(昭和54年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

被覆アーク溶接継手の疲れ強さに及ぼす溶接止端形状および溶接条件の影響についての統計的解析

正員 二 瓶 正 俊* 佐々木 悦 男*
金 尾 正 雄* 正員 稲 垣 道 夫*

Statistical Analysis for the Influence of the Toe Shapes of the Weld and the Welding Conditions on the Fatigue Strength of Arc Welded Joints with Covered Electrode

by Masatoshi Nihei, *Member* Etuo Sasaki
Masao Kanao Michio Inagaki, *Member*

Summary

In order to investigate the relationship between the fatigue strength and the reinforcement shapes for several types of welded joint, the axial load controlled fatigue tests were carried out employing SM 50 B, SM 58 Q and HT 80 QT steel plates. And the relationship above mentioned were analyzed statistically and discussed about each one group and between groups that were classified according to materials, type of joints, dimensions of joints, etc.

It was found from these analyses that the variance of fatigue strength between several groups was mainly attributed to the multiple effect of the stress concentration due to reinforcement shapes of the weld, together with the bending stress at the weld toe to the mismatch and the angular distortion of welded joints.

And the influence of welding conditions on the fatigue strength was also discussed and was shown the necessity of investigating the most suitable welding condition to ensure the lowering of the fatigue strength to the minimum value that was caused by the stress concentration at the toe of the weld.

記 号

t : 板厚 (mm)
 t_1 : リブ厚 (mm)
 w : 板幅 (mm)
 H : 突合せ継手の余盛高さ (mm)
 l : すみ肉継手の脚長 (mm)
 a : のど厚 (mm)
 ρ : 止端半径 (mm)
 θ : フランク角 (度)
 B : 余盛幅 (mm)
 L : 試験片のグリッパ間距離 (mm)
 v_0 : 角変形量 (mm/m)
 δ : 目違い量 (mm)
 σ_w : 時間強さ (N/mm²)
 $\sigma'_{w\delta}$: 目違い, 角変形による曲げ応力を補正した時間強さ (N/mm²)
 σ_{wb} : 目違い, 角変形による公称曲げ応力 (N/mm²)

Q : 止端部における余盛最終層の入熱量 (KJ/cm)
 $S_{3/5}$: 溶接ボンド部における 800°C から 500°C までの冷却時間 (sec)
 K_t : 応力集中係数
 K_f : 切欠係数
 K'_f : 目違い, 角変形による曲げ応力を補正した切欠係数
 r : 相関係数

1 ま え が き

各種構造物の基本要素である溶接継手の疲れ強さが, その溶接止端部の応力集中により低下することは従来からの報告でも明らかであり^{1),2)}, そのような溶接止端部を機械的に, あるいは各種溶接法を用いて滑らかにすることにより, 疲れ強さを向上させようとする研究も数多く見られる^{3),4)}。しかしながら, 重要な構造物以外は, まだ止端部を未処理のまま用いることが多く, 溶接継手の疲れ強さの最大の支配因子であることに変わりはない。また, 信頼性工学に基づく設計が主流になりつつある現在, 疲れ強さの変動要因について統計的に解析した

* 金属材料技術研究所

データが必要とされているが、溶接継手に関するその種のデータは極めて限られているのが実状である。実際の溶接継手では、その止端形状が溶接線方向に不連続に変化し、それによる応力集中の溶接線方向での分布も複雑であり、それらが溶接継手の疲れ強さのばらつきの一因になっていると考えられる。

本報告では、溶接継手の疲れ強さの変動に対して最も重要な因子と考えられる溶接止端形状をとりあげ、溶接構造用圧延鋼 SM 50 B, SM 58 Q および HT 80 QT の各種溶接継手について、その溶接止端形状と疲れ強さとの関連を統計的に解析した。また、限定された範囲内ではあるが、溶接条件による止端部形状の変化を介して、溶接条件の疲れ強さへの影響についても考察し、疲れ強さを確保するための最適な溶接条件を考慮する必要性を示した。

2 試験片および疲れ試験の内容

供試材としては溶接構造用圧延鋼 SM 50 B, SM 58 Q HT 80 QT 板材を用いた。それらの化学成分の製品分析値および機械的性質を Table 1 に示した。溶接施工法としては、突合せ、リブ十字、十字および十字K開先完全溶込み溶接継手を作製するため、Table 2 に示すように被覆アーク溶接、下向姿勢の標準的な溶接条件とした

が、材種ごとに、板厚や継手形状によらずほぼ同一の入熱条件で行った。溶接長は 300~600mm とし、溶接後、所定の寸法に試験片を切り出しているのて、溶接残留応力はほぼ解放されていると考えられる。また、溶接施工にあたっては、目違いおよび角変形を極力小さくするように拘束ジグを用いたが、Table 3 に示すように、これらの値がいく分大きいものもあった。

疲れ試験片は Fig. 1 に示すようなもので、継手試験片では余盛の修正や削除は行わず溶接のままとした。

使用した疲れ試験機は 150tf, 20tf のサーボ型, 30tf の油圧共振型, 50tf のローゼンハウゼン型の 4 台で、すべて WES 1102 K の動的検定を行い、所要の性能を満足していた。疲れ試験は軸荷重制御、最小最大応力比 $R=0$ の片振り引張りで行った。1S-N 当たり 8~12 本の試験片を用い、母材を含めて 57 本の S-N 曲線を作成した。これらについて、溶接止端形状と疲れ強さとの関連を調べるため、Table 3 に示すように母材も含めると 27 条件のグループ分けを行い、以下の検討に用いた。これらグループ間では、疲れ強さの平均値の間に 5% の危険率で有意な差があった^{5),6)}。

