

円柱およびI型断面げたのすみ肉溶接継手の 引張拘束度係数に関する実験的研究

Experimental Study on Tensile Restraint Coefficients of Fillet Welded Joints Tack-welded on Hollow Cylinders and I-section Girders

小玉 茂* 吉田 紘一** 井藤 昭夫***

Shigeru KODAMA, Koichi YOSHIDA and Akio ITOH

本文では、溶接継手に生ずる引張拘束度について中空円柱およびI型断面げたの各種の鋼材や板厚からなる模型で実験を行った結果を示した。

実験は、円柱模型とIげた模型の仮付け溶接による拘束度係数 R_{F0} の測定を行い、その後それぞれに本溶接を行い、冷却後の溶接低温割れの有無を観察し、 P_w (溶接割れ感受性指数) との関連について考察した。この主な成果は次のようになる。

- 1) 円柱模型の平均拘束度係数 R_{F0} は、板厚にかかわらず約 15~18 kgf/mm²/mm である。
 - 2) Iげた模型では、仮付け溶接による継手の個数でなく継手の位置によって R_{F0} が左右される。また R_{F0} の平均的な値は板厚 8 mm では 8 kgf/mm²/mm, 16~25 mm では 28~32 kgf/mm²/mm である。
 - 3) けたの本溶接では、 P_w が 0.3% を越える模型に縦割れの発生が見られた。
- 《接合；拘束度；すみ肉溶接；模型実験》

The restraint coefficient R_{F0} of fillet tack-welded joints on hollow cylinders and I-section girders made of various steels of 16 to 25 mm thickness were determined and observations of cold cracking with girders which had been formal welded, were made. The results may be summarized as follows.

- 1) The average coefficients R_{F0} in model hollow cylinders are about 15 to 18 kgf/mm²/mm regardless of plate thickness.
- 2) On the model girders the coefficients R_{F0} are not determined by the number of tack-welded joints but by their positions. The average values of R_{F0} are 8 kgf/mm²/mm at 8 mm thickness and 28 to 32 kgf/mm²/mm at 16 to 25 mm thickness.
- 3) A longitudinal crack was observed at formal welded joints in a girder and the weld cracking parameter P_w was measured to be over 0.3%.

Keywords: Restraint intensity, Fillet weld, Experiment model.

本文は北海道開発局土木試験所構造研究室と専修大学北海道短期大学との共同研究の成果である。

*構造研究室員 **同室長 ***元第2研究部長 現専修大学北海道短期大学土木科教授

はじめに

著者らは、先の論文^{1~3)}で箱げたの溶接継手（以下単に継手と呼ぶ）に生ずる引張拘束度について報告してきた。

本文は引続いて、橋脚などに用いられる中空円柱およびI型断面げた（以下けたと呼ぶ）の拘束度係数を各種の鋼材や板厚からなる模型で実験を行ったので、その成果を報告する。

すみ肉継手の割れについては、ヒールクラック割れ感受性指数や面内曲げ変形による変形割れの研究^{4,5)}や、初層溶接による熱応力から拘束の強さと割れの形態を研究したものがある⁶⁾。

また、突合わせルート割れ試験の結果から、指針や規格として文献7-10に板厚と予熱条件が規定されている。さらに、JIS Z 3158-y ルート割れの発生条件を水素の拡散、応力集中と溶接割れ感受性組成 P_{CM} に注目して新しい割れ感受性指数についての研究¹¹⁾、また、船こくブロック継手の拘束度の実測から、初層溶接の割れ限界拘束度についての報告などがある¹²⁾。

ところで、本文では一般に用いられている次の式(1)の割れ感受性指数 P_w ^{13,14)} に注目し、式(1)中の R_F を円柱とけたについて求め、仮付け継手への適用を論ずることとする。

$$P_w = P_{CM} + H/60 + R_F/40000 (\%) \dots\dots\dots (1)$$

式(1)の P_{CM} は鋼材の化学成分、 H は溶接金属中の拡散性水素量 (cc/100 g)、 R_F は継手の拘束度 (kgf/mm²) であり、拘束度係数を R_{F0} (kgf/mm²/mm) として母板厚

(mm, 継手に載荷したとき引張応力が作用するたとえばけたのウェブなどを母板と呼ぶことにする) との積で表示される。

本文ではこの引張応力による引張拘束度に限定し、かつ予熱条件は式(1)が適用されるものとする。

模型の鋼種は円柱に SM 50 B (板厚 16, 19, 25 mm) を、けたに SM 50 B, SM 58 Q (両鋼種とも板厚 8, 16, 25, 32 mm) を用いた。

けたには式(1)の適用外の SM 41 A (板厚は SM 50 B, SM 58 Q と同じ) をつけ加えて仮付け溶接による R_{F0} の観測を行った。その後、各けた模型にそれぞれ同様な本溶接を行い、冷却後の溶接低温割れの有無を観察し、 P_w との関連について考察した。

一方、円柱およびけたを薄肉シェル要素による F.E.M. 解析を行い、継手の近傍の母板の応力と継手一継手間の開先変位を計算し、応力と変位から R_{F0} を求め、母板厚との積から R_F を算出した。

以上により、本研究では円柱およびけたの仮付け溶接により生ずる拘束度 R_F を模型実験と F.E.M. 解析によって明らかにすることを試みたものである。

1. 実験体の材料および模型

円柱およびけた模型に使用した鋼材とその機械的性質、化学成分、 P_{CM} などを表-1 に示す。実験に使用した円柱模型の断面概要を図-1 に、その寸法を表-2 に示す。模型けたの断面概要を図-2 に、その寸法などを表-3 に、また下フランジと母板のウェブの仮付け溶接の位

