で述べたとく、製作した X 断面部材実物模型試験体の試験ビードに相当する位置に、所定の溶接方法および適正溶接条件で試験ビードをおき、試験ビードの温度が室温と等しくなってから割れの有無を所定の時間ごとに検査した。なお本実験での表面割れの伝播停止時間は、第二報で述べたと同様、L-150×150×15 のものでは溶接後約12時間程度であり、L-250×250×25 のものでは溶接後約2時間程度であった。したがって拘束応力と関連のある断面割れの伝播停止時間も表面割れのそれより推測して、溶接後24時間以内であると判断した。そこで溶接後約24時間経過してから、試験ビードのほぼ中央に溶接線にそ

って手のこでスリットを入れクイチガイを測定した。このクイチガイと拘束度などから、前報で述べた要領で拘束応力を求めた。この場合の試験ビードの溶接方法および溶接条件、割れ (表面割れ, 断面割れ) の検査法および断面割れ率の求め方あるいはクイチガイの測定方法などは、第二報で述べたとまったく同じ方法である。

4. 試験結果およびその考察

前項で述べた C_{3.1} 系列の各実物模型試験体で P-S 試

Fig. 1 Effect of welding pitch on intensity of restraint, C_{3.1} series

Table 3 Results of restraint cracking test for B_2W_1 , C_2W_1 , B_3W_1 and C_3W_1 series

Series mark	Welding pitch, $d(\text{mm})$	Bead length, $l(\text{mm})$	Intensity of restraint, $K(\text{kg/mm-mm})$	Average root gap on testing bead position before weld, $\bar{G}(\text{mm})$	Welding conditions				Average throat thickness, $\bar{h}_w(\text{mm})$		Section cracking percentage $C_s(\%)$	Average dislocation $\bar{\eta}(\text{mm})$	Nominal stress, $(\sigma_w)^*_{t=\infty}$ (kg/mm^2)	Actual stress, $(\sigma_w)_{t=\infty}$ (kg/mm^2)
					Current (A)	Voltage (V)	Speed (mm/min.)	Heat input (Joule/cm)	Gross	Net				
B_2W_1	500	103	38	4.5	345	34	114	61700	9.54	9.54	0	1.03	4.1	4.1
	210	108	340	4.4	345	36	120	62100	9.06	9.06	0	0.71	26.5	26.5
	200	102	370	4.5	345	35	113	64100	9.32	9.32	0	0.73	29.1	29.1
	190	114	425	4.4	340	36	124	59200	9.53	9.53	0	0.74	33.0	33.0
	185	108	465	4.3	345	35	127	57000	9.32	9.28	0.4	0.68	34.0	34.2
	173	113	540	4.5	340	33	123	59700	9.23	8.49	8	0.63	36.6	39.8
	150	105	780	3.9	355	35	125	59600	9.30	0	100	0	0	—
	125	103	1230	4.1	350	35	120	61300	9.25	0	100	0	0	—
C_3W_1	950	54	86	5.2	325	32	116	53800	8.62	8.62	0	0.74	7.4	7.4
	850	52	101	5.5	310	30	108	51700	8.46	8.46	0	0.70	8.4	8.4
	700	56	148	5.2	320	33	102	62100	9.98	9.98	0	0.78	11.5	11.5
	600	54	190	5.5	305	32	112	52300	8.56	7.10	17	0.62	13.7	16.5
	450	54	320	4.9	330	33	108	60500	8.84	6.63	25	0.60	21.7	29.1
	350	54	500	5.4	330	30	111	58900	8.46	0	100	0	0	—
B_3W_1	500	105	38	4.1	345	35	122	59400	9.47	9.74	0	0.99	3.9	3.9
	350	103	91	4.4	345	35	112	64700	9.62	9.62	0	1.02	9.7	9.7
	250	102	220	4.7	340	34	111	62500	9.51	9.51	0	0.80	18.4	18.4
	208	103	345	4.2	345	34	124	56800	8.34	8.34	0	0.70	28.8	28.8
	200	108	370	4.4	345	35	120	60400	9.58	9.58	0	0.80	30.8	30.8
	192	104	420	4.3	340	34	113	61400	8.85	8.78	0.8	0.65	30.7	30.9
	185	103	465	4.3	335	34	114	59900	9.54	9.34	2	0.71	34.6	35.3
	175	100	538	4.4	340	34	109	63600	9.36	9.24	1	0.82	46.0	46.5
	150	103	780	4.4	345	34	120	58700	9.45	0	100	0	0	—
	125	102	1230	4.3	345	34	118	59600	9.58	0	100	0	0	—
C_3W_1	1500	52	41	5.4	315	30	111	51100	8.62	8.62	0	0.75	3.5	3.5
	1200	50	59	5.7	305	30	100	54900	8.40	8.40	0	0.77	5.4	5.4
	950	53	86	5.5	305	32	114	51400	8.80	8.62	2	0.70	6.8	7.0
	700	57	148	5.1	320	33	107	59200	10.22	7.77	24	0.66	9.5	12.5
	550	53	220	5.0	330	34	106	63500	9.08	6.63	27	0.43	10.5	14.4
	500	54	260	4.7	350	35	120	61300	9.62	5.48	43	0.53	14.4	25.2
	470	51	300	5.4	330	32	106	59800	8.98	7.09	21	0.58	19.8	25.0
	400	53	400	5.4	330	32	114	55600	8.30	0	100	0	0	—
	350	52	500	5.2	325	32	101	61800	9.54	0	100	0	0	—

