論文および報告

耐候性鋼板の割れ感受性について*

森 脇 良 一** 高 木 良 治**

On Crack Sensibility of Atmospheric Corrosion
Resistance Steels*

by Yoshikazu Moriwaki** and Yoshiharu Takagi**

Abstract

Recently, it became necessary to investigate the weldability, especially the weld cracking on weld joints, of the atmospheric corrosion resistance steels (ACR Steel). A test was, therefore, made to seek for the root cracking on three kinds of 50 kg/mm² class ACR Steel (36 mm thick) using the y groove weld cracking specimen regarded as the most famous one for the crack sensibility of the base metals in Japan. Assuming that the specimen would have various sizes, it seems that the difference might be caused by the intensity of restraint and the cooling rate of welding in each of the y groove specimens.

Four sorts of specimens, the sizes of which were different, were prepared to examine the crack sensibility of the base plate effected by weld heat, and then the correlation of their intensity of restraint was considered. Moreover the comparison between 50 kg/mm² class ACR Steel and SM 50 plate was mainly carried out in crack sensibility also.

The results of experiment are as follows;

- (1) The crack sensibility confirmed with JIS Z 3158 Specimen (y groove cracking specimen of one slit and smaller than Tekken type) was higher than that with the traditional Tekken type specimen (two slits).
- (2) The restraint coefficient K_0 of cracking specimens could be determined by the product of the modified coefficient a depending upon the restraint state of the specimen and the restraint coefficient K concerned with the slit length in the infinite plate.

$$K_0 = a \cdot K$$

- (3) There was no tendency noticed that the crack sensibility of 50 kg/mm² class ACR Steel grew worse than that of SM50 plate.

1. ま え が き

最近耐候性をそなえた高張力鋼が開発され使用されつつあり、この耐候性高張力鋼板の溶接性を調べるのが急務となってきた。溶接性のなかでも重要なものの一つである溶接割れの問題は特に厚板実合せ継手の初層溶接でもっとも顕著となると考えられるので、本研究では三種の50キロ級厚板耐候性鋼板を用いて主にそのルート割れについて検討することとした。

いっぽう工業的な溶接割れ試験としては種々のものがあるが、母材の溶接割れ感受性を調べるにはY開先拘束割れ試験がもっとも適切であるといわれており、我が国

においては広く用いられている。このY開先拘束割れ試験も以前は2スリット式の試験片 (JIS Z 3151 試験片) が用いられていたが、現在では1スリット式の JIS Z 3158 試験片 (斜めY型溶接割れ試験) が使用されている。ところで試験片の形状寸法が異なれば拘束度や冷却速度などが異なると考えられるから、それらの割れ感受性にも当然差異が生ずるであろう。

そこで JIS Z 3158 試験片を含んで形状寸法の異なる四種の試験片を用いて50キロ級厚板耐候性鋼板の割れ感受性を調べ、それらと拘束度の関係について主に考察した。また耐候性鋼板の割れ感受性をそれと同じ強度レベルの SM 50 のそれと比較し、さらにルート割れ率の求め方を JIS Z 3158 の算出法による値と綿密な測定値との間で比較してみた。

* 原稿受付 昭和43年5月2日

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

Table 1 Chemical Compositions of Test Steels

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	Nb	Ti	Ceq(1)	Ceq(2)
A	0.13	0.46	1.17	0.025	0.011	0.30	—	0.58	—	—	0.03	0.460	0.289
B	0.13	0.38	0.98	0.018	0.014	0.28	0.30	0.54	—	0.016	—	0.425	0.273
C	0.12	0.42	1.27	0.023	0.008	0.32	—	0.41	0.061	—	—	0.436	0.288

$$\text{Notes : } \text{Ceq}(1) = \text{C} + \frac{1}{6}\text{Mn} + \frac{1}{24}\text{Si} + \frac{1}{40}\text{Ni} + \frac{1}{5}\text{Cr} + \frac{1}{4}\text{Mo} + \frac{1}{14}\text{V}$$

$$\text{Ceq}(2) = \text{C} + \frac{1}{9}\text{Mn} + \frac{1}{40}\text{Ni} + \frac{1}{20}\text{Cr} + \frac{1}{8}\text{Mo} + \frac{1}{10}\text{V} + \left(\frac{1}{30}\text{Cu}\right)$$