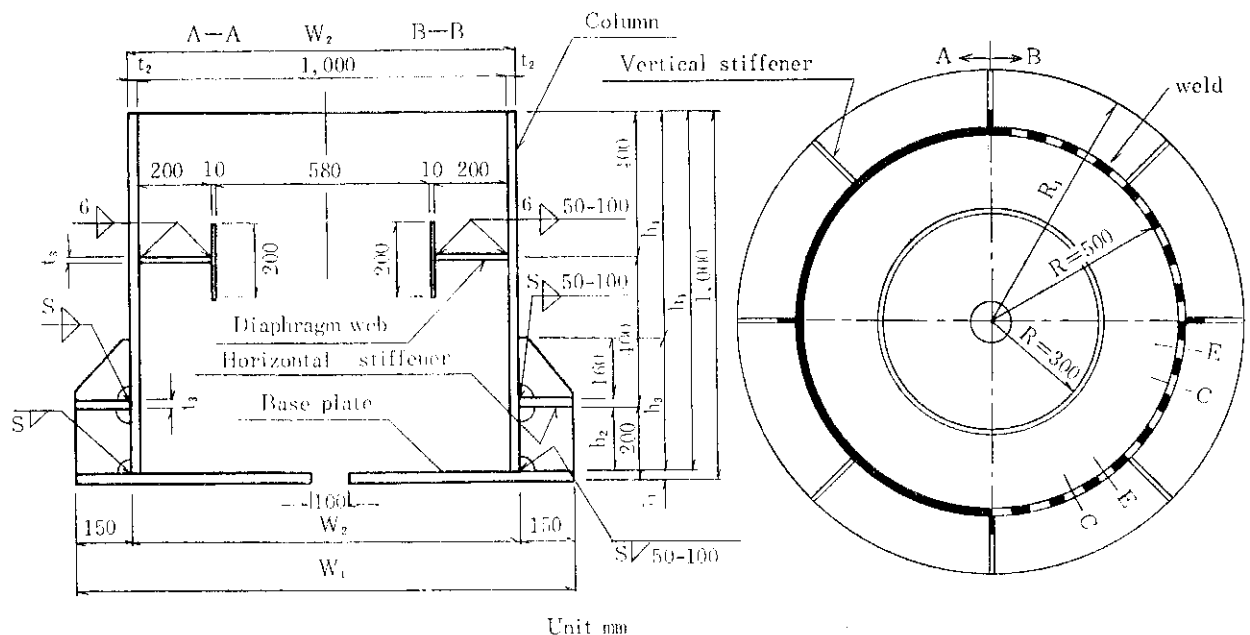


図-1 円柱模型の寸法

表-1 供試体の機械的性質と化学成分

SPECIMENS	MATERIALS	THICKNESS (mm)	MECHANICAL PROPERTIES		CHEMICAL COMPOSITIONS (%)											P _{CM} (%)		
			Y.P. (kgf/mm ²)	T.S. (%)	E.L. (%)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V			
																	×100	×1000
	SM41A	8	31	47	27	16	20	71	22	7								0.202
		16	32	43	30	8	19	117	17	7								0.145
		25	36	48	30	15	19	85	23	8								0.199
		32	30	46	33	15	20	88	20	5								0.201
GIRDER	SM50B	8	39	54	26	16	27	133	22	8								0.236
		16	38	55	24	17	33	138	21	7							31	0.253
		25	41	56	24	17	34	146	17	7								0.254
		32	43	58	26	16	40	135	22	6							3	0.241
	SM58Q	8	59	67	28	14	38	128	18	4			2	1	2	41		0.222
		16	57	67	36	14	38	128	18	4			2	1	2	41		0.222
		25	52	66	26	16	40	128	18	4			3	1	4	41		0.243
		32	55	66	27	14	30	144	17	3			3	1	100	48		0.235
CYLINDER	SM50B	16	40	53	27	17	27	135	19	6	1					25		0.250
		19	40	53	27	17	27	135	19	6	1					25		0.250
		25	40	53	27	17	27	135	19	6	1					25		0.250

表-2 円柱模型の材料と寸法

SPECIMENS	MATERIAL	R_1 (mm)	W_1 (mm)	W_2 (mm)	t_1, t_2, t_3 (mm)	S (mm)	h_1 (mm)	h_2 (mm)	h_3 (mm)	h_4 (mm)
CL-1	SM 50 B	666	1332	1032	16	6	984	184	376	624
CL-2		669	1338	1038	19	7	981	181	379	621
CL-3		675	1350	1050	25	8	976	175	385	615

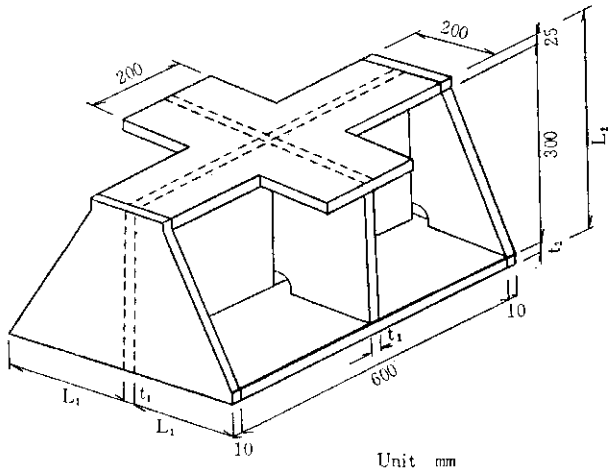


図-2 模型げたの概観

置、寸法を図-3に示す。図-3で仮付けビードを太線で示す。

円柱模型は図-1に示すように円柱の半径、板厚を変え、表-2に示すようにCL-1, 2, 3の3種類に区分した。図-1でA-A断面は連続すみ肉溶接、B-B断面は実験断面の仮付け溶接で、断続太線は仮付け溶接ビードを表わ

す。また、記号のEは仮付け溶接の位置が連続溶接部あるいは垂直補剛材と接しているところを表わし、以下この部位を端部と呼ぶことにする。また、記号Cは上記の端部以外の部位で中央部と呼ぶこととし、拘束度係数 R_{FD} の測定や測定値の整理にEとCとに分けて行う。

模型げたは表-3に示すように、板厚 t_1, t_2 の変化に応じてCL-1, 2, 3に区分し、さらに仮付け溶接ビードの数や位置に応じてTYPE-1, 2, 3の3つに分けた。図-3での記号E, Cは円柱の場合と同様な考え方で、Eは図-2に示すけた端部あるいはけた支間中央に設けた垂直補剛材近傍での測定位置を表わし、Cは測定E以外の比較的けた中央付近の継手一継手間の測点を表わす。E, Cをそれぞれ円柱、けたとも端部、中央部と呼ぶことにする。

2. 拘束度係数 R_{FD} の測定

引張拘束度を R_F とすれば、母板の厚さを t_w として次式で表わされる^{1~3)}。

$$R_F = R_{FD} \times t_w = (\sigma_0 / \bar{\sigma}) \times t_w \dots\dots\dots (2)$$

表-3 模型げたの材料と寸法

SPECIMENS	MATERIALS	t_1 (mm)	t_2 (mm)	L_1 (mm)	L_2 (mm)	LEG LENGTH OF TEST WELD (mm)	TEST		
							TYPE 1	TYPE 2	TYPE 3
GR-1	SM 41 A	8	16	171	341	7	1	1	1
	SM 50 B						1	1	1
	SM 58 Q						1	1	1
GR-2	SM 41 A	16	25	167	350	8	1	1	1
	SM 50 B						1	1	1
	SM 58 Q						1	1	1
GR-3	SM 41 A	25	32	162.5	357	9	1	1	1
	SM 50 B						1	1	1
	SM 58 Q						1	1	1

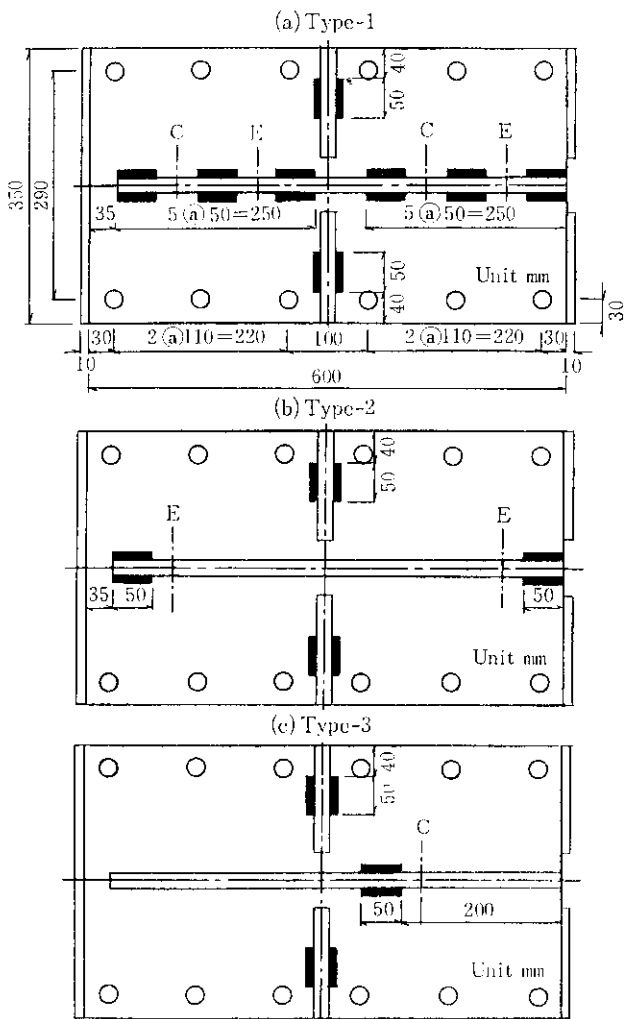


図-3 模型げたのドフランジでの拘束度係数 R_{FD} の測定位置

式(2)で σ_0 は母板の継手近傍の引張応力で、 δ は継手—継手の開先変位を表わす。本実験では文献1で述べた方法で母板にアタッチメントを取付け、図-4に示す σ_0 、 δ ($\delta_1 + \delta_2$) をそれぞれストレインゲージおよびグリップゲージで測定した。

