論文および報告

溶接割れ試験体の拘束係数と拘束力について*

渡辺正紀** 佐藤邦彦**

Evaluation of Restraint Intensity and Reaction Force
for Some Weld Cracking Test Specimens*

By Masaki Watanabe* Kunihiro Satoh**

Abstract

It is well known that reaction stresses of weldments produced during cooling under external restraint will be one of the serious factors affecting on weld cracking particularly on cold cracking. That is the reason why various types of restrained specimen have been used for weld cracking test. Reaction stresses in these specimens will be changed by the two factors; the one is the relative rigidity of weld metal to restrained specimen and another is free contraction due to welding. Weld cracking test results may be influenced by the rigidity of specimen used even if the same conditions of materials and heat input are used. Therefore, it will be important for the evaluation of weld cracking test results to obtain informations on the rigidity of cracking test specimens.

In order to consider the rigidity of restrained specimens, restraint coefficient was used, the definition of which is such that the restraint coefficient is equal to average value of transverse stress along weld line necessary to produce average elastic change of root gap of unit magnitude along the weld line. The restraint coefficient thus defined will be calculated with elastic theory for restrained specimens of simple shape, however, the calculation will be difficult for more complicated specimens and practical welded joints. For the measurements of restraint coefficient a new apparatus called "Restraint Meter" was designed by the authors. Principle of the restraint meter is that separating force is applied to both beveled edge planes of a weld groove before welding by the action of a wedge pushed into the groove and then the change of root gap is measured with displacement gauges. The separating force per unit change of root gap will be increased with the increase of rigidity. The restraint coefficient can be obtained from the separating force.

Measurement of restraint coefficient by the restraint meter was performed for various cracking test specimens such as Lehigh type, N.R.L. type and Tekken type, which is widely used in Japan.

Restraint coefficient of Lehigh type specimens ranges between 33 and 75 Kg/mm². mm for 75 mm weld length and 11 and 45 Kg/mm². mm for 125 mm weld length. Tekken weld cracking specimen shows 59 Kg/mm². mm restraint coefficient. Restraint coefficient of N.R.L. type specimen is much smaller than the above two because a end of weld groove is opened. (See Column (4) in Table 1.)

The restraint coefficient obtained has close relationship to reaction force due to welding by the equation

$$R = ph\bar{\Delta}_l$$

where R : reaction force due to welding

p : restraint coefficient

h : thickness of plate

l : weld length

$\bar{\Delta}_l$: average elastic dislocation along weld line

The relationship was confirmed for Lehigh cracking test specimens as shown in Table 2. (See Columns (5) and (8) in Table 2.)

1. 緒言

拘束状態で溶接された継手に生ずる拘束応力は、溶接ワレとくに比較的低温まで冷却したのちに生ずるいわゆ

*原稿受付 昭和39年2月20日(昭和39年度溶接学会春季全国大会にて発表)

**正員 大阪工学部 Member, Welding Engineering of the Osaka University

- (a) Lehigh 型ワレ試験体 $\begin{cases} l=75 \text{ mm}, L=100 \text{ mm} \\ l=125 \text{ mm}, L=150 \text{ mm} \end{cases}$
 (b) 鉄研式ワレ試験体: $l=80 \text{ mm}, L=90 \text{ mm}$
 (c) NRL 型ワレ試験体: $l=212.5 \text{ mm}, L=237.5 \text{ mm}$

これらの試験体の拘束係数を p とすると、長さ l なる溶接部のど断面に働く平均拘束応力 $\bar{\sigma}_w$ および拘束(引張)力 R は、拘束係数の定義によって、

$$\bar{\sigma}_w = \frac{ph\bar{\Delta}_l}{h_w} \quad (1)$$

$$R = \bar{\sigma}_w h_w l = phl\bar{\Delta}_l \quad (2)$$

ただし $\bar{\Delta}_l$: 溶接によって溶接長 l の部分に生ずるルート間隙の弾性的変化量の平均値

h : 母板の板厚

h_w : 溶接部ののど厚

と与えられる³⁾。本研究の後半では、測定した拘束係数 p を用い、式(2)によって推定した拘束力 R の値と実際に溶接によって生ずる拘束力とを比較検討する。

3. 拘束度計

突合せ継手の拘束係数を求めるのに、筆者らは以前に手動ジャッキによって継手の両側において溶接線に直交する外力を加え、ルート間隙の変化と加えた外力との関係から拘束係数を求めるという方法を採用した⁷⁾。今回使用した拘束度計は、原理はこれと類似しているが、クサビを開先面内に圧入することによって開先面内に直接荷重を加えるという点が異なっている。

拘束度計の外観を Photo. 1 に示す。Fig. 3 はその概要図である。図の手動ジャッキ J を回転してクサビ W に下向きの力を加え、試験片 S のルート間隙を押し広げる。この場合、加えた下向きの力は手動ジャッキ J と枠 F との間に挿入した Load cell L によって測定される。

Photo. 1 Restraint meter

S: specimen
 W: wedge (angle 60°, thickness 10 mm)
 J: jack L: load cell
 F: frame B: base plate
 P: pin C: camber gauge

