(Fig. 6 B) に対してはこれら諸要因の効果が強いと考えられる。

4.5 高温特性に及ぼす溶接熱サイクルの影響

多層盛 SAW 溶接金属において先行ビードは後行ビードの熱サイクルを受けて硬くなる⁶⁾。しかし表 2 に示すように 550℃ と 600℃ におけるクリープ破断試験では先行ビードと後行ビード間の差は認め難くなる。

先行ビードと後行ビード間では溶接法, 溶接条件が同じ場合, 樹枝状晶, δ フェライトおよび δ フェライト網の大きさ等はほぼ同じである。したがって先行・後行ビード間に生ずる例えば硬さなど機械的性質の差は主として後行ビードの熱サイクルによって形成される微細析出物, 転位組織, セル構造などに起因しており, 高温での引張破断試験やクリープ破断試験の場合には, 試験過程で析出や回復再結晶の進行により先行・後行ビード間の組織的な差が減少し, 試験値の差が認め難くなるものと考えられる。

5. 結 言

308型溶接金属の高温特性における SAW・TIG 溶接間, 大入熱 SAW, 小入熱 SAW 間および先行ビードと後行ビード間の差などについて調べ以下の点を明らかにした。

1) TIG 材は SAW 材より高温クリープ破断強さは強いがクリープ破断伸びは SAW 材の方が優れている。高温引張強さは TIG 材の方が強いが, 破断伸びは TIG 材と SAW 材間で差は認められない。

2) SAW 材には TIG 材の10倍以上のOが含まれている。N量がほぼ等しければO量が増すとクリープ破断強さは減少し, クリープ破断伸びは増す。

3) SAW 材のOは酸化物系介在物を作る。この介在物は 0.2~0.4 $\mu\phi$ のものが大半を占め, 約4 μ 間隔でオーステナイト内に分散している。介在物周辺ではクリープ中に転位の上昇運動などが起こり転位密度が減少する。このため SAW 材は TIG 材に比べてクリープ過程でオーステナイト内で回復・再結晶が容易に起こり転位密度が低くなり易い。このためクリープ変形が一様にそれぞれの結晶粒で進行し易くなる。SAW 材が TIG 材に比べ強さが弱く, クリープ破断伸びが大きいのはこのためである。

4) 小入熱 SAW 材は大入熱 SAW 材に比べ常温および高温において硬さが硬く引張破断伸びが大きい。しかし 550℃ 以上の引張強さや 550℃ でのクリープ破断強さでは両者間の差は認められない。

5) 小入熱材の硬さや引張破断伸びが大入熱材に比べて大きいのは, 溶接凝固組織, 樹枝状晶, δ フェライトや δ フェライト網の大きさなどが大入熱材に比べ細かいためと考えられる。また 550℃ 以上の引張強さやクリープ破断強さの差が, 大入熱, 小入熱材間で認め難いのは両者間における析出物・転位組織・亜結晶などのミクロ組織の差がこれらの試験過程で消滅するためと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 財前, 常富, 青木, 鈴木: オーステナイトステンレス鋼308系 溶接金属の高温特性—高温特性に及ぼす溶接法および Y, N の影響 第81回溶接法研究委員会資料
- 2) 鈴木, 板東, 青木, 西: 308 型溶接金属のクリープ特性—クリープ特性に及ぼす V, の影響—溶接学会全国大会講演概要, 第23集, (1978), : P138
- 3) 辛島誠一: 高温における金属学会会報, 18, (1979), P461
- 4) 辛島誠一: 金属の高温クリープ度形機構に関する研究の現状 鉄と鋼, 65, (1979), P820
- 5) 日本金属学会: 格子欠陥と金属の機械的性質 丸善, 1967, P42
- 6) 財前, 常富, 青木, 鈴木, 板東: 308型溶接金属に及ぼす熱サイクルの影響, 溶接学会全国大会講演概要, 第28集, (1981), P 5

余 盛 形 状 と 応 力 集 中 率*

溶接継手部の応力集中度・応力拡大係数について (第1報)

寺崎 俊夫**, 秋山 哲也**, 横島 直彦***, 磯谷 寿甫***, 堅田 寛治***

Effect of Factors in Weld Reinforcement on Stress Concentration Factor*

—Study of Stress Concentration Factor and Stress Intensity Factor in Welded Joint (Part I)

by Toshio Terasaki**, Tetsuya Akiyama**, Naohiko Yokoshima**, Toshisuke Isoya**
and Kanji Katada**

The stress concentration factor and the stress intensity factor at the place, where fatigue and cold cracking frequently occur during manufacture and in service, have been studied using numerical analysis.