円柱の σ_0 、 δ の測定は次のように行った。まずダイヤフラムウェブではウェブを母板とし、ウェブにアタッチメントを取付け円筒部との継手に図-4に示した要領で載荷した。すなわち、図-1に示すダイヤフラムウェブと円筒部との間に水平力を加え、ウェブに生ずる σ_0 と円筒部—ウェブとの継手の開先変位 δ を測定した。次に水平補剛材については水平補剛材を母板とし、ダイヤフラムウェブの場合と同様に開先に水平力を加え、 σ_0 、 δ を測定した。

また、底板については、円筒部の板を母板とし、円筒部にアタッチメントを取付け、前二者とは異なり、図-1に示す垂直方向に載荷し、円筒部の継手近傍の σ_0 と円筒部と底部との開先変位 δ を測定した。

一方、けたについては、図-2に示すウェブを母板とし、ウェブの σ_0 、また図-3に示すTYPE-1, 2, 3のそれぞれの模型について測点 E, C で、ウェブ—下フランジとの継手の開先変位 δ を測定した。なお、けたの模型で3種の鋼材を使用したのは拘束度係数 R_{FD} を測定した後、それぞれの模型について本溶接を行い、冷却による低温割れの有無を観察するためである。

以上の要領で σ_0 、 δ を測定することにしたが、 σ_0 は拘束度の定義¹⁵⁾ から一様な応力である。したがって、母板に取付けたストレインゲージで得られるひずみを平均し、さらに油圧ジャッキ側と裏側とで得られるひずみから、図-4に示すように、母板に対して偏心載荷であるために生ずる母板の曲げひずみを除去して σ_0 を求めることにした。載荷重強度 P はすべての模型、測定位置で

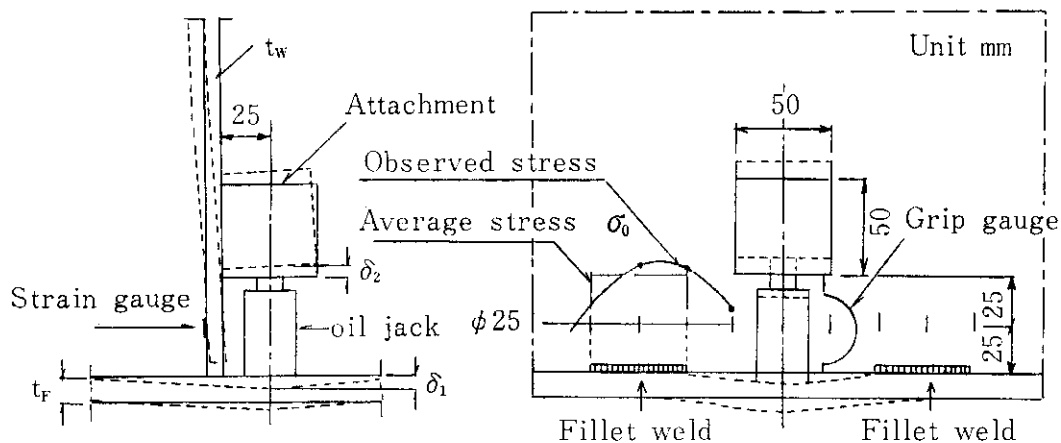


図-4 載荷要領および応力度と変位の取扱い

1000 kgf とした。

3. F.E.M. による拘束度係数 R_{FD} の計算

実験で得られる σ_0 , δ を理論値と比較するため, 平板

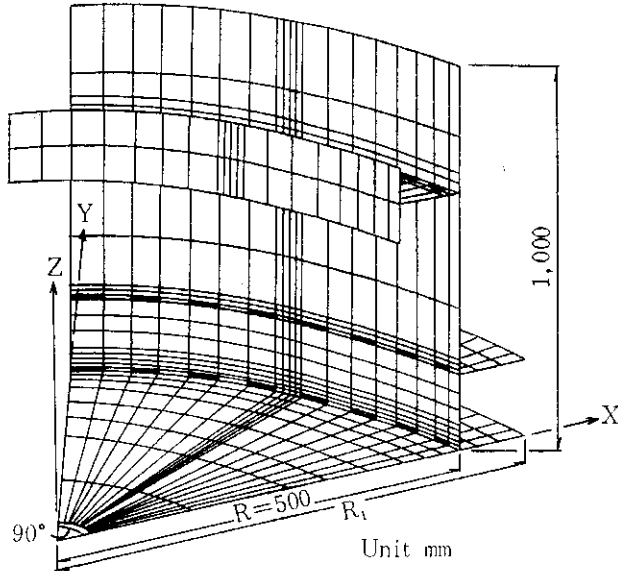


図-5 円柱模型の要素分割例

曲げ-薄肉シェル要素による F.E.M. で単位荷重 ($p=1000$ kgf) 当たりの σ_0 , δ を算出した。

図-5 は円柱の場合で, 円筒部の σ_0 と円筒部-底板との開先変位を求めるため, また, 図-6 はけたウェブの σ_0 とウェブ-下フランジとの開先変位 δ を求めるためのメッシュ分割の例を示す。要素への荷重方法や母板の応力 σ_0 , 開先変位 δ の取扱いは図-4 に示した要領に従った。

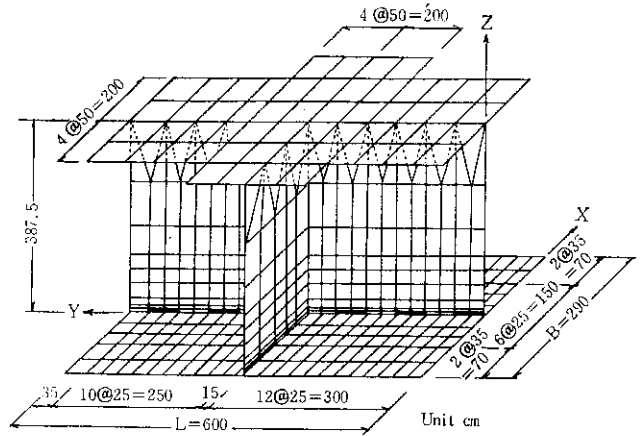


図-6 模型げたの要素分割例

表-4 円柱模型の各板の境界条件

SPECIMEN	PLATES	EDGES	BOUNDARY CONDITIONS	
			Y=0	X=0
CYLINDER	BASE PLATE		$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_y=\theta_z=0$	$U_x=U_y=0$ $\theta_z=0$
	HORIZONTAL STIFFENER		do.	do.
	DIAPHRAGM WEB		do.	do.
	DIAPHRAGM FLANGE		$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_x=\theta_y=0$	$U_x=U_y=0$ $\theta_y=0$
	COLUMN		do.	do.