Fig. 3 Restraint meter design

ルート間隙の拡がりを測定するには図に示すような変位計 C (標点距離 50 mm) を用いる。クサビに加えた力とルート間隙の変化量とから拘束係数を算定するのである。なお大型試験片や実際の製品について測定する場合には、支持台 B と枠 F とをつなぐピン P をとりはずして使用する。この拘束度計ではクサビの角度を 60°, 厚さを 10 mm とした。したがって溶接線上の任意の位置で長さ 10 mm の部分の局所的な拘束係数を求めることが可能である。

別の論文⁹⁾で報告したように、クサビに F なる下向きの力を加えたとき、試験板の面内でルート間隙を押し広げる方向に働く力 P の大きさは、開先面の表面状況によって異なり、クサビの斜面と開先面との摩擦が小さいほど P/F の値は大となる。開先面が自動ガス切断面で、これに油を塗布した場合(以下に述べる実験ではこのような場合について行なった。)には

$$P = 0.72 F \quad (3)$$

である。拘束度計の Load cell によって測定した F の値を式(3)を用いて力 P に換算し、これと変位計によって測定したルート間隙の変化量とから、後に述べる方法によって拘束係数を算定した*。

4. 実験の手順

板厚 20 mm の造船用鋼材を用いて Fig. 2 に示した 3 種類総計 16 コの試験体を作製した。試験体の溶接グル

*この拘束度計の信頼性については既に確認されている。すなわち、拘束係数の理論的算定が可能な H 型拘束試験体を用い、拘束度計によって得られた拘束係数が理論値ときわめてよく一致することが確かめられている。(文献 3))

Fig. 4 Location of camber gauges and loading points

ーブを横切って Fig. 4 に示すような位置に変位計を配置した。変位計は薄いバネ鋼を円弧状に曲げ、これに電気抵抗線歪ゲージを貼付したもので、標点距離は 50 mm である。各変位計は試験板の表裏両面の対応する位置にとりつけられ、歪ゲージを表裏シリーズに結線して試験板の面内の変位だけが計測されるようにしてある。

Fig. 4 において溶接グループに直交する多数の矢印は、拘束度計のクサビを圧入して試験体に荷重を加えた位置を示している。前述のようにクサビの厚さは 10 mm であるから、荷重点の位置ではほぼ集中荷重が加わるとみてさしつかえあるまい。まずクサビを荷重点 1 の位置に圧入荷重して各変位計のよみを計測し、つぎに除荷して荷重点 2 の位置に圧入荷重して同様の計測を行なう。以下同様の手順で各荷重点において負荷、計測を行なった。これらの測定値から、個々の荷重点に $P=1$ ton の面内荷重を加えた場合の変位計両脚の移動量 δ (変位計の両脚が開く場合を正とする。) が求められる。

Lehigh 型試験体の一部 ($X=40,70$ および 100 mm のもの) については、Fig. 4 (a-1) に示すような荷重方法によっても実験を行なった。これは、溶接グループの中心にだけ負荷して、この点のルート間隙の変化量だけから拘束係数を推算するという、より簡便な方法が可能であるかどうかを検討する目的で行なったのである。

このようにして求められた変位計両脚の移動量 δ mm/ton の測定値は、変位計の標点距離 50 mm に対するものであって、ルート間隙の変化量の真の値 Δ mm/ton をあ

らわしていない。あとに述べるように、可能なかぎり δ の測定値を補正した。

5. 拘束係数の算定法

上述の方法で求めた変位計両脚の移動量 δ mm/ton あるいはその補正值 Δ mm/ton から拘束係数を求めるには、つぎのようにした。

算定法 1

Fig. 1 に示す一般の場合について考える。図において長さ L のスリットの任意の点 x に拘束度計を用いて面内荷重 $P=1$ ton を加えた場合、他の任意の点 λ におけるルート間隙の変化を $\Delta(\lambda, x)$ mm/ton とする。前述のように筆者らの拘束度計ではクサビの厚さが 10 mm で比較的小さいので、 P を荷重点 x における集中荷重と仮定すると、 $\Delta(\lambda, x)$ を $x=x_1 \sim x_2$ の区間で積分した

$$\int_{x_1}^{x_2} \Delta(\lambda, x) dx \equiv \Delta_l(\lambda) \quad (4)$$

は L 上の任意の区間 $x=x_1 \sim x_2$ に単位長さあたり 1 ton の等分布荷重を加えた場合の λ 点におけるルート間隙の変化に相当する。つぎに $\Delta_l(\lambda)$ の $\lambda=x_1 \sim x_2$ 区間における積分平均値を求める。

$$\frac{1}{x_2 - x_1} \int_{x_1}^{x_2} d\lambda \int_{x_1}^{x_2} \Delta(\lambda, x) dx = \frac{1}{x_2 - x_1} \int_{x_1}^{x_2} \Delta_l(\lambda) d\lambda \equiv \bar{\Delta}_l \quad (5)$$