*原稿受付 昭和56年11月16日 (昭和56年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 九州工業大学 Member, Kyushu Institute of Technology

***正 員 (株)小松製作所 Member KOMATSU LTD.

This paper is the first part of three-part paper on the above subject. It firstly deals with the characteristics of the histogram, average value, and deviation of factors involved in the reinforcement of welded joint produced by various welding processes such as SMAW, SAW, EBW, CO₂W. The equation is secondly derived that related the stress concentration factor with the factors involved in the reinforcement of weld. The results are summarized as following:

- (1) The root radius of shielded manual arc welded joint was large in comparison with that of other welding processes such as EBW, CO₂W, SAW.
- (2) There did not exist the significance concerning the correlation among the factors involved in electron beam welded joint.
- (3) The difference between the real value and the predicted value of the stress concentration factor was less than or nearly equal to 0.3.

1. 緒 言

溶接継手の形状に支配される応力集中率や応力拡大係数は溶接継手の低温割れ、疲労、腐食の問題の重要な要因となる。ところが、溶接継手形状は複雑なため、継手形状と応力集中率や応力拡大係数の関係を系統的に取り扱った論文は少ないようである。本論文では第 1 報として、溶接継手の疲労強度の重要な因子である余盛形状を取り上げ、余盛形状の各要因を調査し、余盛形状と応力集中率の関係を検討した。

最初に、各種溶接法によって作られた溶接継手について余盛形状の各要因を文献により調査した¹⁻⁶⁾。しかし、電子ビーム溶接 (以後 EBW とする) の余盛形状を調査した報告はなかったので、EBW 継手の余盛形状の各要因を実験により求めた。次に、応力集中率に及ぼす余盛形状の各要因の影響を西谷⁷⁾の提案した体積力法に基づく数値計算で調べた。最後に、余盛形状の各要因の情報から応力集中率が簡単に計算される近似式を導いた。

2. 実験 方 法

2.1 溶接条件

EBW 継手の余盛形状を調べるために、Table 1 に示すように EBW の溶接条件を大きく変化させた。溶接電流を 10~60mA、溶接速度を 20, 50 cm/min、ビーム・アクティブ・パラメータである a_b 値を 0.7~1.1 と変化させ、S 50 C 鋼にビード・オン・プレート溶接を行った。

2.2 余盛形状の測定方法

余盛形状の主因子は Fig. 1(a) に示すようにビード幅 b 、余盛高さ h 、余盛角 θ 、止端半径 ρ の 4 つである。止端半径 ρ を除いた 3 つの因子は試料を # 600 エメリーペーパーで仕上げ後、5% ナイタルで腐食して撮影した Fig. 2(a) に示す 3 倍

の断面写真から測定した。止端半径 ρ は試料を # 1200 エメリーペーパーまで仕上げ、パフ研磨後、5% ナイタルで腐食して撮影した Fig. 2(b) に示す 125 倍の顕微

h: Height of reinforcement of weld
b: Width of reinforcement of weld
 ρ : Toe radius
 θ : Flank angle

ρ : Toe radius
 ρ_2 : Local toe radius

Fig. 1 Factors in the reinforcement of welded joint

Table 1 Conditions of electron beam welding and the measured values of factors in the reinforcement of weld