表-5 模型げたの各板の境界条件

SPECIMEN	PLATES	EDGES	BOUNDARY CONDITIONS		
			Y=0	Y=L	X=±B/2
GIRDER	LOWER FLANGE		$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_y=\theta_z=0$	$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_y=\theta_z=0$	$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_x=\theta_z=0$
	UPPER FLANGE		do.	do.	---
	WEB		$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_x=\theta_y=0$	$U_x=U_y=U_z=0$ $\theta_x=\theta_y=0$	---

表-6 円柱模型の拘束度係数 R_{FO}

SPECIMENS	MEASUREMENT POINTS		(mm) $t_w \cdot t_c$	δ (mm)		σ_0 (kgf/mm ²)		R_{FO} (kgf/mm ² /mm)		
	E	C		F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	Ave. of OB.
CL-1	D_w		16×16	0.0252	0.0283 0.0294	0.459	0.619 0.510	18	22 17	20
		D_w		0.0345	0.0346 0.0320		0.506		0.556 0.546	
CL-2	D_w		19×19	0.0226	0.0162 0.0270	0.482		0.320 0.504	21	20 19
		D_w		0.0228	0.0270 0.0283		0.398	0.420 0.456		17
CL-3	D_w		25×25	0.0149	0.0148 0.0135	0.359		0.341 0.299	24	
		D_w		0.0157	0.0175 0.0162		0.304	0.304 0.262		19
CL-1	H_s		16×16	0.0306	0.0389 0.0420	0.502		0.504 0.577	16	
		H_s		0.0468	0.0451 0.0399		0.609	0.619 0.514		13
CL-2	H_s		19×19	0.0242	0.0216 0.0229	0.488		0.441 0.446	20	
		H_s		0.0261	0.0189 0.0364		0.412	0.299 0.472		16
CL-3	H_s		25×25	0.0123	0.0148 0.0135	0.272		0.294 0.315	22	
		H_s		0.0171	0.0162 0.0229		0.297	0.299 0.315		17
CL-1	B_p		16×16	0.0283	0.0229 0.0459	0.420		0.378 0.530	15	
		B_p		0.0322	0.0324 0.0378		0.459	0.435 0.519		14
CL-2	B_p		19×19	0.0201	0.0189 0.0229	0.341		0.425 0.378	17	
		B_p		0.0228	0.0243 0.0364		0.361	0.420 0.409		16
CL-3	B_p		25×25	0.0158	0.0135 0.0202	0.289		0.252 0.278	18	
		B_p		0.0168	0.0148 0.0202		0.286	0.257 0.294		17

E: Measurement points at the end of weld line
C: Measurement points at the center of weld line
 T_w : Thickness of mother plate
 T_c : Thickness of cylinder plate
 D_w : Diaphragm web of cylinder
 H_s : Horizontal stiffener of cylinder
 B_p : Base plate of cylinder
 δ : Deflection of mother plate
 σ_0 : Stress of mother plate
 R_{FO} : Restraint coeff. of mother plate

表-7 模型げた (Type 1) の拘束度係数 R_{FD}

SPECIMENS	MEASURE- MENT POINTS	(mm) $t_w \cdot t_F$	MATE- RIALS	δ (mm)		σ_0 (kgf/mm ²)		R_{FD} (kgf/mm ² /mm)		
				F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	Ave. of OB.
GR-1	C	8×16	SM 41 A	0.0637	0.0637 0.0617	0.967	1.039 1.081	15	16 18	17
			SM 50 B		0.0569 0.0601		1.091 1.147		19 19	
			SM 58 Q		0.0524 0.0613		1.097 1.034		21 17	
	E		SM 41 A	0.0487	0.0469 0.0493	1.180	1.086 1.020	24	23 21	22
			SM 50 B		0.0429 0.0483		1.149 1.152		27 24	
			SM 58 Q		0.0453 0.0470		1.042 1.044		23 22	
GR-2	C	16×25	SM 41 A	0.0176	0.0164 0.0188	0.518	0.449 0.546	29	27 29	28
			SM 50 B		0.0144 0.0138		0.540 0.514		38 37	
			SM 58 Q		0.0158 0.0174		0.508 0.554		32 32	
	E		SM 41 A	0.0143	0.0192 0.0155	0.530	0.501 0.501	37	26 32	29
			SM 50 B		0.0119 0.0124		0.504 0.491		42 40	
			SM 58 Q		0.0151 0.0124		0.503 0.543		33 44	
GR-3	C	25×32	SM 41 A	0.0108	0.0085 0.0093	0.376	0.303 0.336	35	36 36	36
			SM 50 B		0.0073 0.0084		0.302 0.320		41 38	
			SM 58 Q		0.0091 0.0083		0.315 0.278		35 34	
	E		SM 41 A	0.0081	0.0087 0.0073	0.344	0.334 0.292	42	38 40	39
			SM 50 B		0.0068 0.0073		0.315 0.297		46 41	
			SM 58 Q		0.0066 0.0071		0.312 0.249		47 35	

また母板など各板の支持辺での境界条件は、円柱の場合を表-4に、けたの場合を表-5に示す。けたのメッシュ分割にはスカーラップ (半径 $R=32$ mm) はすべてないものとした。表-4, 5で U_x, U_y, U_z および $\theta_x, \theta_y, \theta_z$ は、それぞれ図-5, 6に示す座標軸 X, Y, Z 軸に関する変位と回転角を表わす。また図-5, 6での断続太線は継手を表わすものとする。図-5は図-1でのB-B断面の

1/2をメッシュ分割した様子を表わす。

4. 拘束度係数 R_{FO} の実測値と F.E.M. による解析結果

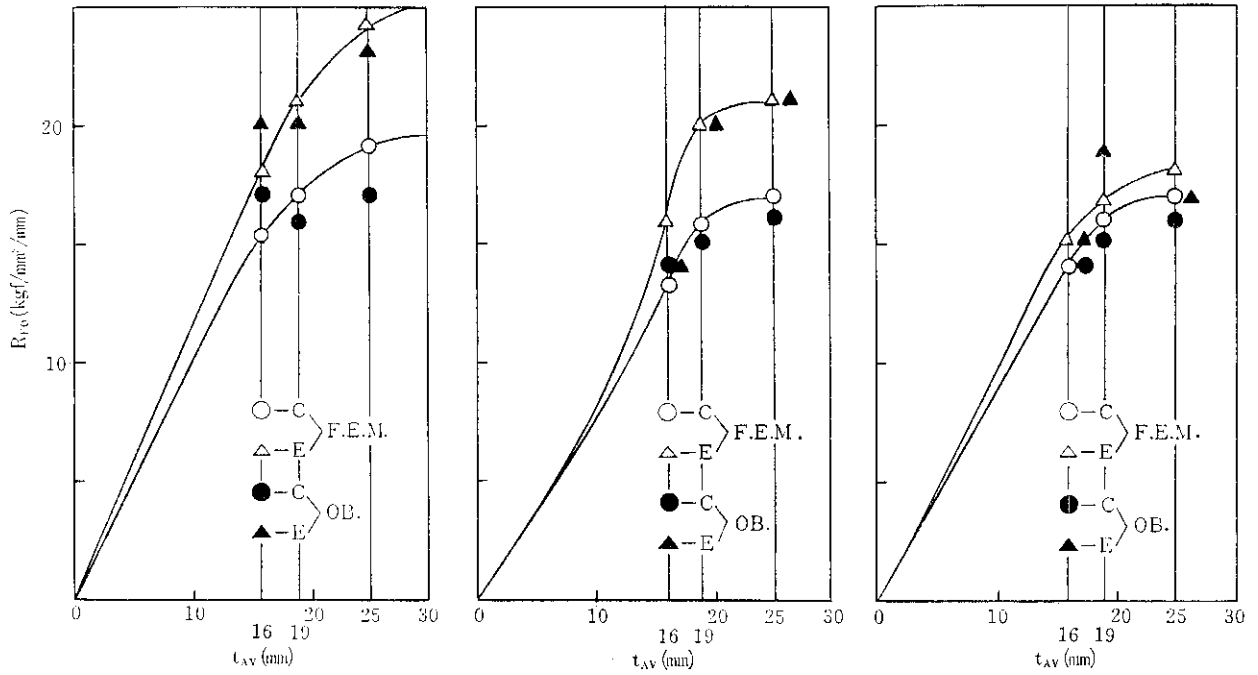
R_{FO} の実測値と F.E.M. による解析結果を円柱については表-6に、けたについては表-7に TYPE-1, 表-8に TYPE-2, 表-9に TYPE-3の場合の値をそれぞれ