とすると $1/\bar{\Delta}_l$ は $x=x_1 \sim x_2$ 区間のルート間隙を平均 1 mm 変化させるに要する単位溶接長当りの力 (ton/mm. mm) に相当する。したがって拘束係数 p は

$$p = \frac{1}{h \bar{\Delta}_l} \quad (6)$$

ただし h : 試験体の板厚

によって与えられる。

筆者らの実験では変位計の位置 λ と荷重点 x の種々の組合せについて、変位計両脚の移動量 $\delta(\lambda, x)$ mm/ton あるいはその補正值 $\Delta(\lambda, x)$ が求められているから、これを用いて上述の順序で計算することにより拘束係数が求められる。

算定法 2 (簡便法)

算定法 1 では多数の荷重点と多数の変位計の組合せについて測定しなければならないので実用的でない。そこで Fig. 1 に示す区間 $x=x_1 \sim x_2$ の中点 $m (= (x_1 + x_2)/2)$ に荷重を加えた場合のこの点のルート間隙の変化量 $\Delta(m, m)$ を測定し、これだけから所要の拘束係数を求める方法を考えた。そのために $\Delta(\lambda, x)$, $\Delta_l(\lambda)$ の分布状態についてつぎの仮定を設ける。

- 1) $d(\lambda, x)$ は x の3次曲線で与えられる。
 2) $d(\lambda, 0) = d(\lambda, L) = 0$ とする。
 3) $d(\lambda, x)$ は $x = \lambda$ において最大値をもつ。すなわち

$$\left(\frac{\partial d(\lambda, x)}{\partial x} \right)_{x=\lambda} = 0$$
 と仮定する。

- 4) $d_l(\lambda)$ は λ の3次曲線で与えられる。
 5) $d_l(0) = d_l(L) = 0$ とする。
 6) $d_l(\lambda)$ は λ が区間 $x_1 \sim x_2$ の中点 $m = (x_1 + x_2)/2$ とスリットの中点 ($x = L/2$) との丁度中間位置 $n = (L + 2m)/4$ において最大となる。すなわち

$$\left(\frac{\partial d_l(\lambda)}{\partial \lambda} \right)_{\lambda=n} = 0$$
 と仮定する。

$d(\lambda, x)$, $d_l(\lambda)$ の分布について上述のようなそれぞれ3コづつの仮定を設けると、拘束係数は $d(m, m)$ の測定値だけから次式によって求められる。(附録参照)

$$p = \frac{1}{h} \cdot \frac{1}{C l d(m, m)} \quad (7)$$

ただし、 C は溶接長 l がスリット長 L の中で占める位置によって定まる係数で、

$$C = \left[1 - \frac{\alpha^2 \{1 - 3\beta(1-\beta)\}}{12\beta^2(1-\beta)^2} \right] \times \left[1 - \frac{\alpha^2 \{13 - 36\beta(1-\beta)\}}{12\beta(1-\beta)\{5 - 4\beta(1-\beta)\}} \right] \quad (8)$$

ただし $\alpha = \frac{l}{L}$, $\beta = \frac{m}{L}$

から計算される。係数 C の値はつぎのようになる。

Lehigh 型ワレ試験体:

$$\left. \begin{aligned} l = 75 \text{ mm の場合 } \alpha = \frac{3}{4}, \beta = \frac{1}{2} \therefore C = 0.660 \\ l = 125 \text{ mm の場合 } \alpha = \frac{5}{6}, \beta = \frac{1}{2} \therefore C = 0.590 \end{aligned} \right\} (9)$$

鉄研式ワレ試験体: $\alpha = \frac{8}{9}, \beta = \frac{1}{2} \therefore C = 0.543$

6. 拘束係数の実験結果

3種の拘束ワレ試験体について、つぎに述べる1), 2), 3)の場合について拘束係数を算定した結果を一括して Table 1 に示す。

- 1) 補正した d の値を用い算定法2 (式(7)) による計算値……第4欄
 2) 補正しない d の値 (δ) を用い、算定法2 (式(7)) による計算値……第5欄
 3) 補正しない d の値 (δ) を用い、算定法1 (式(6)) による計算値……第6欄

つぎにこれらの結果について考察する。

Lehigh 型ワレ試験体

まず最初に変位計両脚の移動量 δ の測定値をそのまま用い、算定法1による計算値と算定法2による計算値とを比較してみた。

算定法2によると、拘束係数は式(7), (9) から

$$\left. \begin{aligned} l = 75 \text{ mm の場合 } p = \frac{1000}{990 d} \text{ kg/mm}^2 \cdot \text{mm} \\ l = 125 \text{ mm の場合 } p = \frac{1000}{1475 d} \text{ kg/mm}^2 \cdot \text{mm} \end{aligned} \right\} (10)$$