験を行ない、拘束度 (K) と溶接ピッチ (d) の関係を探ると Fig. 1 のごとくなる。この K - d 線図は $L=250 \times 250 \times 25$ で、 $l=50$ mm に対する結果である。ところで第一報の Fig. 21 の C1 直線もまったく同一の形状、同一の大きさの試験体の結果である。この両者を比較すると $C_{3.1}$ 直線は C1 直線とまったく同一であることがわかる。したがって鋼材の含有炭素量 ($C(\%)$) が 0.29% と本実験でもっとも大きい $C_{3.1}$ 直線と鋼材の $C(\%)$ が 0.12% と本実験ではもっと小さい C1 直線とは同じであり、鋼材の化学成分によって拘束度が変わることはありえないということが定量的に確かめられた。この現象は鋼のヤング率がほとんど等しいことなどから当然の結果と考えられる。なお K - d 線図の C1 直線は $d=200$ mm~500 mm のものであるのに対して、 $C_{3.1}$ 直線は $d=200$ mm~950 mm に対する結果であるので、これより他の系列の K - d 線図についても、第一報の Fig. 21 の線図をそれぞれ外挿した値を使用してもしたる支障は生じないと考えてもよからう。したがって外挿値の必要な場合は上記の要領で求めることとした。

4.2 拘束割れ試験

3.2 項に述べた試験方法によって各試験系列 (B_2W_1 , C_2W_1 , B_3W_1 および C_3W_1 系列) の実物模型試験体に試験ビードをおいて、拘束度に対する拘束応力および断面割れ率を求めた。その結果を Table 3 に示す。この表からまず試験ビードの溶接長が拘束度を求めたときの溶接長 ($l=50$ mm あるいは 100 mm) と若干相異なることがわかるが、その差はたかだか 10% 程度にすぎないので、拘束度は所定の溶接長 ($l=50$ mm あるいは 100 mm) のものとほとんど変わることがないとしてもさしたる支障とはならないであろう。したがって平均のど厚 ($\bar{h}_w$) (グロスあるいはネットのど厚) は前報とどうよう、のど断面積を一定として、溶接長を 50 mm あるいは 100 mm とした換算値で示してある。また溶接条件も前報の Table 3 を基準としたが、これも手溶接で行なったため、かなりのバラツキがあることがわかる。しかしそれらの入熱量の差は 10%~20% 程度であるので、この差が拘束応力に大きく影響するものではないと考えてもよいであろう。

次に得られたクイチガイおよび割れも第二報の Fig. 7 および Fig. 8 とほとんど同じ傾向であった。すなわちクイチガイは、F 側および B 側あるいは溶接線方向で異なっていた。また表面割れは本実験でもすべて B 側の止端部から入っていたが、ビードの始端側あるいは終端側のどちらから入るという明確な現象は認められなかった。断面割れも本実験ではすべて B 側の止端部から熱影響部に入っており、さらに貫通割れを起こしたものは熱