表-8 模型けた (Type-2) の拘束度係数 R_{FO}

SPECIMENS	MEASUREMENT POINTS	(mm) $T_w \times T_F$	MATERIALS	δ (mm)		σ_0 (kgf/mm ²)		R_{FO} (kgf/mm ² /mm)			
				F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	Ave. of OB.	
GR-1	E	8×16	SM 41 A	0.0467	0.0483	1.094	1.068	23	22	20	
			SM 50 B		0.0610		1.071		18		
			SM 58 Q		0.0429 0.0514		1.173 1.173		27 23		25
GR-2	E	16×25	SM 41 A	0.0161	0.0155 0.0177	0.567	0.486 0.546	35	31 31	31	
			SM 50 B		0.0143 0.0145		0.559 0.533		39 37		38
			SM 58 Q		0.0172 0.0106		0.593 0.533		34 32		33
GR-3	E	25×32	SM 41 A	0.0082	0.0084 0.0092	0.312	0.344 0.328	38	41 36	39	
			SM 50 B		0.0101 0.0104		0.323 0.341		32 33		33
			SM 58 Q		0.0066 0.0094		0.276 0.317		42 34		38

表-9 模型けた (Type-3) の拘束度係数 R_{FO}

SPECIMENS	MEASUREMENT POINTS	(mm) $T_w \times T_F$	MATERIALS	δ (mm)		σ_0 (kgf/mm ²)		R_{FO} (kgf/mm ² /mm)	
				F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.	F.E.M.	OB.
GR-1	C	8×16	SM 41 A	0.0663	0.0585	0.934	1.005	14	17
			SM 50 B		0.0639		1.113		17
			SM 58 Q		0.0536		0.984		18
GR-2	C	16×25	SM 41 A	0.0185	0.0164	0.522	0.519	28	32
			SM 50 B		0.0164		0.526		32
			SM 58 Q		0.0142		0.504		35
GR-3	C	25×32	SM 41 A	0.0093	0.0090	0.295	0.315	32	35
			SM 50 B		0.0086		0.273		32
			SM 58 Q		0.0083		0.299		36

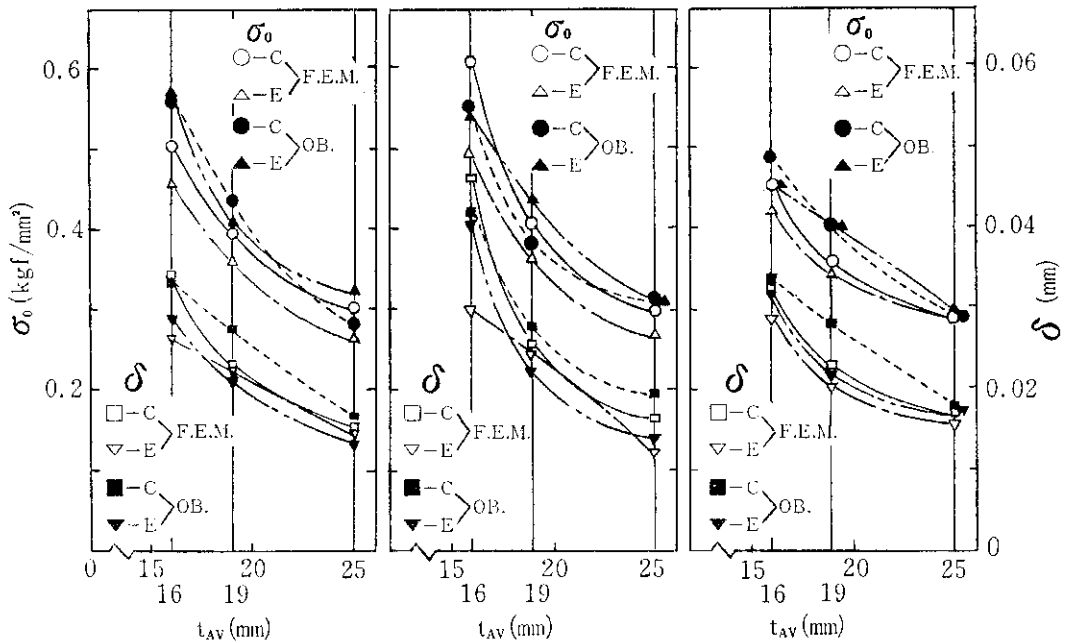


(a)ダイヤフラムウェブ(t_w)と円筒(t_c)

(b)水平補剛材(t_w)と円筒(t_c)

(c)円柱(t_w)と底板(t_c)

図-7 円柱模型 (CL-1, 2, 3) の拘束度係数 R_{FO} と幾何平均板厚 t_{AV} ($=\sqrt{t_w \cdot t_c}$) との関係



(a)ダイヤフラムウェブ(t_w)と円柱(t_c)

(b)水平補剛材(t_w)と円筒(t_c)

(c)円筒(t_w)と底板(t_c)

図-8 円柱模型の単位荷重による母板の応力 σ_0 、変位 δ と幾何平均板厚 t_{AV} ($=\sqrt{t_w \cdot t_c}$) との関係

示す。表-6~9で t_w は母板厚を, t_c, t_F それぞれ円柱およびけたの母板に仮付け溶接される板の板厚を示す。

本文では先の論文^{1~3)}で述べたと同様に, R_{FD} の整理については母板厚と円筒部の板厚,底板厚あるいはけたでは下フランジ厚などの幾何平均厚を t_{AV} としたとき, t_{AV} をパラメータとして表わすことにした。図-7は円柱の R_{FD} の実測値と理論値 t_{AV} をもとに比較したものである。図-8は円柱の荷重1000 kgf当たりの σ_0, δ