と与えられる。この式の d は溶接グループの中点に負荷

Table 1 Calculation of Restraint Coefficient

			(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)
Specimen			δ at midpoint of slit	δ' calculated by eq. (11)	d $=\delta+\delta'$	Restraint coefficient p (kg/mm ² ·mm) calculated by		
			$\left(\frac{\text{mm}}{\text{Ton}}\right)$	$\left(\frac{\text{mm}}{\text{Ton}}\right)$	$\left(\frac{\text{mm}}{\text{Ton}}\right)$	eq. (7) corrected d value used.	eq. (7) uncorrected δ value used.	eq. (6) uncorrected δ value used.
Lehigh	75 mm	X						
		40 mm	23.5×10^{-3}	6.5×10^{-3}	30.0×10^{-3}	33.5	43.0	50.1
		50	12.5	6.2	18.7	53.9	80.9	—
		70	11.2	5.9	17.1	59.7	90.1	76.6
		80	9.5	5.7	15.2	65.5	106.2	—
		90	9.5	5.5	15.0	67.2	106.2	—
		90	9.0	5.5	14.5	69.5	112.2	—
	100	8.0	5.4	13.4	75.2	126.1	141.5	
	125 mm	40	55.2	7.1	62.3	10.9	12.3	13.2
		50	26.4	6.7	33.1	20.5	25.6	—
		60	18.1	6.3	24.1	27.1	37.4	—
		70	14.1	6.1	20.1	33.8	48.0	52.2
		80	13.2	5.9	19.1	35.5	51.3	—
		100	9.6	5.6	15.2	44.6	70.6	—
		100	10.0	5.6	15.6	43.6	67.8	60.0
	Tekken			14.0	5.6	19.6	58.9	—
NRL			—	—	—	—	—	0.92

した場合のルート間隙の変化量であるが, この Δ のかわりに変位計両脚の移動量 δ の値 (これは Table 1 の第 1 欄に示されている。) を補正することなしに用いて計算すると, Table 1 の第 5 欄のようになる. いっぽう Fig. 4 (a-2) に示した負荷方法によって得られた測定値を使用し, 算定法 1 によって計算した拘束係数の値は Table 1 の第 6 欄に示されている. (これらの計算に必要な δ , δ_1 , δ_2 曲線を Fig. 5, Fig. 6 に示す. 積分はすべてプランメータによって行なった.)

第 5 欄の値と第 6 欄の値とを比較すると, 算定法 2 による計算値は算定法 1 による計算値に対して 7~17% 程度の誤差が認められるが, 近似的には算定法 2 によって計算してもさしつかえなからう.

そこでつぎに δ の測定値を補正して, 拘束係数のより妥当な値を求めてみた. この補正はつぎのようにして行なった.

いま試験体のスリットの中点 M に荷重を加えた場合の状態を Fig. 7 に示すように長さ L , 巾 X なる矩形板に置換えて考えてみる. 変位形の脚の位置を N とする. 実験求められた δ は N 点における荷重線方向の変位の 2 倍に相当する. 荷重点 M におけるルート間隙の変化 Δ は

Fig. 5 Curves of displacement δ per unit load in Lehigh restraint specimens, $l=125$ mm

Fig. 6 Curves of displacement δ_1 per unit distributed load along l in Lehigh restraint specimens, $l=125$ mm

Fig. 7

測定値 δ に N 点と M 点との相対変位の 2 倍 δ' を加えたものにひとしい. これを二次元弾性理論によって求めると, 荷重 $P=qah=1$ ton の場合,

$$\delta' = \frac{2}{\pi E h} (\log \frac{d^2}{a^2} + 2 - \nu + k) \quad (11)$$

ただし E : ヤング率

h : 試験体の板厚

a : 荷重部分の長さ (本実験では $a=10$ mm)

d : MN の距離 ($=25$ mm)

k : L/X と d/X によって定まる定数

$$k = (1 - \nu) \frac{d}{X} - \left(\frac{15 + 36\nu}{10} - \frac{3\nu\pi L}{2X} \right) \times \left(\frac{d}{X} \right) \left(1 - \frac{d}{X} \right) + \frac{1 + 2\nu}{2} \left(\frac{d}{X} \right) \left(1 - \frac{d}{X} \right) \times \left(1 - \frac{2d}{X} + \frac{2d^2}{X^2} \right) \quad (12)$$

と与えられる⁹⁾. 式 (11), (12) に所要の数値を代入して δ' を求めると Table 1 の第 2 欄のようになる. これを第 1 欄に示した δ の値と比較すると, X の大きいほど補正項の影響が大きいことがわかる.

以上のような補正によって求めた Δ の値を Table 1 の第 3 欄に示す. これを式 (10) に代入して拘束係数を求めると Table 1 の第 4 欄のようになる. 当然のことで

あるが X が一定の場合には l の小さいほうが拘束係数は大きい。また l が一定の場合には X の大きいほど拘束係数は大となるが、その割合は漸次減少し、拘束係数はかならずしも X に比例しない。(Fig. 8 参照)

Fig. 8 Restraint coefficient of Lehigh restraint specimens

鉄研式ワレ試験体

算定法 2 によって拘束係数を次式から計算した。

$$p = \frac{1000}{870d} \text{ kg/mm}^2 \cdot \text{mm} \quad (13)$$

式 (11), (12) によって補正した d の値は 19.6×10^{-3} mm/ton であって、 $p = 58.9 \text{ kg/mm}^2 \cdot \text{mm}$ と計算される (Table 1 参照)。これは Lehigh 型ワレ試験体の $l = 75 \text{ mm}$, $X = 70 \text{ mm}$ の場合にほぼ相当する。