No.	I (mA)	E (kV)	v (cm/min)	a_b	b (mm)	h (mm)	θ (deg)	ρ_1 (mm)	ρ_2 (mm)
1	10	150	20	1.1	3.33	0.27	11.1	15.2	0.88
2	20		20	1.1	5.09	0.63	14.2	13.4	0.92
3	20		20	1.0	3.59	0.99	34.4	32.3	0.52
4	20		20	0.9	5.33	0.64	16.2	15.3	1.28
5	20		20	0.8	3.70	0.33	17.8	18.8	1.12
6	40		20	1.0	3.93	1.53	25.1	33.3	0.88
7	30		20	0.9	5.75	1.27	31.5	30.2	0.68
8	40		20	0.8	6.75	1.59	26.5	29.3	1.24
9	30		20	0.7	4.33	0.45	11.7	18.0	1.16
10	40		20	0.9	4.73	1.93	49.2	56.2	0.88
11	30		20	0.8	6.67	0.73	11.3	14.5	1.32
12	40		20	0.7	8.67	1.03	12.3	13.0	1.08
13	10		50	1.0	2.47	0.27	17.6	16.2	0.92
14	10		50	0.9	2.17	0.19	23.8	22.0	1.88
15	20		50	1.0	2.43	1.05	46.8	49.2	0.68
16	20		50	0.9	3.42	0.66	27.9	27.2	0.88
17	20		50	0.8	4.17	0.48	20.0	18.0	1.24
18	30		50	1.0	2.50	1.50	38.1	39.1	0.60
19	30		50	0.9	3.45	1.05	50.6	43.8	0.64
20	30		50	0.8	5.00	0.83	18.6	20.0	1.28
21	30		50	0.7	3.50	0.84	18.3	19.5	1.28
22	40		50	0.9	2.95	1.39	54.8	55.0	0.76
23	40		50	0.8	4.83	1.27	30.8	36.0	0.72
24	40		50	0.7	5.57	1.07	24.0	24.3	0.92
25	50		50	0.9	3.52	1.97	56.2	55.1	0.68
26	50		50	0.8	3.95	1.42	49.1	48.5	0.60
27	50		50	0.7	5.62	1.45	35.2	32.7	0.64
28	60		50	0.8	4.12	1.88	50.1	52.7	0.56
29	60		50	0.7	4.95	1.57	42.0	42.5	0.56

Fig. 2 Reinforcement of welded joint

鏡写真から測定した。止端半径は応力集中度に大きな影響を与えるので, Fig. 1(b)に示すように微視的な止端半径 ρ が存在する場合には微視的な止端半径 ρ_2 と巨視的な止端半径 ρ_1 の両者を測定した。

3. 計算方法

3.1 体積力法

応力集中度を精度よく求める方法として従来, 光弾性法がよく用いられていた。しかし, 溶接継手形状は複雑なため光弾性法で研究した報告は少ない^{4, 8-10)}。西谷⁷⁾は電子計算機を利用して, 応力集中度を精度よく求める体積力法を提案している。体積力法に基づくプログラムを作成すれば, 複雑な形状の応力集中度も簡単に計算できる。体積力法の基本的な考え方は無限板に集中荷重が作用している時の応力の式を用いて, Fig. 3 に示す有限板 V の応力境界条件を無限板において再現する方法である。すなわち, Fig. 3 に示す有限板 V の境界条件

Fig. 3 Process of the analysis of body force

$$\left. \begin{array}{l} y=y_1, y_2 \text{ で } \sigma=0 \\ x=x_1, x_2 \text{ で } \sigma_1 \end{array} \right\} \quad \dots\dots (1)$$

を, 無限板に設定した仮想境界「 $y=y_1-0, y=y_2+0, x=x_1-0, x=x_2+0$ 」を n 個の区間に分割し, 各区間上に集中力を面積で割った値である体積力密度 ρ_{kx}, ρ_{ky} を作用させ, 無限板中の仮想境界「 $y=y_1, y_2; x=x_1, x_2$ 」で境界条件である式 (1) を満足させるように ρ_{kx}, ρ_{ky} を決定して応力を求める方法である。

3.2 プログラムの妥当性

体積力法に基づいて作成したプログラムの妥当性を調べる。Fig. 4 に示す十字継手の境界 $x=0, 155 \text{ mm}$ の面に x 方向の応力が作用している時の $x=50, 105 \text{ mm}$ 上の応力集中度を計算した。応力集中度に境界を有限分割した事による誤差が含まれる事を除くため, 西谷⁷⁾の方法に従い, 分割総数 $n, 2n$ のそれぞれの応力集中度より分割数が無限大での応力集中度を導いた。計算結果では $x=50, 105 \text{ mm}$ の応力分布は同一となり, Fig. 4 の点 3, 11, 18, 26 の応力集中度は表 2 に示すように 1.1662 となった。一方, Fig. 4 と同一の形状をもつ試験片の光弾性実験による応力集中度は熊谷⁴⁾により 1.1906 となり, 西田⁸⁾のフィレット形状の光弾性実験によると 1.20 となった。Table 2 より作成したプログラムによる計算結果は 0.04 の相違で光弾性実験の結果と一致したことがわかる。