Table 2 Mechanical Properties of Test Steels

Steel	thickness mm	yield strength kg/mm ²	tensile strength kg/mm ²	elongation %	bending test	impact value (vEo) kg-m
A	35	39	55	28	GOOD	26.7
B	36	38	53	29	"	9.7
C	36	43	55	30	"	22.0

2. 使用鋼材

使用鋼材は50キロ級の厚板の耐候性高張力鋼板(板厚36 mm)で, 微量元素の異なる A, B および C の三鋼種である。これらの化学成分および機械的性質を Table 1 および Table 2 にそれぞれ示す。使用溶接棒は50キロ級耐候性高張力鋼板用の低水素系の溶接棒で棒径4 mmφのものを使用した。これらの化学成分および機械的性質を Table 3 および Table 4 に示す。

Table 3 Chemical Compositions of Weld Metal of Test Electrode

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni
D5016	0.07	0.63	0.58	0.011	0.010	0.26	0.54

3. 実験方法

3-1. 試験片

JIS Z 3158 試験片を基本としてそれより拘束ビード部を短かくした小型試験片, 2 スリット式の鉄研式試験片およびそれよりやや小型の試験片の四種のもので試験を行なった。これらをそれぞれ S 型, SS 型, T 型および K 型とよぶことにする。これら試験片の形状寸法を Fig. 1 に示す。

試験片の加工はすべて機械切削によって行ない, 同一条件に対して三枚あて作製した。なお試験片のスリット間隙は試験結果に大きく影響すると考えられるので, この部分を精度よく作製するために, 拘束ビード部の開先きを Fig. 1 に示すように 1.5 mm だけ突合わせるよう

Table 4 Mechanical Properties of Weld Metal of Test Electrode

Electrode	diameter mm	yield strength kg/mm ²	tensile strength kg/mm ²	elongation %	bending test	impact value (vEo) kg-m
D5016	4	47.2	56.8	30.7	GOOD	18.0

Fig. 1 Shape and dimension of y groove restraint cracking test specimens

に加工し、しかもその部分が完全に溶け込むように拘束ビードを置いた。このようにして作製した試験片のスリット間隔は所定の 2 mm にほぼ一定となっていた。

3-2. 溶接方法

試験ビードの溶接は、350°C で 1 時間乾燥した後 150°C に保持した溶接棒を使用し、電流 170 A、電圧 20~24 V、溶接速度 150 mm/min の標準条件によって行なった。溶接方法としては溶接速度を標準の 150 mm/min に一定にするために、Fig. 2 および Photo. 1 に示すよう

Fig. 2 Welding apparatus of test bead

Photo. 1 Welding apparatus of test bead

な自動ガス切断器を利用した試験装置を作製し、それにより機械的に溶接を行なった。また低温割れには板の初温が大きな影響を与えると考えられるので、溶接前に試験片全体を均一に所定の温度すなわち -25°C, 0°C, 25

°C, 50°C, 75°C および 100°C にしてから試験ビードを置いた。ここで -25°C および 0°C の温度には恒温槽中に液体窒素を吹き込むことによって冷却し、50°C, 75°C および 100°C には乾燥炉に入れて加熱し所定の温度にした。なお湿度測定は試験片中央部に熱電対をさし込んで指示温度計で行なった。

試験中の実験室の環境は室温が 30°C±2°C でほぼ一定であったが、相対湿度は45~72%であった。この湿度の割れ感受性に与える影響についてはすでに報告が行なわれており¹⁾、それによると低水素系溶接棒を乾燥炉から出してすぐに溶接する限りでは湿度が大巾（たとえば 33~100%）に変化しても溶着金属中の水素量は変化せず、割れには影響ないようであるとされている。したがって上記湿度範囲では本実験の割れ感受性には影響がないものと考えてよからう。

3-3. 割れ率

割れ検査は溶接終了後48時間以上放置したのちスラグを取り除き、表面割れ、断面割れおよびルート割れを螢

Fig. 3 Calculating methods of cracking percentage on face, root and in cross section of weld