止端形状の測定に際しては、疲れ試験前にすべての試験片について溶接止端形状をあらかじめシリコンゴムにより型取りし、疲れ試験後それを切断して 20 倍の投影

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of tested materials

Chemical composition												
materials	t (mm)	Element (wt%)										
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	O ₂	N ₂
SM50B	9	0.167	0.33	1.47	0.022	0.011	0.01	0.01	0.01	0.027	0.0034	0.0046
	20	0.166	0.33	1.45	0.021	0.011	0.01	0.01	0.01	0.026	0.0035	0.0045
	40	0.179	0.33	1.48	0.022	0.012	0.01	0.01	0.01	0.027	0.0035	0.0048
SM58Q	9	0.141	0.27	1.32	0.024	0.007	0.01	0.01	<0.01	0.003	0.0034	0.0046
	20	0.141	0.28	1.34	0.029	0.007	0.01	0.01	<0.01	0.003	0.0029	0.0041
HT80	9	0.129	0.31	0.91	0.015	0.002	0.91	0.50	0.43	0.041	0.0021	0.0062
	20	0.116	0.31	0.91	0.015	0.002	0.89	0.50	0.43	0.040	0.0030	0.0059

Mechanical properties							
materials	t (mm)	Upper yield stress (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Elongation (%)	Bend test	Charpy impact value (J)	Vickers hardness H _V (10)
SM50B	9	413	541	25	Good	127	156
	20	397	534	31	Good	187	154
	40	364	526	35	Good	225	149
SM58Q	9	520	608	28	Good	—	201
	20	549	637	45	Good	205	206
HT80	9	823	853	26	Good	—	280
	20	833	872	33	Good	205	292

Table 2 Welding conditions

	SM50B				SM58Q butt w.	HT80QT butt w.
	Butt w.	Non-load, cruciform	Load, cruciform	Load, cruciform-K		
Welding rod	D5016, 4mm ϕ	D5016, 4mm ϕ	D5016, 4mm ϕ	D5016, 9t...3.2mm ϕ 20t...4mm ϕ	D5816, 4mm ϕ	L-80, 4mm ϕ
Welding position	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat	Flat
Welding current	170A	170-180A	170-185A	9t...130A 20t...180A	160-170A	150-170A
Welding speed	10-20cm/min	16-26cm/min	11-28cm/min	9-22cm/min	12-16cm/min	11-18cm/min
Arc voltage	19-23V	23-26V	23-26V	23-26V	24-27V	25-28V
Heat input	15-20KJ/cm	10-18KJ/cm	8-15KJ/cm	9t...9-13KJ/cm 20t...13-18KJ/cm	17-21KJ/cm	16-22KJ/cm
Preheating	9t...none 20t, 40t...100°C	9t, 20t...none 40t...100°C	none	none	9t...none 20t...50°C	150°C
Interpass temp.	100°C	100°C	100°C	100°C	100°C	150°C

Table 3 Statistically estimated values for angular distortion (v_0) and mismatch (δ)

Material	Type of joints	v_0 (mm/m)		δ (mm)	
		mean	s.d ¹⁾	mean	s.d ¹⁾
SM50B	Butt welded joint				
	t= 9mm	3.68	1.84	0.32	0.19
	20mm	9.21	5.83	0.57	0.37
	40mm	6.07	4.91	0.47	0.41
	Non-load, cruciform				
	t= 9mm, t ₁ = 9mm	2.16	1.35	—	—
	20mm 9mm	2.05	1.31	—	—
	20mm 20mm	2.53	0.80	—	—
	40mm 9mm	4.22	1.27	—	—
	40mm 40mm	4.16	2.10	—	—
	Load, cruciform				
	t= 9mm, a= 4mm	8.98	2.49	0.94	0.31
	6mm	0.97	0.26	0.87	0.52
	8mm	3.80	1.31	0.47	0.26
	t=20mm, 9mm	3.30	2.63	0.37	0.15
	13mm	3.30	2.25	0.33	0.28
	17mm	4.77	3.45	0.57	0.30
	Load, cruciform-K				
	t= 9mm	8.74	3.95	0.45	0.28
	20mm	1.97	1.51	0.17	0.14
SM58Q	Butt welded joint				
	t= 9mm	5.17	2.31	0.35	0.23
	20mm	3.20	2.13	0.44	0.27
HT80QT	Butt welded joint				
	t= 9mm	1.79	1.37	0.24	0.20
	20mm	3.36	1.86	0.35	0.30

1) Standard deviation

Fig. 2 Shape parameters for reinforcement of welded joints

Fig. 1 Specimens

機を用いることにより、亀裂発生点における溶接止端形状を Fig. 2 に示すパラメータについて計測した。

3 試験結果

3.1 疲れ亀裂発生点の観察

亀裂発生点の溶接部断面形状を調べるために、疲れ試験後、止端破壊したすべての試験片について 30~40 倍の実体顕微鏡で破面観察を行った。Photo. 1 に示す破