影響部から溶接金属を通して割れていた。また割れ破面も前報と同じく、50% 程度が脆性状破面であり、残りが延性破面であった。

4.2.1 拘束度と拘束応力および割れの関係

Table 3 から拘束度に対する拘束応力および断面割れ率の関係を各試験系列ごとにとりまとめて図示すると、Fig. 2~Fig. 5 のごとくなる。これらの図で $(\sigma_w)_{t=\infty}$ は実際応力 (ネットセクションでの値) であり、 $(\sigma_w)^*_{t=\infty}$ は見かけの応力 (グロスセクションでの値) であり、 $C_s(\%)$ は断面割れ率である。 $C_s=0$ の領域すなわち $K \leq K_{cr}$ では $(\sigma_w)_{t=\infty}$ と $(\sigma_w)^*_{t=\infty}$ は等しいが、 $C_s > 0$ になると $(\sigma_w)_{t=\infty}$ と $(\sigma_w)^*_{t=\infty}$ は当然異なったものとなる。

まず B_2W_1 系列 ($C=0.21\%$, $L=150 \times 150 \times 15$, $l=100$ mm) の結果をまとめたものを Fig. 2 に示す。この図

Fig. 2 Relation of intensity of restraint (K), reaction stress $((\sigma_w)_{t=\infty})$ and section cracking percentage (C_s), B_2W_1 series

Fig. 3 Relation of intensity of restraint (K), reaction stress $((\sigma_w)_{t=\infty})$ and section cracking percentage (C_s), C_2W_1 series

Fig. 4 Relation of intensity of restraint (K), reaction stress $((\sigma_w)_{t=\infty})$ and section cracking percentage (C_s), B_3W_1 series

Fig. 5 Relation of intensity of restraint (K), reaction stress $((\sigma_w)_{t=\infty})$ and section cracking percentage (C_s), C_3W_1 series

から K_{cr} は 425 kg/mm-mm であり, $(\sigma_w)_{cr}$ は 32.9 kg/mm² であり, この $(\sigma_w)_{cr}$ は鋼材の降伏応力より低いことがわかる. また $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ は $K \leq K_{cr}$ では, 両者の間にはほぼ直線関係があるようであるが, $K > K_{cr}$ になると $K=500$ kg/mm-mm 程度まで徐々に上昇し, $K > 500$ kg/mm-mm 程度になると急激に低下する.

つぎに Fig. 3 は C_2W_1 系列 ($C=0.21\%$, $L=250 \times 250 \times 25$, $l=50$ mm) に対する結果である. この図より K_{cr} は 148 kg/mm-mm で, $(\sigma_w)_{cr}$ は 11.1 kg/mm² であり, $(\sigma_w)_{cr}$ は鋼材の降伏応力の約 $1/4$ 程度でかなり低いことがわかる. さらに $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ は $K \leq K_{cr}$ ではやはりほぼ直線関係にあるが, $K_{cr} < K < \text{約 } 350$ kg/mm-mm では $(\sigma_w)_{t=\infty}$ とほとんど変わらないような上昇曲線をたどり, $K > \text{約 } 350$ kg/mm-mm 程度で急激に低下する.

Fig. 4 は B_3W_1 系列 ($C=0.28\%$, $L=150 \times 150 \times 15$, $l=100$ mm) の結果であり, B_1W_1 系列 (第二報参照) および B_2W_1 系列に比べて鋼材の含有炭素量が多いためのものである. この図から K_{cr} は 370 kg/mm-mm で $(\sigma_w)_{cr}$ は 31.5 kg/mm² であり, この $(\sigma_w)_{cr}$ もやはり母材の降伏応力より低い値であることがわかる. また $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ は $K \leq K_{cr}$ ではほぼ直線関係にある. いっぽう $K_{cr} < K < \text{約 } 200$ kg/mm-mm では B_2W_1 系列とどうよう $(\sigma_w)_{t=\infty}$ よりやや低い値となるが, $K > \text{約 } 500$ kg/mm-mm では $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ は急激に低下するようである.

最後に C_3W_1 系列 ($C=0.29\%$, $L=250 \times 250 \times 25$, $l=50$ mm) の結果を Fig. 5 に示す. この図から K_{cr} は 59 kg/mm-mm, $(\sigma_w)_{cr}$ は 4.7 kg/mm² であり, いずれも他の系列に比べてきわめて低い値であることがわかる. また $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ は $K \leq K_{cr}$ ではほぼ直線であり, $K_{cr} < K < \text{約 } 300$ kg/mm-mm では $(\sigma_w)_{t=\infty}$ との差はほとんどないが, $K > \text{約 } 300$ kg/mm-mm では $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ は急激に低下するようである.