を各測定位置について表わしたものである。図-9~11は円柱の場合と同様に,けたについて表わしたものである。

5. けたの溶接低温割れ試験およびその結果

拘束度係数を測定した後,著者らは図-3に示す仮付け溶接したウェブと下フランジに本溶接を行った。割れ試験では,本溶接終了直後に水(約6°C)を溶接部にか

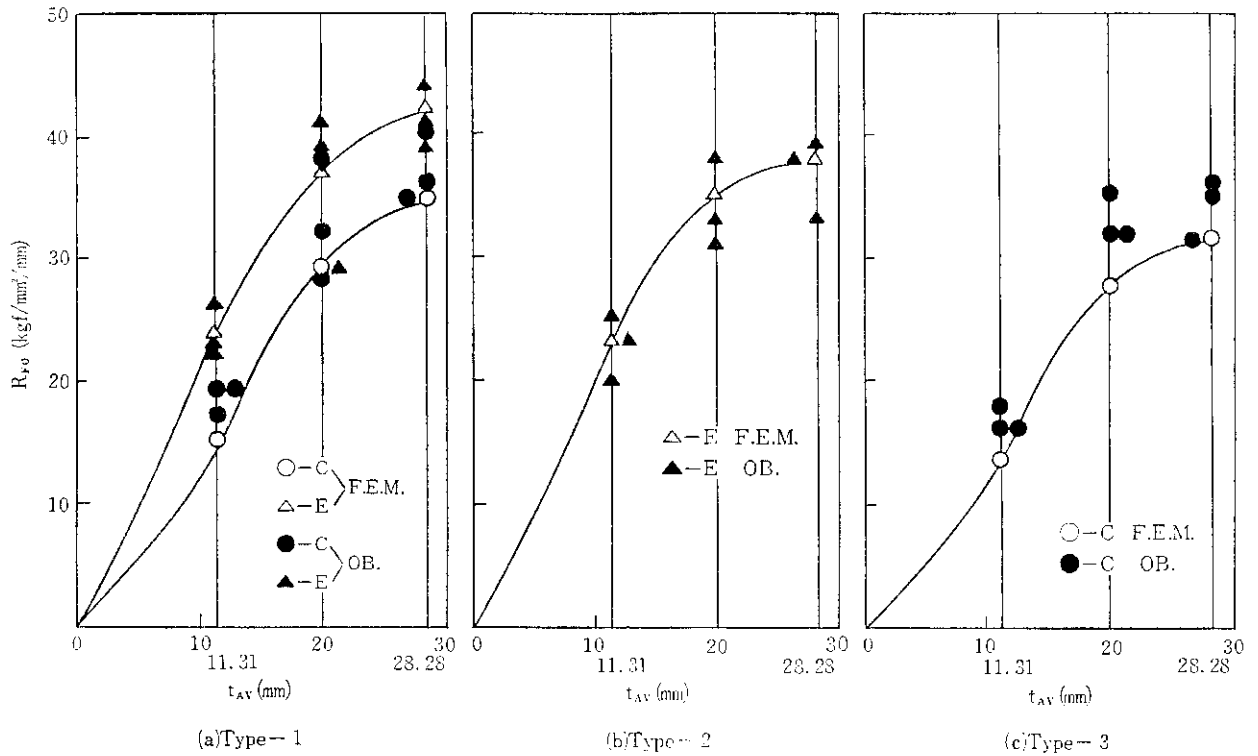


図-9 模型げた (Type-1, 2, 3) の拘束度係数 R_{FD} と幾何平均板厚 t_{AV} ($=\sqrt{t_w \cdot t_F}$) との関係

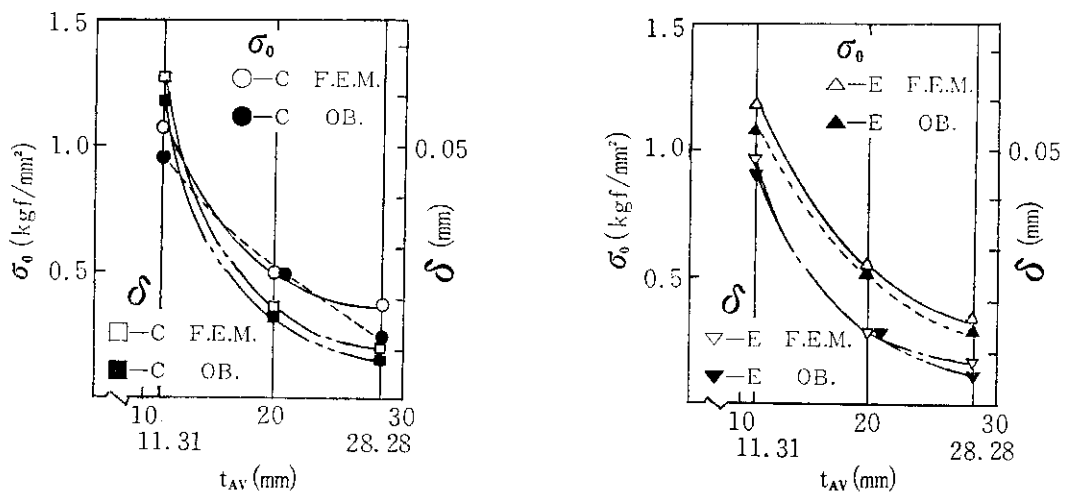


図-10 模型げた Type-1 の単位荷重による母板の応力 σ_0 , 変位 δ と幾何平均板厚 t_{AV} ($=\sqrt{t_w \cdot t_F}$) との関係

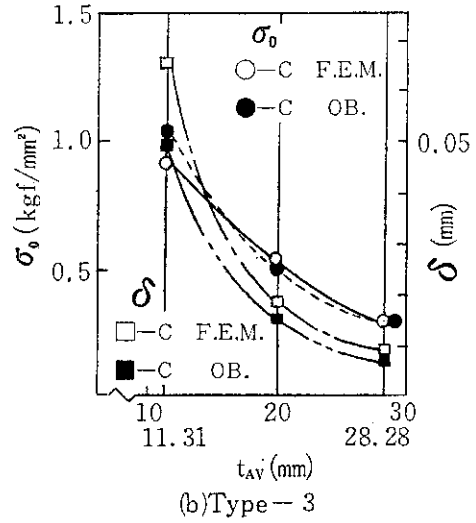
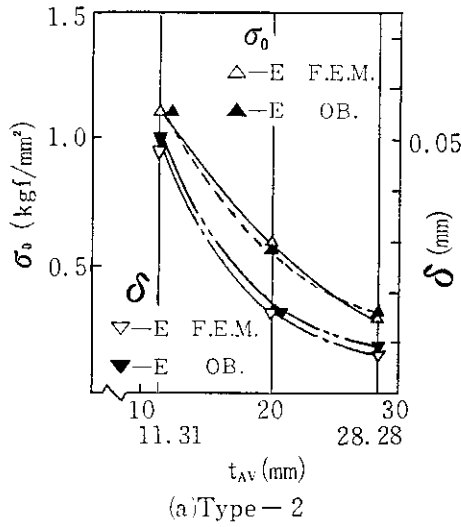


図-11 模型げた Type-2, 3 の単位荷重による母板の応力 σ_0 、変位 δ と幾何平均板厚 $t_{AV} (= \sqrt{t_w \cdot t_F})$ との関係

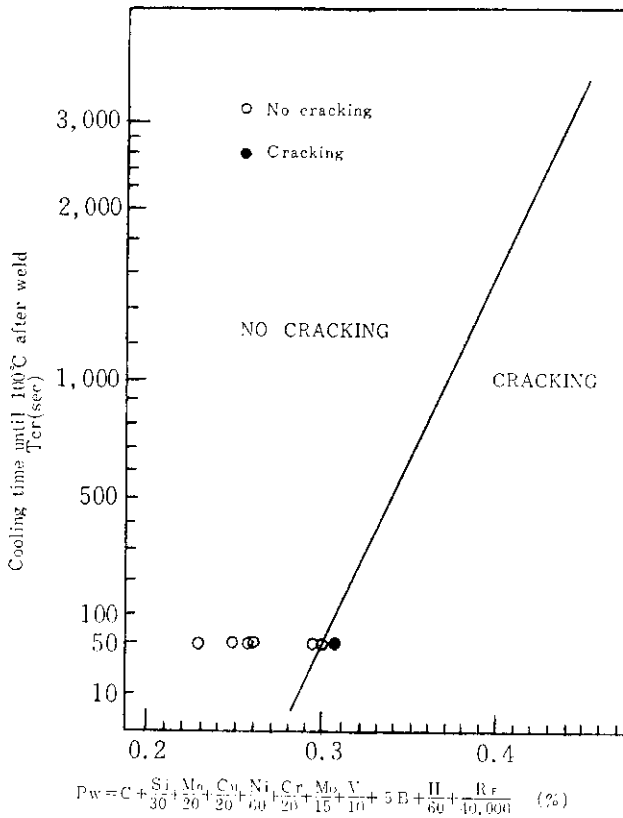


図-12 P_w と溶接後 100°C にいたる冷却時間との関係

け、急冷することによる本溶接箇所の割れの有無を観察することにした。この観察はけたの TYPE-1, 2, 3 のすべてについて行った。溶接部が冷却し、溶接部の表面温度を測定しながら温度が室温 (15°C) に達した段階でカラーチェックを行って割れの有無を観察することにした。