面例からもわかるように、亀裂の発生点は複数個であった (▽印)。これを SM 50 B 突合せ溶接継手の場合について、疲れ破面における亀裂発生点の数 n と板幅 w との比を、負荷応力の関数として Fig. 3 に示した。図から亀裂発生点の間隔 w/n は、低応力側で負荷応力に対して依存性を示しているのがわかる。低応力側ほど、亀裂発生点の数は少なく、疲れ亀裂は半円状に進展するようになるのに対し、応力が高くなるにつれて亀裂発生点の数は増加し、板幅の全長にわたって帯状の亀裂となって進展するようになる。一方、負荷応力が約 200N/mm^2 以上ではそのような依存性も認められず、ほぼ $5\sim 10\text{mm}$ に一個の割合で亀裂発生点があるのがわかる。このことは、板幅が広くなれば亀裂の発生点の個数が増加することを示しており、確率的には板幅が広いほど強度の低下を招くことになるが、本報告で用いた板幅の範囲

Photo. 1 Fracture surface of SM 50 B butt welded joint ($t=9\text{mm}$)

Fig. 3 Relationship between the crack initiation distance and the applied stress range

(25mm~160mm) では5%の危険率で疲れ強さに有意な差は認められなかった^{5),6)}。他の継手の場合も同様な傾向を示しているが、すみ肉継手のように止端部での応力集中が大きい場合、応力依存性が認められなくなる負荷応力は、Fig. 3の場合よりも低くなった。これは、溶接止端において、溶接線方向のすべての点が、局部的に降伏した状態に相当していると考えられ、溶接継手の亀裂発生挙動が、止端部における局部応力あるいは局部ひずみにより支配されていることを示しており、負荷応力が高くなるほど Topper ら⁷⁾の提案しているような破壊条件を満足する点（亀裂発生点に相当）が増加し、Fig. 3のような傾向を示したものと考えられる。従って、亀裂発生点における止端形状と疲れ強さとの関係を調べる際も上記の点が問題となるが、本報告では、その影響がほぼ無いと考えられる 5×10^5 回の寿命における時間強さを主として用いた。

3.2 疲れ強さの変動

SM 50 B 材の各継手群の 95% 信頼区間を、例として板厚 20mm の場合について Fig. 4 に示した。母材、突合せ、リブ十字、十字継手の順に疲れ強さが低下しているのがわかる。十字すみ肉継手の場合、すみ肉の大きさにより止端破壊するものと、ルート破壊するものがあり、このうち止端破壊したものについてのみ以下の検討に用いた。その他の突合せ、リブ十字、十字K開先継手はすべて止端破壊であった。したがって、溶接止端形状と疲れ強さとの検討に用いたグループの数は18である。

一条件における同一応力レベルでの実験点が少ないため、全グループについてその破断寿命分布を調べることはできなかったが、SM 50 B 突合せ継手では、疲労限よりも高い応力範囲で、板厚によらず寿命はほぼ対数正規分布とみなすことができ、そのときの変動係数は 0.13~0.25 であり、低応力側の方が変動係数は大きくなる

Fig. 4 95% confidence intervals for SM 50 B welded joints ($t=20\text{mm}$)

傾向にあった。西島ら⁸⁾も、繰返し数が 10^6 回未満程度の範囲では、寿命はほぼ対数正規分布とみなし得ており、本報告の結果と一致している。本報告では、その範囲内の実験点を最小自乗法を用いて log-log の一次回帰を行って平均値 $S-N$ を求め、その回帰パラメータを Table 4 に示した。それからの実験点の相対強度偏差を統計量として扱い、Fig. 5 に SM 50 B、板厚 9mm の場合について、正規確率紙にプロットしたが、他の継手の場合も同様にほぼ正規分布とみなすことができた。ここで、確率紙のプロットには (1) 式を用いた。

$$P = i / (m + 1) \quad (1)$$

m はデータ総数、 i は順位数である。これらのプロット点を直線回帰することにより変動係数を求めてみると、他の板厚の場合も含めて SM 50 B では、母材が 3.7%~6.1%、突合せ継手で 6.2%~8.7%、すみ肉継手で 6.7%~9.4% となっていた。母材よりも溶接継手の方が 50% 程度変動係数が大きくなっており、この傾向は SM 58 Q、HT 80 QT 材についてもほぼ同様であった。このように、溶接継手の疲れ強さは継手の種類によらず、ほぼ同程度の変動係数を示し、これは後述するように、溶接止端の応力集中係数の変動係数が継手の種類によらず、ほぼ 50% 前後であることと良く対応しているものと考えられる。

3.3 溶接継手の止端形状

Fig. 2 に示す形状パラメータについて、疲れ試験前に型取りしたシリコンゴムを用いて、亀裂発生点における溶接止端部の断面形状を調べた。それらを統計量として確率紙上にプロットし、直線回帰することにより、その分布の形、平均値、標準偏差の推定値を Table 5 (a)~5 (f) に示した。すみ肉溶接継手の脚長は、NK 鋼船規則⁹⁾に基づき、各板厚ごとにそのサイズを定めたため、表中のように板厚ごとに異なっている。また、試験片の個々の測定点における溶接止端部の形状パラメータか