NRL 型ワレ試験体

算定法 1 によって計算した。(計算に必要な δ , δ_l , δ_i 曲線を Fig. 9, Fig. 10 に示す。) ただしこの場合には、測定した δ の値をそのまま使用し他の試験体で行なったような補正をしていない。それにもかかわらず、拘束係数の値は Table 1 の第 6 欄に示すように $p = 0.92 \text{ kg/mm}^2 \cdot \text{mm}$ であって、Lehigh 型および鉄研式ワレ試験体の拘束係数に比較していちじるしく小さい。この種の試験体では溶接グループの一端が開放されているために、このような異常に小さい値が得られたのである。このよ

Fig. 9 Curves of displacement δ per unit load in NRL restraint specimen

Fig. 10 Curve of displacement δ_i per unit distributed load along l in NRL restraint specimen

うな試験体でも、溶接グループの開放端から溶接が進行すると、既溶接部が拘束材として働くので、溶接終点付近だけについていえば拘束係数はかなり大きくなると考えられる。したがって溶接グループの一端が開放されているこの種の試験体の拘束係数の評価については、なお検討すべき問題が残されていると思う。

7. 拘束係数と溶接によって生ずる拘束力との関係

拘束継手の任意の長さ l の部分の拘束係数を p とすると、この部分を溶接することによって生ずる拘束力 R は前出の式 (2) によって与えられる。前項で測定された拘束係数の値を使用し、式 (2) から拘束力を推定することが可能かどうかを確認するため、つぎのような実験を行なった。

実験方法

実験には Lehigh 型ワレ試験体 (Fig. 2(a)) を使用し、イルミナイト系 4 mmφ 溶接棒を用いて溶接を行なった。溶接条件を Table 2 第 1 欄に示す。この種のワレ試験体では、初層の溶接による拘束力が問題となるので、溶接はすべて一層だけとした*。

試験体の拘束材部分と溶接線に沿って、あらかじめ Fig. 11 に例示するような要領でコンタクト・メータの

ボール (標点距離 25 mm) を表裏両面に打ちこみ、溶接前後における標点距離の変化を計測した。つぎに溶接後溶接ビードに沿ってガス切断で開放した後、ふたたび同様の計測を行なった。

溶接によって生ずる拘束力

ϵ_x , ϵ_y : 溶接によって拘束材の CD 線および EF 線上に生ずる溶接線方向および直角方向の歪の変化 (板の表裏両面の平均値)

* $l = 75 \text{ mm}$ の試験体のうち、 $X = 40, 50, 60 \text{ mm}$ のものは、実験の手違いで溶接電流 115 A で行なったため、溶接部にワレを生じたので、以後の実験から除外した。

Table 2 Restraint Force in Lehigh Restraint Specimens

		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	
<i>l</i> (mm)	<i>X</i> (mm)	Welding conditions		Restraint force (Ton) along			Acting point of <i>R</i> Forward from mid-point of weld line (mm)	Average shrinkage (mm)	Average dislocation (mm)	<i>R</i> Estimated by eb. (2) (Ton)
		Current (Amp)	Length of electrode used (mm)	CD <i>R_{CD}</i>	EF <i>R_{EF}</i>	Weld line <i>R</i>				
75	70	145	70	-2.87	-5.44	8.31	23	0.137	0.078	7.03
	80	145	90	-4.47	-4.68	9.15	4	0.150	0.095	9.27
	90	145	70	-5.17	-4.84	10.01	-3	0.134	0.086	9.05
125	40	180	150	-0.68	-2.39	3.07	45	0.341	0.195	4.87
	50	180	140	-1.25	-4.88	6.13	44	0.345	0.200	10.00
	60	180	145	-5.23	-6.70	11.93	5	0.322	0.166	11.2
	70	180	200	-6.21	-10.90	17.11	25	0.357	0.231	18.6
	80	180	165	-6.6	-8.9	15.5	19	0.320	0.236	21.0
		180	170	-8.4	-10.0	18.4	7	0.296	0.178	19.5
	100	155	170	-8.2	-10.1	18.3	11	0.222	0.152	16.7

Fig. 11 Location of contact gauge balls, gauge length 25 mm

ϵ_x', ϵ_y' : 溶接ビードを切断することによって, 拘束材の CD 線および EF 線上に生ずる溶接線方向および直角方向の歪の変化 (板の表裏両面の平均値)

とすると, 溶接によって拘束材に生ずる溶接線に直角方向の残留応力は, 拘束材に塑性変形を生じないかぎり, 次式で与えられる.

$$\sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2}(\epsilon_y + \nu\epsilon_x) \quad (15)$$

また溶接ビードの切断によって拘束材部分で開放される溶接線に直角方向の応力は

$$\sigma_y' = -\frac{E}{1-\nu^2}(\epsilon_y' + \nu\epsilon_x') \quad (16)$$

と与えられる. (ϵ_x, ϵ_y) および (ϵ_x', ϵ_y') の測定値から上の式によって求めた σ_y および σ_y' の代表例 ($l=125$ mm, $X=70$ mm の場合) を Fig. 12 に示す.