Fig. 4 Nodes used for the analysis of body force

Table 2 Stress concentration factor

	KUMAGAI	NISHIDA	BODY-FORCE
K_t	1.1906	1.20	1.1662

4. 余盛形状の各因子について

4.1 因子間の相関

EBW 継手の余盛形状の因子の測定結果を Table 1 に示す。余盛形状の因子である余盛高さ h , ビード幅 b , 余盛角 θ , 止端半径 ρ_1 間の相関関係を EBW 継手について調べた 1 例を Fig. 5 に示す。Fig. 5 は相関関係が最も強かった h と θ の関係を示している。相関係数の 2 乗である多重決定係数 R^2 は実験値が回帰方程式で説明される割合を示しており, 最も強い h と θ の相関においても $R^2 \approx 60\%$ であった¹¹⁾。各因子間の回帰方程式と R^2 を次に示す。

$$\begin{aligned} h &= 0.047 \theta - 0.37 & R^2 &= 60.2\% \\ \rho_1 &= -0.014 \theta + 1.38 & R^2 &= 46\% \\ h &= -2.9 \rho_1 + 3.83 & R^2 &= 39.3\% \\ b &= 0.512 h + 3.38 & R^2 &= 3.3\% \end{aligned}$$

Fig. 5 Correlation between flank angle and height of reinforcement

ただし ρ_1 , h , b の単位は mm, θ の単位は度である。以上より, EBW 継手の余盛形状の因子間には強い相関関係は存在せず, 余盛形状から応力集中率を求める場合には余盛形状のすべての因子を測定しておく必要がある。

4.2 溶接方法と余盛形状の因子

溶接方法として SAW, SMAW, EBW, 炭酸ガス溶接 (以後 CO_2W とする) を取り上げ, 余盛形状の各因子の平均値と標準偏差を調べた結果を Table 3 に示す。

Table 3 Average value and deviation of factors in the reinforcement of welded joint produced by various welding process

W.P.	$\rho_1 \pm s$ (mm)	$\rho_2 \pm s$ (mm)	$\theta \pm s$ (deg.)	$h \pm s$ (mm)	$b \pm s$ (mm)
EBW1	0.52 ± 0.14	0.155 ± 0.05	49.2 ± 5.8	1.53 ± 0.17	4.2 ± 0.4
EBW2	0.83 ± 0.15	-	23.2 ± 3.9	0.94 ± 0.13	5.5 ± 0.7
EBW3	0.94 ± 0.31	-	29.7 ± 14.7	1.01 ± 0.55	4.2 ± 1.7
CO_2W	0.64 ± 0.15	-	23.3 ± 5.0	2.42 ± 0.52	22.0 ± 1.5
SAW	0.67 ± 0.76	-	45.0 ± 17.2	-	-
SMAW1	2.26 ± 2.67	-	-	2.51 ± 0.69	-
SMAW2	2.08 ± 0.86	-	31.9 ± 10.9	3.72 ± 0.54	-

ρ_1 : Toe radius ρ_2 : Local toe radius θ : Flank angle
 h : Height of reinforcement b : Breadth of bead
 s : standard deviation W.P.: Welding process

Table 3 の中で上付きバーは平均値を示す。表中の EBW3 は Table 1 のデータを整理した結果である。EBW1, EBW2 は EBW 継手の疲労試験片を同一溶接条件で製作した時の余盛形状の各因子の測定結果である¹³⁾。EBW1 と EBW2 の製作時期は約 1 年間異なっている。 CO_2W の実験値も疲労試験片から求めた¹³⁾。サブマージド・アーク溶接 (以後 SAW とする) の結果は日本鋼構造協会で行なわれた委員会の実験値を整理して求めた¹⁾。SMAW1 は二瓶⁵⁾の実験値を整理した結果であり, SMAW2 は溶接協会の鉄鋼部会技術委員会の実