Fig. 5 Distributions for the relative fatigue strength deviation

Table 4 Regression parameters for S-N relationship

$$\log \Delta \sigma = -A \cdot \log N_f + B$$

Reg. parameter		A			B		
Type of joints	t (mm)	9	20	40	9	20	40
SM50B							
base metal		0.1155	0.1067	0.0789	3.2086	3.1359	2.9856
butt welded joints		0.2200	0.2631	0.2458	3.6282	3.7962	3.6866
non-load, cruciform							
$t_1 = 9$ mm		0.2700	0.2880	0.3318	3.8307	3.8386	4.0410
20 mm		—	0.3159	—	—	3.9338	—
40 mm		—	—	0.3134	—	—	3.9271
load, cruciform							
$2a/t = 0.85$		0.2477	0.2117	—	3.4862	3.3262	—
1.34		0.3451	0.2954	—	4.0702	3.8831	—
1.70		0.3362	0.3656	—	3.9852	4.1682	—
load, cruciform-K		0.3419	0.3366	—	4.1024	4.0791	—
SM58Q							
base metal		0.1633	0.1656	—	3.5531	3.5599	—
butt welded joints		0.1693	0.2744	—	3.3571	3.8971	—
HT80QT							
base metal		0.1335	0.1608	—	3.4045	3.5631	—
butt welded joints		0.2459	0.2709	—	3.7685	3.8455	—

Table 5 Statistically estimated values for shape parameter of reinforcement

(a) SM50B butt welded joints.

Parameter		ρ		θ		H		B	
Distribution		log-normal		log-normal		normal		normal	
		mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d
t	9	0.478	0.425	34.0	5.2	2.36	0.37	10.55	0.80
	20	0.588	0.394	41.1	5.7	3.00	0.51	18.28	1.56
	40	0.556	0.402	34.4	8.4	3.58	0.47	30.36	3.34

(b) SM50B non-load carrying cruciform fillet welded joints.

Parameter				ρ		θ		1	
Distribution				log-normal		normal		normal	
				mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d
t	9	t_1	9	0.359	0.198	39.2	16.2	6.50	0.55
	20		9	0.403	0.252	47.6	12.0	9.98	0.69
	20		0.329	0.174	50.9	13.9	10.39	0.73	
	40		9	0.425	0.221	36.7	8.5	12.61	0.65
		40	0.392	0.303	37.4	11.9	11.95	0.73	

(c) SM50B load-carrying cruciform fillet welded joints.

Parameter				ρ		θ		1	
Distribution				log-normal		normal		normal	
				mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d
t	9	$a^{1)}$	4	0.382	0.126	42.9	11.0	6.80	0.39
			6	0.334	0.153	53.9	12.7	7.50	0.85
			8	0.362	0.271	43.7	12.2	10.83	0.69
			9	0.321	0.120	45.8	13.8	12.79	0.78
			13	0.337	0.195	51.6	15.4	19.06	1.48
			17	0.453	0.291	50.9	16.8	24.09	1.15

1) Objective value.

Fig. 5-2

(d) SM50B load-carrying cruciform K-fillet welded joints.

Parameter		ρ		θ		l	
Distribution		log-normal		normal		normal	
		mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d
t	9	0.408	0.223	46.5	9.3	9.07	0.96
	20	0.426	0.336	40.0	8.4	15.7	0.99

(e) SM58Q butt welded joints.

Parameter		ρ		θ		H	
Distribution		log-normal		normal		normal	
		mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d
t	9	0.591	0.417	32.5	10.4	2.29	0.52
	20	0.632	0.436	32.2	10.2	2.83	0.41

(f) HT80QT butt welded joints.

Parameter		ρ		θ		H	
Distribution		log-normal		normal		normal	
		mean	s.d	mean	s.d	mean	s.d
t	9	0.739	0.473	23.8	10.8	1.66	0.33
	20	0.679	0.407	31.0	17.5	2.89	0.46

ら、(2) 式¹⁰⁾を用いて、亀裂発生点における止端部の応力集中係数 K_t を求め、それらの統計的諸性質を求めた。

$$K_t = f(\theta) (\alpha_0 - 1) \quad (2)$$

$$\alpha_0 = 1 + [1 / (2.8 A_1 - 2) \cdot H / \rho]^{0.65}$$

$$f(\theta) = [1 - \exp(-0.90\pi\theta\sqrt{A_2}/180)] / \\ \times [1 - \exp(-0.45\pi\sqrt{A_2})]$$

$$A_1 = (2H + t) / t, \quad A_2 = (2H + t) / 2H$$

K_t については、Fig. 6 に示すように、 $K_t - 1$ として対数正規確率紙にプロットすると良い直線関係を示すことから^{5), 6)}、便宜的に対数正規分布として取り扱い、前述の試験ごとに $K_t - 1$ の平均値と標準偏差の推定値を求め、それらを Table 6 に示した。これらの変動係数

は、材種、継手の種類によらず、ほぼ 0.4~0.6 の間にあった。

4 考 察

4.1 疲れ強さに及ぼす溶接止端形状の影響

止端形状の影響を(2)式から求めた亀裂発生点における応力集中係数 K_t で代表させた。継手の疲れ強さと K_t の関係は Fig. 7 のように模式的に表わすことができる。図中の○印は前述のように、材種、継手の種類、板厚、のど厚、リブ厚等で分類した各グループ(たとえば、SM 50 B 突合せ溶接継手、板厚 9mm)の平均値、だ円は各グループ内のデータの散布状況を模式的に示したものである。本節では、それらグループ間の疲れ