Face crack

Section crack

Photo. 2 Example of cracking

光磁粉探傷試験装置, 拡大鏡および顕微鏡などにより綿密に測定した。

割れ率の測定方法は Fig. 3 に示す要領で行ない, 断面割れ率についてはビードスタート部のビード巾が一定になる位置とビードクレーター部の中央位置とその間を四等分した位置の五断面における割れ率の平均値で求めた。またルート割れ率を求めるために, これら五断面を含めた多数の断面について調べた。なお割れ状況についてその一例を示すと Photo. 2 のようである。Photo. 2 の上部のものは蛍光磁粉探傷試験による表面割れ状況を, 割れないものと一部あるものおよび全面に割れのあるものについて示しており, また下側にはそれぞれの主な断面割れ状況を示している。

4. 試験結果および考察

50キロ級耐候性鋼板の厚板 (約 36 mm) における種々の寸法の試験片による Y 関先拘束割れ試験結果を, とりまとめて Table 5 に示す。またこれらを割れ率と板の初温の関係について図示したものが Fig. 4 である。なおこれらの値または点は各試験条件に対して三枚の試験片で試験を行なった結果の平均値である。

Fig. 4 からまず各試験片の割れ感受性について比較してみると 2 スリット式の鉄研式試験片 (T 型), 鉄研式よりやや小型の試験片 (K 型) および拘束ビード部の短かい 1 スリット式の小型試験片 (S S 型) は各鋼材でほぼ

同程度の割れ感受性を示しているが, 標準の JIS Z 3158 試験片 (S 型) は三鋼材とも他の試験片よりかなり高温側に位置している。これは JIS Z 3158 試験片 (S 型) が他の試験片より主に拘束がきびしいことによっているものと考えられる。これらの割れ感受性をもう少し具体的に比較するために, 割れ率と板の初温の関係から Fig. 5 に示す位置での板の初温を各試験片について求めてみると, Table 6 のようになる。

この Table 6 から三鋼材とも Y 型試験片による結果は T 型および S S 型のそれらより約 20~30°C 高温側にあることがわかる。たとえばルート割れが発生し始める板の初温すなわちルート割れ発生温度 ($R T_0$) で比較し

Table 6 Initial temperature of specimen at 50% on face, section and root cracking percentage, root crack critical temperature and root crack initiation temperature

Steel	Specimen type	face	section	root		
		$R T_{50}$	$S T_{50}$	$R T_{50}$	$R T_{CR}$	$R T_0$
A	S	-4	+12	+25	+46	+75
	T	-27	-6	+7	+32	+50
	S S	-28	-7	+5	+29	+50
B	S	+22	+35	+52	+75	+100
	T	+5	+11	+17	+31	+75
	S S	—	—	—	—	—
C	S	+37	+52	+70	+90	(+125)
	T	+10	+28	+47	+73	(+105)
	S S	+6	+25	+45	+72	(+100)

Table 5 Results of ygroove Restraint Cracking Test with Atmospheric Corrosion Resistance Steels

specimen type	initial temperature (°C)	A steel			B steel			C steel		
		face	section	root	face	section	root	face	section	root
S type	-25	78.7	91.2	98.2	74.7	93.1	100	83.7	95.2	100
	0	45.8	77.5	97.8	61.0	95.7	100	71.0	89.5	100
	25	0	24.1	48.9	43.8	74.8	97.3	70.0	89.6	100
	50	0	0.6	1.8	0	20.0	52.0	27.0	54.7	97.3
	75	0	0	0	0	4.5	19.0	0	11.3	34.7
	100	0	0	0	0	0	0	0	0.6	6.0
T type	-25	44.9	88.4	100	90.6	98.9	100	87.3	97.4	100
	0	11.0	34.2	59.8	66.4	91.5	97.9	61.7	91.9	99.4
	25	0	6.5	16.7	0	9.7	25.1	33.9	57.8	86.1
	50	0	0	0	0	0.7	2.4	0	18.4	44.7
	75	0	0	0	0	0.5	2.0	0	2.3	4.7
	100	0	0	0	0	0	0	0	0.9	1.0
K type	25	0	0.5	11.8	0	8.2	19.8	—	—	—
	50	0	0.8	3.6	0	3.5	9.6	—	—	—
	100	0	0	0	0	0	0	—	—	—
S S type	-25	41.9	87.5	100	—	—	—	—	—	—
	0	9.0	36.3	60.7	—	—	—	66.6	88.4	100
	25	0	6.6	14.2	—	—	—	10.0	45.6	93.8
	50	0	0	0	—	—	—	0	16.6	40.2
	75	—	—	—	—	—	—	0	1.3	5.8