験値を整理した結果である⁶⁾。Table 3 より被覆アーク溶接 (以後 SMAW とする) の止端半径 ρ_1 は他の溶接法の ρ_1 に比べて大きい事がわかる。SMAW を除いた他の溶接法においては止端半径 ρ_1 はあまり変化していないように思われる。Fig. 6 に示すように EBW, SAW の ρ_1 の度数分布のモードはあまり変わらない。

Fig. 6 Histogram of toe radius

5. 余盛形状と応力集中率

5.1 応力集中率におよぼす余盛形状の影響

Fig. 7 に応力集中率 K_t におよぼす余盛形状の各因子の影響を示す。図の横軸に余盛形状の因子を取り, 縦軸に K_t を取っている。計算は Fig. 7(a) の図中に示すように, 余盛形状の上に凸の山形を一部変更して行なっている。Fig. 7 の計算結果は従来の研究報告の傾向と一致しており, 止端半径 ρ が小さくなったり, 余盛角 θ が大きくなると K_t は上昇している。特に, 余盛高さ h と板厚 t の比 h/t が $0 \sim 0.05$, ビード幅 b と板厚 t の比 b/t が $0 \sim 1.0$ の間で K_t が大きく変化する事は興味深い事である。

5.2 2重切欠と応力集中率

Fig. 1(b) に示すように止端部に ρ_1, ρ_2 の止端半径が存在して 2 重切欠になっている時の応力集中率は Fig. 8

Fig. 7 Effect of factors in the reinforcement of welded joint on stress concentration factor

Fig. 8 Division of stress concentration produced in the welded joint with double notch

に示すように, 定性的には各切欠きが単独に存在している時の応力集中度から計算できる⁹⁾. Fig. 8 では2重切欠 ρ_1, ρ_2 をもつ余盛部の応力集中度 K_{ta} は応力集中効果 $K_{ta}-1$ が単独切欠き ρ_2 による応力集中度 K_{tb} , ρ_1 による応力集中度 K_{tc} の応力集中効果 $K_{tb}-1, K_{tc}-1$ の和で与えられるとしている. すなわち

$$K_{ta}-1 = (K_{tb}-1) + (K_{tc}-1) \quad \therefore K_{ta} = K_{tb} + K_{tc} - 1 \quad \dots\dots(2)$$

Fig. 8 の考え方の妥当性を検討するために, 局部切欠半径 ρ_2 の切欠き深さ d を種々変化させた時の Fig. 8 (a) の計算結果 K_{ta} , Fig. 8(b), (c) の計算結果 $K_{tb}-1$,

$K_{tc}-1$ および式 (2) より計算した $K_{tb}+K_{tc}-1$ の値を Table 4 に示す. K_{ta} と $K_{tb}+K_{tc}-1$ の比較より, Fig. 8 の考え方で2重切欠きの応力集中度はおおむね評価されている事がわかる. また, 切欠き深さ d が増加すると K_t が急激に大きくなっている.

5.3 応力集中度を求める近似式

5.1, 5.2項で種々の余盛形状の応力集中度を体積力法

Table 4 Comparison of calculated value K_{ta} with predicted value $K_{tb}+K_{tc}-1$

d (mm)	d/ ρ_2	$K_{tb}-1$	$K_{tc}-1$	$K_{tb}+K_{tc}-1$	K_{ta}
0.	0.	0.	0.39	1.39	1.39
0.1	0.33	1.3		2.69	2.42
0.2	0.66	1.4		2.79	2.75
0.3	1.	1.5		2.89	2.93
0.6	2.	2.1		3.49	4.14
1.2	4.	3.4		4.79	4.70

$\rho_1=2(\text{mm}), t=10(\text{mm}), b=15(\text{mm}), h=2(\text{mm}),$
 $\theta=45(\text{deg}) \rho_2=0.3(\text{mm})$

で求めた。しかし、工学上は余盛形状の因子の情報から応力集中率が簡単に求められる事が必要である。Table 1, Table 3 を参考にして、余盛形状の因子を種々に変化させて 36 個の応力集中率を体積法で求め、余盛形状の因子を独立変数、応力集中率を従属変数として回帰分析を行なった。回帰分析においては、熊谷⁴⁾、西田⁷⁾ の応力集中率の論文を参考にして、関数形を次のように仮定した。

$$\hat{K}_t - 1 = C_0(b/t)^{C_1} \cdot A^{C_2} \cdot Q^{C_3} \quad \dots\dots(3)$$