Table 6 Statistically estimated values for K_t-1

		(K _t - 1)					
		mean			s.d		
Type of joints \ t (mm)		9	20	40	9	20	40
SM50B							
butt welded joints		1.25	1.52	2.03	0.63	0.66	0.77
non-load,cruciform							
t ₁ = 9 mm		1.82	3.40	3.95	0.72	1.45	1.66
20 mm		—	3.61	—	—	1.34	—
40 mm		—	—	4.51	—	—	2.13
load,cruciform							
2a/t=0.85		1.66	3.73	—	0.47	1.87	—
1.34		2.07	3.77	—	0.90	1.56	—
1.70		2.07	3.35	—	0.99	1.73	—
load,cruciform-K		1.85	3.22	—	1.19	1.75	—
SM58Q							
butt welded joints		1.16	1.64	—	0.52	0.78	—
HT80QT							
butt welded joints		0.77	1.52	—	0.31	0.67	—

Fig. 6 Distributions for the stress concentration factor (K_t-1) at the toe of the weld

強さの変動と、グループ内の疲れ強さの変動とをそれぞれ、溶接止端形状との関連から検討した。

(a) グループ間の疲れ強さの変動

各グループごとに、それぞれ統計的に推定した時間強さ

Fig. 7 Illustration for the correlation between the fatigue strength and the stress concentration factor

さの平均値を用いて、グループ間の疲れ強さの変動を調べた。Fig. 8 に 5×10^5 回の時間強さと K_t との関係を示した。継手の種類ごとに図中に示すような記号を用い、以後の図でもこの記号を用いることにする。

この場合の相関係数は 0.81 であり、グループ間の疲れ強さの変動の 2/3 は溶接止端部の応力集中に起因していることがわかる。また、図から十字および十字K開先すみ肉継手の疲れ強さが、他の継手に比較して低下していることがわかる。この原因として、目違い、角変形量の各グループ間の変動が考えられ、各グループごとに Table 3 に示した平均値を用い、梁理論に基づき剪断力を無視して公称曲げ応力 σ_{wb} を求め、Fig. 8 の時間強さ

Fig. 8 Relationship between the mean fatigue strength at 5×10^5 cycles and mean stress concentration factor for each group

Fig. 9 Revised relationship for Fig. 8

の平均値を (3) 式のように補正して Fig. 9 に示した。

$$\sigma'_w = \sigma_w + \sigma_{wb} \quad (3)$$

$$\sigma_{wb}/\sigma_w = 3(Lv_0/2 + \delta)/t$$

本報告の場合、グループ間の疲れ強さの変動は、止端部の応力集中と、止端部における角変形、目違いによる曲げ応力との相乗効果により 87% まで説明され、材種による多少の変動を無視すれば、(4) 式のように表わすことができる。

$$\sigma'_w \cdot K_t^{0.75} = 462 \quad (4)$$

(b) グループ内の疲れ強さの変動

Fig. 10 に、グループ内の疲れ強さの変動の例として、SM 50 B 突合せ溶接継手、板厚 9mm の場合を示した。縦軸は平均値 $S-N$ 曲線からの応力の偏差の相対値、横軸は個々の試験片ごとの亀裂発生点における K_t である。亀裂発生点は前述のように一般に複数個であり、その場合、横軸の K_t の値は各試験片ごとの平均値の推定値を用いた。他のグループについても Fig. 10 と同様な傾向が得られた。Fig. 10 の場合、相関係数は 0.53 とな

Fig. 10 Correlation between the relative fatigue strength and K_t for SM 50 B butt welded joints ($t=9$ mm)

Fig. 11 Correlation between the relative fatigue strength and the maximum stress concentration factor for each specimen

り、グループ内の疲れ強さの変動の 28% しか K_t で説明できない。Fig. 11 は横軸に各試験片ごとの K_t の最大値を用いたもので、相関係数は 0.34 となり、必ずしも K_t の大きい点の止端形状が継手の疲れ強さを支配しているのではないことがわかる。一方、Fig. 10 の実験点は、試験片幅、試験速度等の試験条件が種々にわたっており、Fig. 12 に板幅 25mm の試験片のみの結果を示した。この場合、相関係数は 0.63 で、Fig. 10 の場合よりも寄与率は高くなり、疲れ強さのほぼ 40% が K_t の変動で説明される。Fig. 13 は、SM 50 B 突合せ、およびリブ十字継手について、各板厚、板幅ごとに疲れ強さの変動に対する K_t の寄与率を求め、板幅の関数として示したものである。図中△印は西島らの結果⁹⁾であり、() 付きのものは、相関係数が 5% の危険率で有意にならなかったものである。これから、板幅が大きくなるに

Fig. 12 Correlation between the relative fatigue strength and K_t for SM 50 B butt welded joints ($t=9\text{mm}$, $w=25\text{mm}$)

Fig. 13 Relationship between the rate attributed to linear regression on K_t and the plate width