Fig. 4 Results of y groove restraint cracking test with atmospheric corrosion resistance steels

Fig. 5 Various values of initial temperature of specimen to compare with crack sensitivity

てみると、A鋼材の場合S型では75°C、T型およびSS型では50°Cであり、またB鋼材の場合S型では100°C、T型では75°Cである。C鋼材についてはさらに高温側にあつて、大体S型では125°C、T型で105°C、SS型で100°Cとみてよい。したがってJIS Z 3158試験片から判断するならば、ルート割れを全く発生しないようにするためにはA鋼材で75°C、B鋼材で100°C、C鋼材で100°C以上(125°C)の予熱が必要ということ

になる。

いっぽう割れ試験結果と実際構造物の施工に必要な予熱温度との相関関係については、実際構造物といってもきわめて多種多様なものがありたとえ対象構造物が定まってもそれにはやはり種々な継手型式があるため、詳細にわたって明確化することじたい非常にむづかしからう。しかし一般的にいって割れ試験片は実際の構造物より、その拘束度がきびしい場合が多いという測定結果²⁾がある。上記の事実に実際の橋りよう製作での溶接施工における裏ハツリの実施(突合せ溶接継手部ではほとんど行なわれている)などを考え合わせると、実際施工の予熱温度としてはルート割れ発生温度(rT_0)より相当低い温度であっても实际的にさしたる問題になるとも思われない。Table 6にはFig. 5のルート割れ率と板の初温の関係から、その最大傾斜部の接線と割れ率の0%との交点で示される温度 rT_{cr} (この温度を割れ発生臨界温度とよぶことにする) が同時に求められているが、この割れ発生臨界温度 rT_{cr} での割れ深さは最大で約1mm程度のものであり、したがってこの程度の割れであれば裏ハツリがどれほど粗雑であっても完全に除去し得るものである。そこで実際施工に際しての予熱温度はこの rT_{cr} をとつてもじゆう分すぎるぐらいであらう。

この割れ発生臨界温度 R_{TCR} と割れ発生温度 R_{T_0} の相関関係を求めてみると Fig. 6 に示すように大体直線関係で示されるようであって, 本実験での鋼材についていえば R_{T_0} は R_{TCR} より約 30°C 高いことがわかる。

Fig. 6 Relation between root crack initiation temperature R_{T_0} and root crack critical temperature R_{TCR}

次に鋼材について比較すると三鋼材でその割れ感受性がかかなり異なっている。たとえば Table 6 の S 型試験片の割れ発生温度 R_{T_0} で比較すると, A, B, C の順に約 25°C ずつ高温側にあることがわかる。これは割れ感受性を支配する因子の一つである各鋼材の化学成分のうち, 特に微量元素 (Ti, Nb, V) のちがいによるものであると考えられる。

さらに拘束割れ試験片の拘束度について考えてみよう。まず拘束係数を「溶接しようとする長さ l の部分のルート間隙を弾性的に平均 1 mm だけ変化させることによって, 長さ l の部分に生ずる平均応力の大きさ」であらわすという定義にしたがって考察することとする。

今, かりに無限板中に長さ L の任意形状のスリットがあるとして, そのスリット中の長さ l の領域にのみ一様な応力 σ_0 を加えたときのスリット兩岸の近より (クイチガイ) を考えてみる (Fig. 7 参照) と, これは次式であらわされる³⁾。

Fig. 7 Dislocation in an infinite plane

すなわち

$$\sigma_0 = K \cdot \frac{\sigma_l}{l} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$K = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{l}{L} \cdot \frac{E}{L} \cdot \frac{1}{\phi} \quad \dots\dots\dots (1')$$