カラーチェックによる結果、割れの生じたのはTY

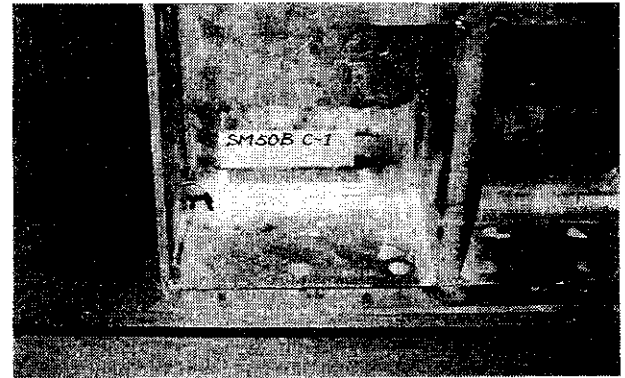


写真-1 本溶接後に生じた継手での縦クラック

PE-1 の $t_w = 25$ mm, $t_F = 32$ mm の GR-3, しかも 1 体のみであった。割れの形状は長さ約 35 mm の縦割れであり、そのけたの状況を写真-1 に示す。

そこで、溶接金属中の拡散性水素量 H (cc/100 g) を JIS Z 3113 に従い求め、また先に得られた R_{FD} と表-1 の P_{CM} および H から P_w を算出した。割れの有無を判定するために、 P_w と T_{er} に関する次の図-12^{13,14)} に実験値から得られた P_w をプロットした。なお、各模型の T_{er} は板表面の温度から類推した結果約 50 秒であった。表-10 に P_{CM} , H , P_w などを示す。

6. 考 察

1) 円柱模型について

円柱模型による R_{FD} の実測値と F.E.M. による理論値を t_{AV} をパラメーターとして整理すると、表-6、図-7 に示すように両者の値はほぼ一致していることがわかる。 R_{FD} の実測値の多少のばらつきは仮付け溶接のビード長が比較的小さい 50 mm であるために、仮付け溶接

表-10 母板の溶接割れ指数 P_w

MATERIALS	T_w (mm)	P_{CM} (%)	H (cc/100 g)	$R_F (R_{FO} \cdot T_w)$ (kgf/mm ²)		P_w (%)	
				Measurement points		Measurement points	
				E	C	E	C
SM 41 A	8	0.202	1.48	176	136	0.2311	0.2301
	16	0.145		496	512	0.1821	0.1825
	25	0.199		976	900	0.2481	0.2462
SM 50 B	8	0.236	1.50	208	152	0.2662	0.2648
	16	0.253		656	608	0.2944	0.2932
	25	0.254		1100	1000	0.3065	0.3040
SM 58 Q	8	0.222	1.28	184	152	0.2479	0.2471
	16	0.222		624	560	0.2589	0.2573
	25	0.243		1024	900	0.2899	0.2868

Notes: t_w : Thickness of mother plate (mm)
 P_{CM} : Carbon equivalent that indicate the crack sensitivity (%)
 H : Diffusible hydrogen in weld metal (cc/100 g)
 R_F : Restraint intensity of mother plate (kgf/mm²)
 P_w : Weldment cracking parameter (%)
 1 kgf/mm² = 9.8 N/mm²

時の施工誤差に起因するものと考えられる。本実験では、円柱の各部の R_{FO} の大きいと思われる連続溶接部に接する継手のダイヤフラムウェブ、垂直補剛材取り付け位置付近をいわゆる端部として、その他の測点を中央部として測定した。

その結果、各測定位置とも図-7に示すように中央部の R_{FO} は t_{AV} の増加とともに増加するが、各測定断面でそれぞれの差はあまり見られない。端部での R_{FO} は図-7から底板、水平補剛材、ダイヤフラムウェブの順に大きいことがわかる。ただ、その最大値は $t_w=25$ mm, $t_c=25$ mm で 23 kgf/mm²/mm とあまり大きくはない。

ダイヤフラムウェブでの R_{FO} が他の測定位置に比べて大きいのは、ダイヤフラムフランジが拘束材として作用し、変位が小さく応力が他の測定位置での位置よりも若干大きくなるものと考えられる。底板での R_{FO} は図-7に示したように端部、中央部の測定位置による差はあまり見られない。水平補剛材については、底板とダイヤフラムウェブのそれぞれの R_{FO} のほぼ中間的な値を示す傾向にある。

今回の円柱の実験によれば、各断面での板厚が各模型につき一定としたが、板厚が 16 mm 未満の各断面の継手の R_{FO} は、端部、中央部とにかかわらず、おおむね

15 kgf/mm²/mm 程度であることがわかる。図-8は母板の載荷重による応力 σ_0 と開先変位 δ の実験値を t_{AV} をパラメーターとして表わしたものであり、実測値、理論値とも σ_0 および δ は t_{AV} の増加とともに減少することがわかる。ただその傾向は直線の変化でないことが特徴といえる。

2) けた模型について

図-9はけたの R_{FO} の実測値、理論値を円柱の場合と同様にけたウェブ厚と下フランジ厚との幾何平均厚 t_{AV} で整理したものであり、けたの TYPE 別に見ると多少のばらつきがあるが、実測値と理論値とはおおむね一致していることがわかる。

本研究に用いたけたでの R_{FO} の実測例では、円柱の場合に比べて R_{FO} は一般に大きく、最大値は表-7に示すように、 $t_w=25$ mm, $t_c=32$ mm で 44 kgf/mm²/mm である。円柱のダイヤフラムウェブでの $t_{AV}=19$ mm, けたの $t_{AV}=20$ mm とほぼ同じ t_{AV} の値で端部について比較すると、円柱およびけたで 20 および 41 kgf/mm²/mm となり、けたは円柱のほぼ 2 倍の R_{FO} を有することがわかる。また、けたの TYPE 別すなわち表-7~9に示すように、継手個数が多いほど R_{FO} は小さい傾向にあるが、実測値、理論値ともその影響はあまり顕著で

ない。例えば、端部での R_{F0} の理論値は、表-7 で $t_w = 25$ mm, $t_F = 32$ mm については 42 kgf/mm²/mm であり、表-8 から 38 kgf/mm²/mm である。また中央部では同様に、それぞれ 35 および 32 kgf/mm²/mm である。

これらの値から、端部および中央部とも仮付け溶接の継手の個数の多少による差は 10% 程度であるが、このことは R_{F0} は仮付け溶接のビード長さの誤差などのためと考えられ、継手の個数にはあまり影響を受けないものと推察される。

3) けたの本溶接による溶接低温割れの観察について けたの R_{F0} の測定後に本溶接を行い溶接低温割れの有無を観察したが、割れの生じたのは模型げた GR-3 の TYPE-1 であった。5 で述べたように、 $T_{cr} = 50$ sec として割れの有無を図-12 に示す曲線に適用してみると、模型げたの P_w が 0.3% を越えるけたに割れが生ずることになり、図-12 の関係は本実験のように実験体の数は少ないが、すみ肉溶接の低温割れの判定にも適用することが可能であると考えられる。