従って相関はなくなり、 K_t の寄与は低くなる傾向にある。これは、止端形状の測定点数、言い換えると、亀裂発生点数の問題であり、亀裂発生点数が増加するに従い、一試験片内の見かけの K_t の変動係数が大きくなり、本報告で用いたような平均値で、個々の試験片の止端形状を必ずしも代表し得なくなっていることを示しているものと考えられ、3.1節における亀裂発生点数の負荷応力に対する依存性とも関連してくる。したがって、Fig. 10で表わされる疲れ強さの変動の残りの分は、上述のような試験片を代表する K_t のとり方の問題、試験片ごとの目違い、角変形による変動、疲れ試験条件による変動、亀裂発生点における材質的不均一性に基づく変動などにより説明されることが考えられる。

以上のように、疲れ強さの変動をグループ間の変動とグループ内の変動とに分けて検討した。その結果、グループ内の変動、言い換えると個々の試験片の疲れ強さの

変動に対する K_t の寄与は意外に低いことがわかった。これは前述の変動要因の中でも、試験片を代表する K_t の求め方の問題が最も大きいと考えられ、定性的には次のような理由が考えられる。止端部における微小な疲れ亀裂の発生は止端部の点の K_t に依存するとしても、溶接継手の場合、それは全疲れ寿命のごく一部を占めるだけで、寿命の大半はそれ以降の微小な初期亀裂の合体、あるいは再合体を含む、疲れ亀裂の伝ばにより占められており、実用上の亀裂発生は亀裂の伝ば過程にあると考えられる¹¹⁾。Gurney¹²⁾や山田ら¹³⁾によるF.E.Mを用いた解析により、溶接継手の止端形状が亀裂の伝ばに及ぼす影響が調べられているが、それによると、亀裂深さが板厚の0.2~0.3程度までは止端形状による応力集中の影響があるとしており、余盛のある溶接継手の亀裂伝ば過程に及ぼす止端形状の影響が大きいのがわかる。一方、止端部で発生した亀裂は、Photo. 1のように表面亀裂として伝ばし、亀裂の成長に伴って板幅方向にもその大きさを広げ、伝ばに影響を及ぼす止端形状も領域を拡大して、その領域の平均的な形状が疲れ強さに影響を及ぼすようになってくるものと考えられる。そのため、止端部における K_t の溶接線方向の分布によって、また、その時点の亀裂の大きさにより、とるべき領域の大きさが異なり、寄与する K_t の値が変化することが考えられる。したがって、複数個の亀裂発生点がある試験片ごとの解析の際は、亀裂発生点の K_t の平均値だけでは十分な相関を得ることはむずかしく、結果として、グループ内の変動に対する K_t の寄与が低くなったものと考えられる。このように、個々の試験片ごとに K_t と疲れ強さを対応させるのは、現時点ではまだ問題があると考えられるが、それらを一括して取り扱い、グループとしての平均的な性質で検討したグループ間の疲れ強さの変動は(4)式で表わされ、 K_t と、目違い、角変形による曲げ応力との相乗効果でほぼ説明される。

4.2 溶接止端形状に及ぼす溶接条件の影響

前節において、材種、継手の種類、寸法等により分類したグループ間の疲れ強さの変動が、余盛止端形状による応力集中と、目違い、角変形に伴う曲げ応力との相乗効果でほぼ説明されることがわかった。それらは溶接施工条件によりその値を変えることが予想され、本節では、溶接止端形状と溶接条件の影響をグループ間の変動としてとらえ、それら各グループの平均値を用いて、溶接条件の影響を検討した。Fig. 2に示す余盛形状を表わす形状パラメータは、溶接条件によりその値が変化し、Fig. 14のような入熱量 Q との相関が得られた。ここで、 Q の値は止端部における余盛最終層の平均入熱量として求めた。一方、前節で疲れ強さに対応する余盛形状を代表するパラメータとして K_t を用いたが、 K_t は ρ/t , θ ,

Fig. 14 Correlation between the shape parameters of reinforcement and the heat input

Fig. 15 Correlation between the revised fatigue strength and the relative shape parameter

H/t (すみ肉継手の場合は l/t) に依存し、それらのパラメータは疲れ強さとの間に Fig. 15 に示すような関係がある。これから、疲れ強さを支配するパラメータとしては ρ/t と θ の影響が大きく、このことは、溶接止端形状を滑らかにすることにより疲れ強さを改善できることから明らかである^{3),4)}。一方、Fig. 14 からわかるよ

うに、これらの形状パラメータは溶接条件の影響を受け、止端部における表面張力と重力のバランスからその形状が定まり、溶接の際の冷却過程や溶融金属の物理的性質により変化するものと考えられる。これらは、溶接金属が凝固を開始した直後の、ごく短時間の高温側の状態で支配されと考えられるが、本報告では便宜上、溶接部の強さや切欠じん性などに関連する冷却過程としてよく用いられる、溶接ボンド部における 800°C から 500°C までの冷却時間 $S_{8/5}$ を稲垣¹⁴⁾ による (5) 式から求め、これをパラメータとして用いた。

$$S_{8/5} = K \cdot (1000Q)^n / B(600 - T_0)^2 \times \left\{ 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{t - t_0}{\alpha} \right) \right\} (\text{sec}) \quad (5)$$