上式で

σ_0 : スリット中の長さ l にかかる一様な応力 (kg/mm^2)

K : 無限板の拘束係数 ($\text{kg}/\text{mm}^2 \cdot \text{mm}$)

$\frac{\sigma_l}{l}$: クイチガイ $\frac{\sigma_l}{l}$ の平均値 (mm)

l : 一様な応力 σ_0 のかかる長さ (= 溶接長) (mm)

L : スリット長さ (mm)

E : ヤング率 (kg/mm^2)

ϕ : 溶接長 l のスリット長さ L に対する相対位置によって定まる無次元量

したがって (1) 式の K が溶接に際しての拘束係数ということになる。しかしながらこの拘束係数 K は無限板に対する値であって, 本実験に使用したような有限巾の試験片の拘束係数 K_0 はこの K の値より小さいものと思われ, それゆえこの K の値を有限板について補正することが必要となる。

今かりに拘束係数 K と K_0 の関係が (2) 式のようない一次式で与えられると仮定すると, 修正係数 a を定めることによって有限板の拘束係数 K_0 が求められることになり, 実際上好都合である。

$$K_0 = a \cdot K \quad \dots\dots\dots (2)$$

上式で

K_0 : 試験片の拘束係数 ($\text{kg}/\text{mm}^2 \cdot \text{mm}$)

K : 無限板の拘束係数 ($\text{kg}/\text{mm}^2 \cdot \text{mm}$)

a : 修正係数

いっぽう修正係数 a を定めるために, スリット型試験片において試験片の全長 W と拘束部の長さ C との関係 (3) 式のようにおく。

$$b = \frac{C}{W} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに

b : 拘束比

C : 拘束部の長さ (mm)

W : 試験片の全長 (mm)

そうするとこの b の値が 1 に近いほど拘束は大きく (無限板の場合 $b=1$), また 0 に近いほど拘束が小さくなる (自由収縮の場合 $b=0$) ということになり, この拘束比 b は拘束係数と密接な関係があるものと考えられる。

渡辺, 佐藤両教授の行なった拘束度計による修正リーハイ試験片の拘束係数の測定結果⁴⁾ から修正係数 a と拘束比 b を計算したものが Table 7 であり, それらの関

Table 7 Restraint coefficient of Lehigh restraint cracking test Specimen

Specimen type	Slit length L (mm)	Bead length l (mm)	Restraint length X (mm)	Specimen length W (mm)	Restraint bead length C (mm)	Restraint ratio b	Restraint coefficient K_0 (kg/mm ² ·mm)	modified coefficient $a = \frac{K_0}{K}$
A	100	75	40	167.5	67.5	0.403	33.5	0.245
			50	187.5	87.5	0.467	53.9	0.393
			70	227.5	127.5	0.560	59.7	0.436
			80	247.5	147.5	0.596	65.5	0.478
			90	267.5	167.5	0.626	67.2	0.496
			90	267.5	167.5	0.626	69.5	0.507
			100	287.5	187.5	0.652	75.2	0.549
			∞	∞	∞	1	—	—
B	150	125	40	217.5	67.5	0.310	10.9	0.121
			50	237.5	87.5	0.368	20.5	0.228
			60	257.5	107.5	0.418	27.1	0.302
			70	277.5	127.5	0.460	33.8	0.376
			80	297.5	147.5	0.496	35.5	0.395
			100	337.5	187.5	0.556	44.6	0.497
			100	337.5	187.5	0.556	43.6	0.486
			∞	∞	∞	1	—	—

Table 8 Calculated values of restraint coefficient in y groove restraint cracking test specimens

	Mark	S type	T type	K type	SS type
Slit length (mm)	L	80	85	75	80
Bead length (mm)	l	75	85	75	80
Restraint coefficient in an infinite plane (kg/mm ² ·mm)	K	168.1	157.4	178.3	167.4
Specimen length (mm)	W	200	330	300	130
Restraint bead length (mm)	C	120	160	150	50
Restraint ratio	b	0.60	0.485	0.50	0.385
Modified coefficient	a	0.49	0.36	0.38	0.26
Restraint coefficient (kg/mm ² ·mm)	K_0	82.3	56.7	67.7	43.9