ただし $\hat{K}_t$: 応力集中率の予測値

C_0, C_1, C_2, C_3 : 定数

$$A = \frac{1 - \exp\{-0.90 \theta \sqrt{t/h+2}\}}{1 - \exp\{-0.45 \pi \sqrt{t/h+2}\}}$$

$$Q = \frac{1}{5.6(h/t) + 0.8} \cdot \frac{h}{\rho_1}$$

$$\theta = \pi \rho / 180$$

式 (3) の定数 C_0, C_1, C_2, C_3 を回帰分析で求め、数値を丸めた結果、次の式が得られた。

$$\hat{K}_t - 1 = 0.68(b/t)^{0.2} \cdot A \cdot Q^{0.3} \quad \dots\dots(4)$$

ただし 適用範囲 $0.1 \leq h/\rho_1 \leq 80$

$$0.15 \leq b/t \leq 2.3$$

$$0.05 \leq h/t \leq 2.5$$

式 (4) は Fig. 1 の型の余盛や V 開先、レ開先の余盛に適用できる。

回帰方程式 (4) より計算した応力集中率の予測値 $\hat{K}_t$ と体積法による計算値 K_t の関係を Fig. 9 の○、□印で示す。○印は図中に示す A 型、□印は B 型を示す。図中の実線は $\hat{K}_t = K_t$ 、破線は $\hat{K}_t = K_t \pm 0.3$ を示す。

Table 5 は EBW, CO₂W の溶接継手と 2 重切欠きを設けた時の余盛形状を体積法で計算した応力集中率 K_t と式 (2) の考えにより式 (4) および 2 重切欠き効果を Neuber¹²⁾ の式を使用して、次式で計算した時の応力集中率 $\hat{K}_t$ を示す。

Table 5 Comparison of calculated value K_t with predicted value $\hat{K}_t$

	g_1 (mm)	t (mm)	b (mm)	h (mm)	θ (deg.)	g_2 (mm)	d (mm)	K_t	$\hat{K}_t$
EBW1	0.5	4	4.3	1.6	50	—	0	1.75	1.59
EBW2	0.8	4	5.8	1.0	25	—	0	1.55	1.39
EBW3	0.5	4	4.7	1.9	50	—	0	1.75	1.60
EBW4	0.5	4	4.7	1.9	50	0.2	0.05	2.90	2.60
EBW5	0.5	4	4.7	1.9	50	0.2	0.2	3.89	3.60
CO ₂ W1	12	4	25	2.6	30	—	0	1.27	1.25
CO ₂ W2	0.8	4	22	3.2	30	—	0	2.07	1.54
CO ₂ W3	0.8	4	22	3.2	30	0.2	0.6	4.90	5.00
D1	2.	10	15	2.	45	—	0	1.39	1.52
D2	2.	10	15	2.	45	0.3	0.1	2.42	2.67
D3	2.	10	15	2.	45	0.3	0.2	2.75	3.15
D4	2.	10	15	2.	45	0.3	0.3	2.93	3.52
D5	2.	10	15	2.	45	0.3	0.6	4.14	4.35
D6	2.	10	15	2.	45	0.3	1.2	4.70	5.52

Fig. 9 Comparison of calculated value with predicted value

$$\hat{K}_t - 1 = 0.68(b/t)^{0.2} \cdot A \cdot Q^{0.3} + 2\sqrt{d/\rho_2} \quad \dots\dots(5)$$

図 9 の■印、▲印は回帰方程式を導くときに用いなかった応力集中率の計算値と予測値を示す。■印は図中の B 型、▲印は B 型にさらに 2 重切欠き加わった余盛形状である。Fig. 9, Table 5 より近似式 (4), (5) で、応力集中率はおおむね ± 0.3 の範囲で予測されていると思われる。また、Fig. 9, Table 5 より微視的な止端半径 ρ_2 が存在しない時の余盛部の応力集中率は 1~3 の間に存在していることがわかる。

6. 結 論

本論文の結論を次に要約する。

1) 電子ビーム溶接継手の余盛形状の因子を実験で調べた結果、余盛形状の因子間には強い相関関係は認められなかった。

2) SAW, SMAW, CO₂W, EBW の余盛形状の因子を整理し、平均値と標準偏差を求めた。止端半径は SMAW のみ大きくて、他の溶接方法間には差異はあまり見られなかった。