図にみられるように, σ_y の分布は拘束材断面上で一様でなく, 溶接部に近い部分では大きな圧縮応力, 自由端では引張応力となっており, 溶接によって拘束材には

一様圧縮と曲げを生ずることがわかる. σ_y 曲線を積分して得られるこの一様圧縮力の大きさは, 図から推定されるように溶接始端側の CD 断面よりも溶接終端側の EF 断面のほうが概して大きい. これは溶接の進行にともなって既溶接部が漸次冷却し, これが拘束として働らくため, 溶接終端側により大きな拘束力が働らくためと考えられる.

σ_y' の分布についても上と同様の特性が観察されるが, 一般には両者の大きさはかならずしも一致しない. それは試験体の拘束の程度が大きくなると, とくに溶接終端側の E 点の付近には降伏点を超える応力が発生し, もはや式 (15) のような弾性式が成立しなくなるからである. 本実験では $l=125$ mm, $X \geq 70$ mm の試験体にこのような状態が観察された.

そこで溶接部に働らく拘束力 R を求めるには σ_y' の測定値を用いることとし, 次式から算定した.

$$\left. \begin{aligned} &\text{溶接部に働らく拘束力 } R = -(R_{CD} + R_{EF}) \\ &\text{ただし} \\ &R_{CD}: \text{CD 断面に働らく圧縮力 } (= \int_{CD} \sigma_y' dA) \\ &R_{EF}: \text{EF 断面に働らく圧縮力 } (= \int_{EF} \sigma_y' dA) \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

R_{CD} , R_{EF} および R の大きさとその着力点の一例を Fig. 12 に示す. 前述のように $|R_{EF}| > |R_{CD}|$ であるから, 溶接部に働らく拘束力 R の着力点は, 溶接線の中点から溶接終端側に片寄った位置にある.

以上の方法で求めた各試験体の R の値とその着力点 (溶接線の中点から溶接進行方向への距離で示す.) を Table 2 第 4, 第 5 欄に示す. 当然のことながら X の大きいほどすなわち拘束係数の大きいほど大体において R の値は大となっている. 実験値のばらつきは各試験

Fig. 12 Reaction stress, restraint force, shrinkage and dislocation in Lehigh restraint test, $l=125$ mm, $X=70$ mm specimen

体毎に溶接条件が多少ずつ異なることによるものであろう。Rの着力点は1つの例外を除いていずれも溶接線の中点から溶接終端側にあり、溶接終端側に大きな拘束力が働らくことがわかる。

拘束係数から推定した拘束力

つぎに拘束度計によって測定された拘束係数 (Table 1 第4欄) を用い、式 (2) によってこの場合の拘束力を推定してみる。

溶接線 AB に沿って生ずる収縮および溶接後 AB 部を切断することによって生じたクイチガイ (いずれも板の表裏両面の平均値) の分布の代表例 ($l=125$ mm, $X=70$ mm の場合) を Fig. 12 に示す。収縮とクイチガイとはほぼ類似の分布特性を示すが、その大きさは後者の方が小さい。各試験体の平均収縮量と平均クイチガイ量は Table 2 第6, 第7欄に示すとおりで、平均クイチガイ量は平均収縮量のおよそ60%前後であった。

いま、式 (2) における $\bar{\Delta}_i$ に上述の平均クイチガイ量を使用し、これと Table 1 第4欄に示した拘束係数の値を用いて各試験体の拘束力を計算してみると、Table 2 第8欄のようになる。これを同表第4欄の拘束力の実測値と比較してみると、両者は大体において一致しており、拘束係数と平均クイチガイ量とから溶接部に働らく拘束力が推定されることが確認された。

8. 結 論

本研究では、溶接ワレ試験結果の定量的考察のための

第1歩として、各種拘束ワレ試験体の剛性 (拘束係数) を測定するとともにその意義について考察した。本研究の内容は大別して (1) 拘束係数の求め方、(2) 各種拘束ワレ試験体の拘束係数の比較、(3) 拘束係数と拘束力との関連性の3つに分けられる。これらについて得られた結論の要点をつぎに述べる。

(1) 拘束係数の求め方

- 1) 筆者らの使用した拘束度計は、溶接グループにクサビを圧入することによって、溶接グループに局部的な荷重を加えることができるので、突合せ継手の任意の溶接長に対する拘束係数を求めるのに有用である。
- 2) 拘束度計による測定値から拘束係数を算定するのに2つの方法を考えた。第1 (算定法1) は拘束係数を求めようとする部分に溶接グループを横切っていくつかの変位計を配置し、拘束度計を用いてグループ上のいくつかの点に荷重を加えることによって得られた変位計の測定値を基にして式 (5), (6) によって計算する方法である。
- 3) 拘束係数算定の簡便法 (算定法2) として、拘束係数を求めようとする溶接グループの中点に負荷した場合のこの点におけるルート間隙の弾性的変化量から、式 (7), (8) によって計算してもよい。
- 4) 変位計の標点距離はできるだけ小さい方が望ましい。標点距離が大きいと、拘束係数は過大に評価される。