本報告のような被覆アーク溶接の場合、 $n=1.5$, $K=1.35$, $t_0=1.46$, $\alpha=6.0$, $\beta=1.0$ (平板), 2.0 (すみ肉) の値を与えており、これから各継手ごとに冷却時間の平均値を求め、疲れ強さに影響を及ぼす形状パラメータ ρ/t , θ との関係を図. 16 に示した。ただし (5) 式の

Fig. 16 Relationship between the relative shape parameters and the cooling time due to Eq. (5)

Fig. 17 Correlation between K_t and the cooling time due to Eq. (5)

入熱量 Q としては、最終層の平均入熱量で代表させ、 T_0 は板の初温とし、予熱がない場合は 20°C とした。これから、 $S_{8.5}$ が $5\sim 10\text{sec}$ 以下では ρ/l が急激に小さくなり、冷却時間に強く依存していることがわかる。一方、 θ は冷却時間が大きくなるに従い、いくらか小さくなる傾向にあるが、 ρ/l ほど冷却時間に依存していない。このような形状パラメータの冷却時間に対する依存性は、結果として Fig. 17 に示すように応力集中係数 K_t の冷却時間に対する依存性として現われ、後述するように疲れ強さにも影響を与える。

4.3 疲れ強さに及ぼす溶接条件の影響

前節で溶接止端形状パラメータに及ぼす溶接条件の影響を検討した。疲れ強さに対しては、さらに溶接施工に伴う組織変化の影響として、切欠感受性の変化が考えられる。Fig. 18 には、 5×10^5 回の繰返し数における目違い、角変形の影響を補正した溶接継手の時間強さの平均値と、平滑母材の時間強さの平均値との比を K_f' として求め、 K_t との関係を示した。HT 80 QT 材が他の材種に比較して、いく分切欠感受性が高いように見えるが、SM 50 B と 58 Q はほぼ同程度と考えられる。図中には SM 50 A 母材切欠材の結果¹⁵⁾も示してあるが、溶接継手とは見かけの切欠感受性が異なっているように思われ、これは次のように説明される。本報告で考えているような K_t の範囲では、同一亀裂長さで亀裂発生寿命を定義した場合、母材切欠材と溶接継手の亀裂発生寿命と全寿命との比はほぼ $0.4\sim 0.5$ であることから¹¹⁾、見かけの切欠感受性が異なっている理由として、亀裂発生後の亀裂伝ば過程に対する切欠の影響の度合いが異なっていることが考えられる。つまり、母材切欠材のような貫通亀裂の場合、初期切欠先端半径程度まで亀裂が成長すると初期切欠の影響は無くなるのに対し¹⁶⁾、本報告のように外部欠陥としての余盛がある溶接継手では表面亀裂となり、板厚の $20\%\sim 30\%$ 程度までその影響があるとき

Fig. 18 Relationship between K_f' and K_t

Fig. 19 Correlation between K_f' and the cooling time due to Eq. (5)

れており^{12),13)}、亀裂伝ば寿命のかなりの部分が止端部の応力集中の影響を受けることになり、結果として図に示されるような直線的な相関が得られたものと考えられ、このことは余盛のある溶接継手の場合を考慮すると、亀裂伝ば過程を含まない亀裂発生寿命で、切欠感受性を評価すべきであることを示唆しているものと思われる。

Fig. 19 には、(5)式から求めた冷却時間と K_f' との関係を示した。これは Fig. 17 と同様な傾向を示し、これから溶接止端における応力集中に起因する溶接継手の疲れ強さの低下を最小限にするような適正溶接条件の設定が必要となる。本報告は、被覆アーク溶接、下向姿勢という限られた枠内であるが、SM 50 B および SM 58 Q の場合、溶接設計の段階で便宜的に、溶接最終層のボンド部における 800°C から 500°C までの冷却時間を $6\sim 7\text{sec}$ 以上にするにより、Fig. 4 におけるリブ十字継手や十字継手の疲れ強さを突合せ継手と同程度まで改善することができることを示唆しており、本報告では入熱条件を継手の種類、寸法によらず一定としたことが、結果として止端形状を劣化させ、さらに疲れ強さを低下させたものと考えられる。

以上のように、溶接継手の疲れ強さは溶接止端形状を介して溶接条件により支配されることを統計的に明らかにした。しかしながら、実際の構造物では溶接法や溶接技能等により、溶接条件も多様に変化することが考えられる。著者らは現在、ガスシールドアーク、サブマージアーク溶接継手についても溶接条件を種々変化させ、同様な研究を行っており、それらの結果も合わせ、今後さらに検討を加えたいと考えている。

5 結 論

溶接構造用鋼 SM 50 B, SM 58 Q および HT 80 QT 材の各種溶接継手について、その溶接止端形状と疲れ強さ

との関係を統計的に検討した。また、限定された範囲内ではあるが、溶接条件による止端形状の変化を介して、溶接条件の疲れ強さへの影響についても考察した。得られた結果を以下に示す。

(1) 溶接継手の疲れ強さの変動は、継手の種類によらず疲労限以外では、ほぼ正規分布とみなすことができた。その変動係数は、SM 50 B 材の場合、突合せ継手で 6.2%~8.7%，すみ肉継手で 6.7%~9.4% となっており、母材よりも溶接継手の方が 50% 程度変動係数が大きかった。一方、破断寿命の分布は変動係数 0.13~0.25 の対数正規分布とみなすことができた。