3) 応力集中率は従来の研究報告と同様に止端半径、余盛角の影響を大きく受けるが、それ以外に、余盛高さ、ビード幅の影響も大きい事を示した。

4) 余盛形状の因子の情報より応力集中率を求める近似式を示し、 ± 0.3 のバラつきでおおむね、評価できる事を示した。

5) 微視的な止端半径 ρ_2 が存在せずに, 2 重切欠になっていない場合には余盛形状部の応力集中率は 1~3 の間に存在する。

謝 辞

体積力法について御討論いただいた九州工業大学の村上助教授, 実験を行なってくれた外山工学士に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 日本鋼構造協会疲労委員会, JSSC Vol. 10, No. 99, 1974, p. 5
- 2) W.W. Sanders, A.T. Derco, W.H. Munse, W.J. 44 (1965), No. 2, 49s
- 3) 山口, 寺田, 新田, 造船協会論文集, No. 115 (1964), p. 89
- 4) 熊谷, 島田, 日本機械学会論文集, Vol. 34 (1967), No. 258, pp. 249
- 5) 二瓶, 佐々木, 本誌, Vol. 45 (1976), No. 1, p. 54
- 6) 溶接協会, MWC 委員会資料, 田村主査
- 7) 西谷, 日本機械学会誌, Vol. 70 (1967), No. 580, p. 627
- 8) 西田, 応力集中, 森北出版
- 9) R.B. Heywood, Designing by Photoelasticity, 1952, Champmann & Hall
- 10) R.E. Peaterson, Stress Concentration Design Handbook, 1965, John Wiley & Sons
- 11) N.R. Draper, H. Smith, Applied Regression Analysis, 中村慶一訳, 森北出版
- 12) Neuber: Ketspannungslehre, Julius Springer, 磯辺茂生訳, コロナ社
- 13) 投稿中

鋼の再熱割れ感受性におよぼすクロムとモリブデンの影響*

—Cr-Mo 鋼の再熱割れに関する研究, 第 2 報—

玉置 維昭**, 鈴木 実平**

Influences of Chromium and Molybdenum on Reheat Cracking of Steels*

—The Study of Reheat Cracking of Cr-Mo Steels, Report 2—

by Koreaki Tamaki** and Jippei Suzuki**

Influences of chromium and molybdenum on the reheat cracking sensitivity of the high strength steels and Cr-Mo heat resisting steels were investigated using 20 synthetic Cr-Mo steels melted in our laboratory. These steels contained 0 to 5 wt%Cr and 0.25 to 1.5 wt%Mo. Cracking sensitivity were evaluated in terms of the critical restraint stress obtained by the modified implant method for the reheat cracking. The results are summarized as follows. 1) When the chromium content was smaller than about 1 wt%, the cracking sensitivity increased with the increase of chromium content, but when it exceeded about 1 wt%, the cracking sensitivity decreased conversely. 2) The harmful effect of molybdenum was maximum when the chromium content was about 1 wt%. 3) The combined influence of chromium and molybdenum was shown by means of the contour lines of the critical restraint stress in the Cr-Mo contents diagram.

1. 緒 言

鋼の再熱割れ感受性におよぼす合金元素および不純物元素の影響に関して, これまで各種の研究がなされてきた。そして 80 kg/mm² 級高張力鋼 (HT 80) のような Cr および Mo 含有量の低い, ある限られた組成範囲の

鋼に関しては, これらの研究結果をもとに再熱割れ感受性指数として, たとえば P_{SR} ¹⁾ および ΔG ²⁾ が提案されている。

$$P_{SR} = (\% \text{Cr}) + (\% \text{Cu}) + 2(\% \text{Mo}) + 10(\% \text{V}) + 7(\% \text{Nb}) + 5(\% \text{Ti}) - 2$$

$P_{SR} \geq 0$ の時, 再熱割れ発生

但し $\% \text{Cr} \leq 1.5$, $0.10 \leq \% \text{C} \leq 0.25$, $\% \text{Cu} \leq 1.0$
 $\% \text{Mo} \leq 2.0$, $\% \text{V}$, $\% \text{Nb}$, $\% \text{Ti} \leq 0.15$

*原稿受付 昭和56年8月31日 (昭和55年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 三重大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Mie University