以上各試験系列の拘束度と拘束応力および割れの実験的に検討してみたが, いずれの系列も $(\sigma_w)_{t=\infty}$ あるいは $(\sigma_w)_{t=\infty}^*$ と K の関係は, K の小さい領域では前報とどうよう直線関係にあることがわかる. この現象は溶接金属の伸びが, ルート間隙の弾性的変化量に比し無視しうほど小さいためと思われる. なお $(\sigma_w)_{t=\infty} = K$ 線図の立ちあがりの直線部分の勾配 m は本実験では, $m \approx 7.75 \times 10^{-2}$ 程度であり, 第二報の各系列 (A_1W_1 , B_1W_1 , C_1W_1 および D_1W_1 系列) の 7.5×10^{-2} とほぼ等しいことがわかる. したがって本実験での m は鋼材の化学成分によってほとんど影響を受けないものと考えて良い. またいずれの系列の $(\sigma_w)_{cr}$ も鋼材の降伏応力より低くなっている. これは前報の B_1W_1 系列あるいは C_1W_1 系列のものより鋼材の含有炭素量がそれぞれの系列で多いことに基因しているためと考えられる. また $(\sigma_w)_{cr}$ は K_{cr} 以上になってもある程度の拘束度までは, その大部分のものはなかなか低下しない.

4.2.2 限界拘束度および限界拘束応力によぼす

鋼材の化学成分および山形鋼のサイズの影響
本実験で得られた結果 (Fig. 2~Fig. 5) および前報の B_1W_1 系列, C_1W_1 系列の結果より限界拘束度 (K_{cr}), 限界拘束応力 $((\sigma_w)_{cr})$ および山形鋼材の含有炭素量 ($C(\%)$) についてまとめると Table 4 のようになる. ところで溶接部の割れについては, 一般に含有炭素量 ($C(\%)$) および等価炭素量 ($C_{eq}(\%)$) で討議されることが多いが, 本実験は三鋼種のための試験で, $C(\%)$ と $C_{eq}(\%)$ の相関性は到底得られない. そこでとりあえず

Table 4 Results of critical intensity of restraint (K_{cr}) and critical reaction stress ($(\sigma_w)_{cr}$) for carbon content (C) of B₁W₁, C₁W₁, B₂W₁, C₂W₁, B₃W₁ and C₃W₁ series

Testing series	Critical intensity of restraint K_{cr} (kg/mm-mm)	Critical reaction stress, $(\sigma_w)_{cr}$ (kg/mm ²)	Carbon content, C (%)
B ₁ W ₁	640	41.0	0.12
C ₁ W ₁	500	35.0	0.12
B ₂ W ₁	425	32.9	0.21
C ₂ W ₁	148	11.1	0.21
B ₃ W ₁	370	31.5	0.28
C ₃ W ₁	59	4.7	0.29

溶接部の割れに $C_{eq}(\%)$ と関連して重要な因子とされている $C(\%)$ のみで検討することとした。Table 4 から K_{cr} および $(\sigma_w)_{cr}$ は $C(\%)$ によってかなり影響を受けることがわかる。また K_{cr} および $(\sigma_w)_{cr}$ は前報で述べたように $C=0.12\%$ の鋼材では溶接長によってまったく影響を受けないということがわかった。しかし鋼材の $C(\%)$ が変われば、上記の関係が若干変わるかもわからないが、一応第二報の結果をも考慮して、鋼材の $C(\%)$ がふえても溶接長によって K_{cr} および $(\sigma_w)_{cr}$ は変わらないと仮定すると、それらの値は山形鋼のサイズ（とくに板厚）によって非常な影響を受けることがわかる。そこで Table 3 および前報の Table 4 より割れに対する拘束度と鋼材の $C(\%)$ の関係をまとめると、Fig. 6 および Fig. 7 のようになる。Fig. 6 は山形鋼のサイズが L-150×150×15 で、溶接長 (l) が 100 mm のもので、本実験中割れに対してもっとも