(2) 亀裂発生点の応力集中係数 K_t を、フランク角の補正を行った Heywood の実験式を用いて計算した。それらは、 K_t-1 として対数正規確率紙上にプロットすると良い直線関係を示し、その変動係数はほぼ 0.4~0.6 であった。

(3) 疲れ強さと溶接止端形状との関係を、材種、継手の種類、寸法等で分類したグループ間の疲れ強さの変動とグループ内の変動とに分けてそれぞれ検討した。グループ間の疲れ強さの変動は止端部の応力集中と、角変形、目違いによる曲げ応力との相乗効果により 87% まで説明できる。個々の試験片について行ったグループ内の疲れ強さの変動に対する K_t の寄与は低く、これは試験片を代表する K_t のとり方に問題があると考えられる。

(4) 上述のグループ間の疲れ強さの変動に及ぼす溶接条件の影響を溶接ボンド部における 800°C から 500°C までの冷却時間 $S_{8/5}$ をパラメータとして用い検討した。その結果、 $S_{8/5}$ が 5~10sec 以下では ρ/t が急激に小さくなり、止端部の K_t が大きくなっていた。

(5) 上記のことから、被覆アーク溶接、下向姿勢という限られた枠内であるが、溶接継手の疲れ強さは溶接止端形状を介して、溶接条件により支配されていることが明らかになった。今後は、他の溶接法あるいは溶接技能等を考慮した検討が必要と考えられる。

謝 辞

本研究は、科学技術庁金属材料技術研究所疲れ試験部で作成している「溶接継手の疲れ特性データシート」の結果¹⁷⁾の一部をまとめたもので、その計画実行の細部や溶接継手試験材の製作方針について御助言いただいている金材技研疲れデータシート検討会第2分科会の委員の方々に感謝いたします。また、まとめに当たって図表の整理をしていただいた金材技研 今野武志技官に厚く謝意を表します。

文 献

- 1) たとえば、溶接継手の疲れ強さに関する実験的研

- 究, JSSC, Vol. 7, No. 72 (1971) 17~38.
- 2) たとえば、二瓶正俊, 佐々木悦男: SM50A 鋼突合せ溶接継手の疲れ強さのばらつきと余盛形状について, 溶接学会誌, Vol. 45, No. 1 (1976) 54~60.
- 3) たとえば、溶接継手の止端研削による疲れ強さ向上法, JSSC, Vol. 12, No. 126 (1976) 1~22.
- 4) たとえば, S. Kado, T. Ishiguro, M. Hanzawa, H. Yokota: Influence of the Conditions in TIG Dressing on Fatigue Strength in Welded High Tensile Strength Steels, IIW Doc.-XIII-771-75 (1975).
- 5) 吉田進, 稲垣道夫, 金尾正雄, 佐々木悦男, 二瓶正俊, 鎌倉将英: SM 50 B 突合せ溶接継手の疲れ特性におよぼす寸法・速度効果, 溶接学会誌, Vol. 47, No. 9 (1978) 627~632.
- 6) 鎌倉将英, 二瓶正俊, 佐々木悦男, 金尾正雄, 稲垣道夫: SM 50 B リブ十字すみ肉溶接継手の疲れ特性におよぼす寸法効果, 溶接学会誌, 投稿中.
- 7) T. H. Topper, R. M. Wetzel and JoDean Morrow: Neuber's Rule Applied to Fatigue of Notch Factors, J. of Materials, Vol. 4, No. 1 (1969), 200.
- 8) 西島敏, 竹内悦男: 溶接構造用 SM 50 A 鋼の確率疲労特性, 材料, Vol. 27, No. 300 (1978), 884~889.
- 9) 鋼船規則, 日本海事協会 (1975).
- 10) R. B. Heywood: Designing by Photoelasticity, 177, Chapman & Hall Ltd (1952).
- 西田正孝: 応力集中, 森北出版 (1967).
- 11) 二瓶正俊, 今野武志, 佐々木悦男: 亀裂発生寿命に及ぼす切欠形状の影響, 日本造船学会論文集, Vol. 144 (1978), 323~333.
- 12) T. R. Gurney: Finite Element Analyses of Some Joints with the Welds Transverse to the Direction of Stress, Weld. Inst. Members Report, E/62/75.
- 13) P. Albrecht and K. Yamada: Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, J. of the Structural Division, ASCE, Vol. 103, No. ST2 (1977) 377~389.
- 14) 稲垣道夫, 中村治方, 岡田 明: 溶接部の冷却時間の推定に関する実験式の理論的検討, 金属材料技研報告, Vol. 8, No. 2 (1965) 124~141.
- 15) E. Sasaki, A. Ohta and M. Kosuge: Notch Sensitivity in Fatigue of Several Structural Materials, Trans. NRIM, Vol. 20, No. 2 (1978) 128~137.
- 16) 西谷弘信, 石田 誠: 主軸端にき裂をもつた円孔の引張りにおける応力拡大係数, 日本機械学会論文集, Vol. 39, No. 317 (1973) 7~14.
- 17) NRIM FATIGUE DATA SHEET, No. 5 (1978) SM 50 B リブ十字, 十字, SM 58 Q, HT 80 QT については 1979 発刊予定