5) 溶接グループの面とクサビの斜面との摩擦はできるだけ小さい状態で実験するのがぞましい。

(2) 各種拘束ワレ試験体の拘束係数

1) Lehigh 型ワレ試験体の拘束係数は, 溶接長 l と拘束材の寸法 X によっておよそつぎのように異なる。

$l=75\text{ mm}$ $X=40\text{ mm}$; $p=39\text{ kg/mm}^2\cdot\text{mm}$

$X=50$; $p=50$

$X=70$; $p=60$

$X=80$; $p=66$

$X=90$; $p=68$

$X=100$; $p=75$

$l=125\text{ mm}$ $X=40\text{ mm}$; $p=11\text{ kg/mm}^2\cdot\text{mm}$

$X=50$; $p=21$

$X=60$; $p=27$

$X=70$; $p=34$

$X=80$; $p=36$

$X=100$; $p=44$

このように拘束係数は X に正比例しない。

2) 鉄研式ワレ試験体の拘束係数は $59\text{ kg/mm}^2\cdot\text{mm}$ で, Lehigh 型ワレ試験体の $l=75\text{ mm}$, $X=70\text{ mm}$ の場合にほぼひとしい。

3) NRL 型ワレ試験体のように溶接グループの一端が開いている型式のものでは, 本研究の方法で拘束係数を求めるといじむしく小さい値となる。この種の試験体でも, グループの開放端から溶接が進行すると, 既溶接部が一種の拘束材として働らくため, 溶接終端付近にはかなりの拘束応力の誘起が予想される。この種の試験体の拘束係数の評価についてはなお検討を要する。

(3) 拘束係数と溶接によって生ずる拘束力との関連性

1) Lehigh 型ワレ試験体の溶接によって生ずる拘束力は, 溶接によって生ずる溶接部の平均クイチガイ量と上記の拘束係数とから式(2)によって推定した拘束力と大体において一致する。したがって本研究で求めた拘束係数は溶接による拘束力と密接な関連性がある。

2) Lehigh 型ワレ試験体の溶接による拘束力の着点, 溶接ビードの midpoint よりも溶接終端側にかたよった位置にある。換言すれば溶接終端側に大きな拘束力が働らくことになる。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり, 八幡製鉄株式会社から種々御援助をいただいた。

また実験には, 石本, 山根, 岸君らの協力を得ている。ここに深く謝意を表する。

付録 拘束係数の算定式(7), (8)の誘導

Fig. 1 に示す区間 $x_1 \sim x_2$ 上で $d(\lambda, x) = \text{一定} = d(m, m)$ なる理想的な場合を考えると, 式(4), (5)から

$$\bar{d}_l = l d(m, m) \quad (a)$$

となる。しかし一般には $d(\lambda, x)$ は区間 $x_1 \sim x_2$ 上で一定でないから, $\bar{d}_l$ は上と異なる。そこで修正係数を C とし,

$$\bar{d}_l = C l d(m, m) \quad (b)$$

とおくと, 係数 C の値は区間 $x_1 \sim x_2$ の位置と, この区間上での $d(\lambda, x)$ の分布状態によって異なるであろう。

$d(\lambda, x)$ の分布について本文中に示した3つの仮定を設けると, $d(\lambda, x)$ はつぎようになる。

$$d(\lambda, x) = d(\lambda, \lambda) \left\{ K_1(\lambda) \left(\frac{x}{L} \right) + K_2(\lambda) \left(\frac{x}{L} \right)^2 + K_3(\lambda) \left(\frac{x}{L} \right)^3 \right\} \quad (c)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} K_1(\lambda) &= \frac{L^2(2L-3\lambda)}{\lambda(L-\lambda)^2} \\ K_2(\lambda) &= -\frac{L^2(L^2-3\lambda^2)}{\lambda^2(L-\lambda)^2} \\ K_3(\lambda) &= \frac{L^3(L-2\lambda)}{\lambda^2(L-\lambda)^2} \end{aligned} \right\} \quad (d)$$

式(c)を本文中の式(4)に代入して積分すると,

$$\begin{aligned} d_l(\lambda) &= d(\lambda, \lambda)(x_2 - x_1) \left\{ K_1(\lambda) \cdot \frac{x_1 + x_2}{2L} \right. \\ &\quad + K_2(\lambda) \cdot \frac{x_1^2 + x_1x_2 + x_2^2}{3L^2} \\ &\quad \left. + K_3(\lambda) \cdot \frac{(x_1 + x_2)(x_1^2 + x_2^2)}{4L^3} \right\} \quad (e) \end{aligned}$$

つぎに $d_l(\lambda)$ の分布についても本文中に示した3つの仮定を設けると, $d_l(\lambda)$ はつぎようになる。

$$d_l(\lambda) = d_l(n) \left\{ K_1(n) \left(\frac{\lambda}{L} \right) + K_2(n) \left(\frac{\lambda}{L} \right)^2 + K_3(n) \left(\frac{\lambda}{L} \right)^3 \right\} \quad (f)$$