緩やかな条件の系列と考えてよいものである。この図から割れに対する限界拘束度 (K_{cr}) は $C(\%)$ がふえるにつれて低下する傾向が認められ、 K_{cr} と $C(\%)$ の関係はほぼ指数関係にあるようである。Fig. 7 は山形鋼のサイズが L-250×250×25 で $l=50$ mm のもので、本実験中拘束割れに対してもっとも厳しい系列と考えてよいものである。この図からこの系列も K_{cr} と $C(\%)$ の間にはほぼ指数関係があるようであるが、Fig. 6 に較べて当然のことながら $C(\%)$ が大きくなれば急激に K_{cr} が低下することがわかる。またこれらの図から拘束度が大きいほど完全破断しやすいこともわかる。つぎに Fig. 6 と Fig. 7 をまとめると Fig. 8 のようになる。この図から X 断面部材の鋼材の $C(\%)$ が同じならば、山形鋼のサイズが大きいほど K_{cr} は小さく、山形鋼のサイズが一定ならば、 K_{cr} は鋼材の $C(\%)$ が多くなる

Fig. 6 Relation of intensity of restraint (K) and carbon content (C) for cracking **Fig. 7** Relation of intensity of restraint (K) and carbon content (C) for cracking

Fig. 8 Relation between critical intensity of restraint (K_{cr}) for weld cracking and carbon content (C) of X section model specimens, and comparison with them and RRC test ((1), (2), (3))

ほど小さくなることわかる。また図中の (1), (2) および (3) であらわした K_{cr} は佐藤, 松井³⁾の RRC 試験での結果で, 参考までに本実験結果と比較のためにプロットしたものである。すなわち図中の点 (1) は軟鋼で, 板厚 15mm~40mm, 溶接入熱 12000 Joule/cm~32000 Joule/cm の結果であり, 点 (2) は60キロ級高張力鋼で, 板厚 20mm, 溶接入熱 13000 Joule/cm の結果であり, さらに点 (3) は80キロ級高張力鋼での結果であり, 溶接入熱は 24000 Joule/cm のものである。

ところで RRC 試験と本実験とは溶接部の溶接条件, ルート間隙および拘束形態などがそもそも異なり, さらに鋼材成分も異なるので, 比較すること事態ある意味ではナンセンスかもしれない。しかししいて比較するとすれば, X断面部材と同じような機械的性質を有する点 (2) の60キロ級のもので行ないうる。そこでこの点 (2) と X断面部材の K_{cr} と比較すると, 点 (2) の K_{cr} は X断面部材 ($L=150 \times 150 \times 15$, $l=100$ mm のもの) の K_{cr} よりかなり大きいことがわかる。この理由は上記のように両者の試験条件に相当な相異があり, X断面部材の $(\sigma_w)_{l=\infty} - K$ 線図の直線部分の勾配 (m) が RRC 試験のそれより大きいため, 限界拘束応力 $((\sigma_w)_{cr})$ が一定 (Fig. 9 では X断面部材の $(\sigma_w)_{cr}$ と RRC 試験の $(\sigma_w)_{cr}$ はほとんど等しい) ならば, m の値の大きい

Fig. 9 Relation between critical reaction stress $((\sigma_w)_{cr})$ for weld cracking and carbon content (C) of X section model specimens, and comparison with them and RRC test (point (2))

X断面部材の K_{cr} のほうが m の値の小さい RRC 試験の K_{cr} より小さくなるためなどであろう。

つぎに Table 4 から限界拘束応力 $((\sigma_w)_{cr})$ と鋼材の C (%) の関係を, 山形鋼のサイズをパラメーターとして図示すると Fig. 9 のようになる。この図は Fig. 8 とほぼ同一の傾向を示し, $(\sigma_w)_{cr}$ は鋼材の C (%) を一定にすると山形鋼のサイズが大きいほど小さく, 山形鋼のサイズを一定にすると鋼材の C (%) が多いほど, $(\sigma_w)_{cr}$ は小さくなっている。この理由は山形鋼のサイズが大きいほど, とくに板厚が大きいほど溶接部の冷却速度が大きくなり, また鋼材の C (%) が多いほど熱影響部の組織あるいは物理的性質が劣化し, 拘束応力に耐えがたくなるためと思われる。なお Fig. 9 には RRC 試験の結果のうち, 点 (2) の結果すなわち60キロ級の鋼材のみを X断面部材のそれと比較するためにプロットしている。この図から60キロ級の鋼材の RRC 試験での $(\sigma_w)_{cr}$ は, X断面部材の山形鋼のサイズ $L=150 \times 150 \times 15$ で, $l=100$ mm のものと同値であることがわかる。そこでなぜこのようになるかを考えてみよう。すなわち RRC 試験片 (板厚=20mm) の溶接部の冷却速度と X断面部材 (板厚=15mm) の溶接部の冷却速度は, 継手の形式, 溶接入熱あるいは溶接長などによって影響を受ける。そこでまず継手の形式について考えてみるに, RRC 試験は突合せ継手であるが, X断面部