Fig. 8 Relation between modified coefficient a and restraint ratio b in modified Lehigh restraint cracking test specimens

係を図示すると Fig. 8 のようになる。Fig. 8 から a と b の関係は (4) 式であらわされるとみなしてもよからう。

$$a = b^{1.4} \quad \dots\dots\dots(4)$$

したがって拘束係数 K_0 は

$$K_0 = b^{1.4} \cdot K \quad \dots\dots\dots(5)$$

で推定されることになる。参考までにこの関係を本実験に適用して計算してみると、Table 8 のごとくなる*。Table 8 からわかるように JIS Z 3158 試験片 (S 型) の拘束係数は他の試験片に比べて相当大きく、K 型、T 型および S S 型の順に小さくなっており、S S 型の拘束係数は S 型のその 1/2 程度であることがわかる。

これらの拘束係数に板厚を乗じた拘束度と前述の割れ発生温度 $R T_0$ との関係を図示すると Fig. 9 のようになる。図中の各曲線は割れ発生の限界拘束度をあらわしている。この図から割れ発生温度 $R T_0$ はある領域内の拘束度 (本実験では拘束度 < 2400 kg/mm²·mm) では余り変わらないが、拘束度がそれ以上になると急激に高温側に移る傾向が認められる。

次に割れ感受性を調べる場合、冷却速度と割れ率の関係もしばしば用いられるものである。高張力鋼板におい

* この推定値のもとになる実験値はリーハイ試験片によるものであるがこれと鉄研式 (あるいは Y 型拘束割れ試験) と同じくスリット型割れ試験片であることに変わりがない。したがって同一拘束条件においてはそれらの拘束係数はほとんど同一となるはずである。また開先形状も測定試験片は X 型、本実験の場合は Y 型と異なるが、これらも拘束係数に大きな差異を生ぜしめる因子とは考えられない。

Fig. 9 Relation between intensity of restraint and root crack initiation temperature in y groove restraint cracking test specimens

Fig. 10 Definition of cracking index

ではルート割れは比較的低温で発生することが知られており、その付近の温度での冷却速度が割れ発生に特に影響をもつと考えられる。たとえばボンド部の 300°C での冷却速度と割れ率の関係から、Fig. 10 に示したような定義⁵⁾にもとづいた冷却速度の値のうちルート割れに関係あると考えられる割れ感受性指示数 C_r および C_i を JIS Z 3158 試験片について求めてみると、A 鋼材では $C_r=13.8$, $C_i=11.6$, B 鋼材で $C_r=11.7$, $C_i=8.8$, C 鋼材で $C_r=9.5$, $C_i=7.2$ である。またこの割れ感受性指示数 C_r および C_i と (6) 式の鈴木、田村の延性に立脚した炭素当量の値⁶⁾との関係を、本実験の各鋼材および種々の SM 50 および 50 キロ級耐候性鋼材についてまとめて図示すると、Fig. 11 および Fig. 12 のようになる。ただしこれらは JIS Z 3158 試験片の結果である。また図中の直線は鈴木、稲垣および中村によって得られた推定式⁷⁾ ((7) 式) によるものである。

$$C_{eq} = C + \frac{1}{9}Mn + \frac{1}{40}Ni + \frac{1}{20}Cr + \frac{1}{8}Mo + \frac{1}{10}V + \left(\frac{1}{30}Cu\right) \quad \dots\dots\dots (6)$$

Fig. 11 Relation between cracking index C_r and carbon equivalent

Fig. 12 Relation between cracking index C_i and carbon equivalent

$$\left. \begin{aligned} C_r &= (-40C_{eq} + 19.5) \pm 2.5 \\ C_i &= (-35C_{eq} + 15.5) \pm 2.5 \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (7)$$