ただし $K_1(n)$, $K_2(n)$, $K_3(n)$ は式(d)において λ の代りに n とおいたものに等しい。式(f)から

$$d_l(\lambda) = d_l(m) \times \frac{K_1(n) \left(\frac{\lambda}{L} \right) + K_2(n) \left(\frac{\lambda}{L} \right)^2 + K_3(n) \left(\frac{\lambda}{L} \right)^3}{K_1(n) \left(\frac{m}{L} \right) + K_2(n) \left(\frac{m}{L} \right)^2 + K_3(n) \left(\frac{m}{L} \right)^3} \quad (g)$$

式(g)を本文中の式(5)に代入して積分すると

$$\bar{d}_l = d_l(m) \times \frac{K_1(n) \cdot \frac{x_1 + x_2}{2L} + K_2(n) \cdot \frac{x_1^2 + x_1x_2 + x_2^2}{3L^2} + K_3(n) \cdot \frac{(x_1 + x_2)(x_1^2 + x_2^2)}{4L^3}}{K_1(n) \left(\frac{m}{L} \right) + K_2(n) \left(\frac{m}{L} \right)^2 + K_3(n) \left(\frac{m}{L} \right)^3} \quad (h)$$

式 (h) の $d_l(m)$ は式 (e) において $\lambda=m$ とおくことにより次式で与えられる。

$$d_l(m) = d(m, m)(x_2 - x_1) \left\{ K_1(m) \cdot \frac{x_1 + x_2}{2L} + K_2(m) \cdot \frac{x_1^2 + x_1 x_2 + x_2^2}{3L^2} + K_3(m) \cdot \frac{(x_1 + x_2)(x_1^2 + x_2^2)}{4L^3} \right\} \quad (i)$$

式 (h), (i) から, $d(m, m)$ を知って $\bar{d}_l$ を求めることができる。

$$x_2 - x_1 = l, \quad x_2 + x_1 = 2m$$

$$(x_2 + x_1)^2 = \frac{1}{2}(4m^2 + l^2), \quad x_1 x_2 = \frac{1}{4}(4m^2 - l^2)$$

なることを考慮し, かつ $l/L = \alpha$, $m/L = \beta$ なる記号を用いると, 本文中の式 (6) と式 (b), (h), (i) とから式 (7), (8) が導かれる。

文 献

- 1) 佐藤邦彦; 溶接継手の外的拘束に影響する要因について, 溶接学会誌 Vol. 33 (昭-39) No. 6, pp. 439-445
- 2) 田村博; 溶接割れ試験法について, 溶接学会誌 Vol. 31 (昭-37) No. 12, pp. 934-941
- 3) 渡辺正紀, 佐藤邦彦; 溶接継手の拘束度および拘束応力に関する研究 (拘束度計の試作について), 造船協会論文集 110号 (昭-37), pp. 487-496
- 4) 佐藤邦彦; 溶接継手の拘束度および拘束応力に関する最近の研究, 溶接学会誌 Vol. 30 (昭-36) No. 4 pp. 212-218
- 5) R.D. Stout and W. Doty; "Weldability of Steels," Welding Research Council, New York (1953) pp. 232-234
- 6) 大谷裕; 溶接棒の割れ試験, 溶接学会誌 Vol. 16 (昭-22) No. 5
- 7) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 高木乙麿, 麻生文太郎; 船体ブロック溶接継手の拘束度ならびに収縮, 造船協会論文集 104号 (昭-34) pp. 153-162
- 8) S. Timoshenko and J.N. Goodier; "Theory of Elasticity" McGraw-Hill, New York (1951), Chap. 4

『溶接部の試験と検査』

日刊工業新聞社 溶接技術講座 第12巻

工 博 鈴 木 春 義 共 著
理 博 石 井 勇 五 郎

本書は, 破壊試験と非破壊試験とに大別され, 前者は鈴木博士が後者は石井博士がそれぞれ担当執筆されている。第1篇破壊試験の前半では各試験法の基礎として, 材料強度試験, 物理的試験 (物性試験, ひずみの測定, 温度測定など), 化学的試験化学分析試験, 腐食試験など, 組織試験についての基礎的事項を溶接の問題と関連させながら解説している。破壊試験の後半では, 溶接棒試験, 溶接継手試験, 溶接性試験, 切欠靱性試験など, 溶接上重要な各種試験法について, その意義, 方法, 実験上の注意事項問題点について解説し, さらに溶接技術検定にも言及している。第2篇非破壊試験では, 溶接部の非破壊試験法としてもっと

も広く用いられている放射線検査に多くの頁数を割いて解説されており, 超音波検査法, 電磁氣的検査法, 浸透検査, 線応力測定法についても述べられている。

本書は溶接技術講座の1巻として執筆された関係上, 著者もその序文で述べておられるように, 頁数の制限のために記述を簡略にされた部分もあるけれども, 少ない頁数 (430頁) のなかで現在溶接に関連するあらゆる試験検査法を取りまとめて要領よく解説されており, 参考文献も多いので, 溶接関係の研究者, 技術者, 学生の参考図書として有用であると思う。

(佐藤 邦彦)