材ではすみ肉継手 (冷却速度に関して) に近いものと考えられるので, その板厚あるいは溶接条件などが一定ならば, これら両者の冷却速度の差は非常に大きいと思われる。いっぽう溶接入熱あるいは溶接長の影響は上記の継手形状の影響に比べてかなり小さいものと考えられる。しかも, 上述の継手形状と入熱あるいは溶接長などの影響を総合したと考えてよい過去のデータ⁹⁾によると, 板厚 20 mm の突合せ継手の冷却速度と板厚 15 mm のすみ肉継手のそれはほとんど等しいとしても大きな誤りはないであろう。したがって以上のような理由から, RRC 試験の点 (2) と X 断面部材 (板厚=15 mm) の $(\sigma_w)_{cr}$ はほとんど等しくなったと考えてもよからう。

5. む す び

X 断面部材の溶接部の割れのない設計基準および材料基準を求めるため, 第二報では山形鋼のサイズおよび溶接長の影響を調べた。これに引き続いて本実験では, 拘束度と拘束応力および割れの関係が, 鋼材の化学成分によってどのような影響を受けるかについて, 実物模型試験体で検討した。その結果以下のようなことが明らかとなった。

1) 第一報で求めた拘束度 (K) は鋼材の化学成分が変わってもその影響を受けないことが実験的に確かめられた。

2) 拘束度 (K) と拘束応力 ($(\sigma_w)^*_{t=\infty}$) の関係 (Fig. 2~Fig. 5 参照) は, $K \leq K_{cr}$ (限界拘束度) の領域ではほぼ直線関係にあり, K_{cr} は本実験ではいずれも母材の降伏応力以下であった。この事実は鋼材の化学成分がその主因になっていると考えられる。

3) 前報で求めた割れに対する K_{cr} および $(\sigma_w)_{cr}$ と本実験のそれらをあわせて考えると, 鋼材の化学成分によってそれらは異なり, とくに鋼材の含有炭素量 (C(%)) が多くなるほど K_{cr} および $(\sigma_w)_{cr}$ は低下し, しかも山形鋼のサイズが大きいものほどその低下の度合いが大きいことがほぼ定量的に明らかとなった。

4) 割れの型式は前報とほとんど同じ様式であった。すなわち割れは B 側の止端部から熱影響部にかけて入っており, 貫通割れしたものは熱影響部から溶接金属を通過して割れていた。なお貫通割れしたものの破面は 50% 程度が脆性状破面で, 残りが延性破面であった。

謝 辞

本研究を行なうに際し種々貴重な助言および討議を賜った大阪大学佐藤邦彦教授, 松井繁朋助教授および日本鋼管株式会社市場開発部高地徳衛室長ならびに八幡製鉄株式会社役鈴木春義博士に深謝を表する次第である。さらに本研究用材料 (鋼材, 溶接棒) の開発および提供に全面的に御協力いただいた日本鋼管株式会社および八幡溶接棒株式会社からお礼申し上げますと同時に本実験の実施に際して熱心な協力をしていただいた吉田茂一君, 森修君および江端末春君にあわせて感謝の意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 森脇良一, 藤野真之, “X 断面部材の溶接割れに関する研究 (第二報)”, 投稿中。
- 2) 森脇良一, 藤野真之, “X 断面部材の溶接割れに関する研究 (第一報)”, 溶接学会誌, 第 37 卷 (1968), 第 10 号, p. 61。
- 3) 佐藤邦彦, 松井繁明, “溶接継手の拘束応力とこれにともなう溶接割れの研究”, 溶接学会誌, 第 36 卷 (1967), 第 10 号, p. 38。
- 4) 鈴木春義著, “最新溶接ハンドブック”, 山海堂, p. 505。