これらの図から SM 50 の 20 mm 厚のものについてはこの推定式は比較的良好に当てはまっていることがわかる。いっぽう SM 50 の板厚 25~42 mm のものおよび 50 キロ級耐候性鋼材の 25~42 mm のものはほとんどがこの推定式より上側にきている。さらに本実験に使用した耐候性鋼材でもこれと同様の傾向を示している。このように予想に反した傾向を示す理由についてはわからない。この問題に関しては別の観点より、さらにじゅう分検討する必要があるようにも思われる。しかし全般的にみると 50 キロ級耐候性鋼材の割れ感受性は本実験のような厚板のものでも、SM 50 材とはほぼ同程度と考えてもよさそう。

次にルート割れ率の求め方で JIS Z 3158 では五断面における断面割れ状況から算出するように規定されているが、これが妥当なものであるかどうかを再確認する意味で、各試験片に対して綿密にルート割れを測定した値と上記 JIS の算出法による値を比較してみた。これらの関係を JIS Z 3158 試験片および鉄研式試験片につい

Fig. 13 Comparison between precise measuring value and calculating value due to 5 section crack (by JIS Z 3158) on root crack

て示すと、Fig. 13 のようになる。この図から総体にくく分 JIS 算出法による値のほうが綿密測定値より大きめであるが、ほとんど変わらないといってもよいことがわかる。したがってルート割れ率を JIS の算出法によって求めても、じゅう分精度よく求まることが確認された。

5. ま と め

三種の50キロ級厚板耐候性高張力鋼板を用いて四型式のY開先拘束割れ試験を実施し、主にルート割れについて検討した結果以下のような結論を得た。

- (1) 拘束割れ試験片の拘束係数 K_0 は、試験片の拘束状態で定まる修正係数 a とスリット部の長さおよびそこで溶接部のしめる位置などで定まる無限板での拘束係数 K との積

$$K_0 = a \cdot K$$

で求められるということが明らかとなった。この式によって本実験における各形式の試験片の拘束係数を求めてみると、JIS Z 3158 試験片 (S型) がはるかに大きく2スリット式の鉄研割れ試験片より小型のもの (K型)、鉄研式割れ試験片 (T型)、S型試験片より拘束ビード部の短い試験片 (SS型) と順次小さくなるということがほぼ定量的に明らかとなり、各鋼材の割れ発生の限界拘束度が求められた。またこの限界

拘束度曲線からルート割れ発生温度 $R T_0$ は、ある範囲内 (本実験では拘束度 $< 2400 \text{ kg/mm} \cdot \text{mm}$) の拘束度では余り変わらないが、拘束度がそれ以上になると急激に高温側に移る傾向があるということも明らかとなった。

- (2) 50キロ級耐候性鋼材の割れ感受性は厚板の場合でも、SM 50 材とほぼ同程度と考えてもよからう。
- (3) ルート割れ率は JIS Z 3158 の算出法によって、じゅう分精度よく求めるということが確認された。

参 考 文 献

- 1) 酒井利一、武子康平、“高張力鋼の溶接低温割れにおよぼす気温および湿度の影響”，溶接学会溶接冶金研究委員会資料 (WM-184-67)。
- 2) 佐藤邦彦，“鋼構造物の溶接低温割れ感受性の評価について”，JSSC, Vol. 3 (1967), No. 23, p.12~24。
- 3) 木原博、増淵与一、松山泰、小椋陽，“溶接順序が収縮および残留応力におよぼす影響”，造船協会論文集，第98号，p. 123~134。
- 4) 渡辺正紀、佐藤邦彦，“溶接割れ試験体の拘束係数と拘束力について”，溶接学会誌，第33巻 (1964)，第7号，p. 513~523。
- 5) 鈴木春義、稲垣道夫、中村治方，“高張力鋼溶接部のルート割れに関する研究 (第3報)，金材技研報告，第6巻 (1963)，第3号，p. 188~198。
- 6) H. Suzuki, H. Tamura, “Weldability of High Strength Steels Evaluated by Synthetic Heat-Affected-Zone Ductility Test (IIW Doc. IX-288-61)”, Trans. of NRIM, Vol. 2 (1959), p.119~125。
- 7) 鈴木春義、稲垣道夫、中村治方，“高張力鋼溶接部のルート割れに関する研究 (第7報)，金材技研報告，第8巻 (1965)，第6号，p. 455~466。