本実験では、けたに SM 50 B を使用した模型にのみ割れが生じたが、この理由として他の鋼種に比べて P_{CM} , II と大きく、かつ拘束度 R_F が母板で $1000 \sim 1100$ kgf/mm² と他の模型より大きいけたであったためと考えられる。以上のことから、 P_w が 0.3% 程度の値を越えない限り、急冷による割れは生じにくいものと考えられる。

円柱模型の割れについての実験は、けたの場合と同じ要領で行った。その結果、CL-1 ($t = 16$ mm) のダイヤフラムウェブと円筒部に、また CL-2 ($t = 19$ mm) の水平補剛材と円筒部の継手部にそれぞれ縦クラックが発生した。これらのクラックは、けたのように引張拘束度のみによるものではなく、曲げ拘束度との関係から検討しなければならない。すなわち、継手が対称すみ肉溶接と異なり、かど継手や部材の非対称継手部に温度収縮による曲げ拘束力が作用するため、引張拘束度のみで議論できない。目下円柱模型については理論的考察を進めており、その結果を後日報告したい。

7. 結 論

本章は、模型実験により橋脚などに採用される溶接鋼構造物としての円柱やけたの仮付け溶接によって生ずる拘束度を明らかにし、さらに、けたについて本溶接後の冷却による溶接低温割れの有無を観察し、これらについて考察を加えた。本研究の主な成果は概略次のようになる。

1) 母板厚を t_w 母板に溶接される板の板厚を t_c としたとき、先の論文^{1~3)} と同様に拘束度係数 R_{F0} は t_w と

t_c との幾何平均厚で円柱については図-7、けたについては図-9 のように表わすことができる。

2) けたの R_{F0} は図-3 に示すような仮付け溶接による継手の個数にほとんど無関係に、すなわち、表-7~9 に示すようになり、継手の位置により左右され、変化することがわかった。

3) けたの F.E.M. による R_{F0} の計算で、メッシュ分割はすべてスカーラップを無視して行ったが、特に表-8 の実測値との対比からスカーラップは R_{F0} の値にあまり影響を与えないことがわかった。

4) 一般に拘束度 R_F は、簡便法として 1000 kgf/b/ δ (b : 100 mm 前後, δ : 開先変位 mm) の計算から求められる¹⁰⁾。この方法による母板の応力 σ_0 は 1000 kgf/($b \times t_w$) とみなして、けたの場合に適用すると図-10, 11 での σ_0 は $b = 100$ mm としたときに相当するが、円柱の場合には図-8 から $b = 100 \sim 130$ mm となる。したがって、円柱の R_{F0} の計算にこの簡便法を用いる場合には、けたに比べて b を大きくとる必要がある。

5) けたの本溶接後の溶接低温割れの観察では、 P_w が 0.3% を越える模型げたに縦割れの発生が見られた。本実験では資料は少ないが、割れの発生の有無の判定には図-13 に示した P_w と T_{cr} との関係はすみ肉溶接においても有効であると考えられる。

おわりに

本文での研究は、溶接鋼構造物としての中空円柱および I 型断面げたの仮付け溶接による拘束度を模型実験と F.E.M. による理論計算から求め、それぞれの模型実験で得られた拘束度係数をもとに種々考察を加えた。さらに P_w と T_{cr} とによる溶接低温割れについてもけた模型を使用してすみ肉溶接の場合の適用性を検討した。ただ本研究では、母板と母板に溶接される板の溶接時に生ずる面外変位や回転変形の拘束度に及ぼす影響については言及しなかったが、実験の成果や F.E.M. 解析から円柱とけたに生ずる引張拘束度の概要を把握できたこと、また 7 の 4) で述べた簡便法による R_F の値の取扱いについてもある程度明確にすることができた。

今後の課題として、各種の溶接構造用鋼板によるすみ肉溶接の低温割れ防止のための予熱条件や溶接順序あるいは溶接による板の面外変位、面外の回転変形などが継手の拘束応力に及ぼす影響について実験的、理論的に研究を進めなければならないと考える。

参 考 文 献

- 1) 井藤昭夫, 渡辺 昇; 箱げたの隅肉溶接部付近の拘束度に関する研究, 土木学会論文集, 第 362 号/I-4, pp. 233-238, 1985. 10.
- 2) 井藤昭夫, 渡辺 昇; 箱げた断面に仮付け溶接された隅肉溶接継手の引張拘束応力および拘束度係数についての一考察, 土木学会論文集, 第 368 号/I-5, pp. 219-224, 1986. 4.
- 3) 吉田紘一, 北野初雄, 井藤昭夫; 箱げたのすみ肉溶接部付近の拘束度に関する実験的研究, 土木試験所月報, No. 393, 1986. 2.
- 4) 田中甚吉, 北田豊文; すみ肉溶接割れに関する研究, 溶接学会誌, Vol. 41, No. 8, pp. 915-924, 1972. 8.
- 5) 田中甚吉, 北田豊文; 初層すみ肉溶接の変形割れ挙動とその割れ防止施工条件の選定, 溶接学会誌, Vol. 49, No. 1, pp. 45-52, 1980. 1.
- 6) 上田幸雄, 福田敬二, 中長敬治; 初層すみ肉溶接における残留応力と割れの形態について, 溶接学会誌, Vol. 44, No. 3, pp. 250-257, 1975. 3.
- 7) 日本溶接協会; 日本溶接協会規格, 溶接構造用高張力鋼板の溶接割れ感受性に関する規格, WES-3002-1975, 1975.
- 8) 日本道路協会; 道路橋示方書・同解説, I 共通編, II 鋼橋編, 15.3.3, 1980. 2.
- 9) 北海道土木技術会鋼道路研究委員会; 北海道における耐候性鋼材の裸使用の道路橋の設計及び施工指針, 3 章, 3.2 溶接, pp. 42-52, 1981. 7.
- 10) (社) 土木学会, 本州四国連絡橋鋼上部構造研究小委員会, 鋼材分科会; 本州四国連絡橋鋼上部構造に関する調査研究報告書 別冊 4 鋼上部構造用鋼板の所要性能, pp. 29-34, 1973. 3.
- 11) 鈴木春義; 溶接入熱と拘束度を考慮した割れ指数 P_{te} , 溶接学会誌, Vol. 50, No. 5, pp. 478-482, 1981. 5.
- 12) 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, 第 104 号, pp. 153-162, 1952.
- 13) 佐藤邦彦, 松井繁別, 藤伊慶典, 別所 清; 同上 (第 2 報), 溶接学会誌, Vol. 41, No. 6, pp. 34-46, 1972. 1.
- 14) 日本鋼構造協会技術委員会 生産分科会 工作基準小委員会溶接割れ研究班; 鋼構造物における溶接割れ防止のための予熱条件の選定について, JSSC, Vol. 8, No. 80, pp. 22-50, 1972. 8.
- 15) 仲 威雄; 同上, 第 9 章, pp. 110-111, 1950.
- 16) K. Satou and Y. Ueda; Japanese Studies on Structural Restraint Severity in Relation to Weld Cracking (Preliminary Report), Welding in the World, Vol. 15, No. 7/8, pp. 155-189, 1977.
- 17) Kunihiko SATOU, Yukio UEDA and Shigetomo MATSUI; 1972-1973 Literature Survey on Welding Stresses and Strains in Japan, Transaction of JWRI, Vol. 2, No. 2, pp. 127-133, 1973.
- 18) Haruyoshi SUZUKI; Cold Cracking and its Prevention in Steel Welding (Report 2 Root Cracking), Transaction of the Japan Welding Society, Vol. 10, No. 2, pp. 82-91, 1979. 10.

*

*

*