

溶接継手の応力集中係数に及ぼす余盛形状因子と 溶接条件の影響†

藤 崎 涉* 野 田 尚 昭**
田 中 洋 征* 西 谷 弘 信***

Effects of Reinforcement Geometry and Welding Condition on Stress Concentration Factor of Butt Welded Joint

by

Wataru FUJISAKI*, Nao-aki NODA**, Hiroyuki TANAKA*
and Hironobu NISITANI***

This paper deals with the stress concentration analysis of weld reinforcements under tensile load, and the optimum weld condition for decreasing the stress concentration factor(SCF).

SCF was systematically calculated using a numerical analysis with various geometrical parameters. The stress field induced by a distributed force on a segment in an infinite plate was used as a fundamental solution to solve this problem. In the calculated range of the geometrical parameters, SCF and the optimum weld condition were found to be as follows.

(1) SCF is almost constant when a flank angle θ is over 60° , when h/t is over 0.2, or when w/t is over 1.0; where h is the height of the reinforcement, w is the width of the reinforcement, t is the thickness of the plate.

(2) SCF is almost proportional to the square root of t/ρ , where ρ is the radius of the notch.

(3) In pulse arc welding, the best welding condition for decreasing SCF is the one to control θ except ρ .

Key words: Stress concentration factor, Butt welded joint, Reinforcement, Pulse arc weld, Experimental design, Optimum weld condition

1 緒 言

溶接構造物の破損は、疲労が原因である場合が多い¹⁾、溶接継手の疲労限度は母材平滑材のそれより著しく低下することがあり、この主な原因は溶接継手の余盛止端部に発生する局所的な応力集中であることはよく知られている²⁾⁻⁴⁾。

溶接継手の設計の信頼性を高めるために、強度に影響を及ぼすあらゆる要素を詳細に検討することが重要である。特に、応力集中がどのような形状因子に強く依存しているかを把握し⁵⁾、応力集中を低減する方法について考慮することは、合理的な設計を行う上で有用である。

溶接継手の応力集中係数の系統的な研究は、有限要素法では余盛止端部の細かい要素分割が複雑なことから見あたらず、野村の等角写像法と実験による研究^{6),7)}、寺崎らの体積法による計算⁸⁾、川端らの境界要素法に

よる計算などわずかである。

本研究は重ね合せ原理に基づく弾性解析プログラムにより突合せ溶接継手の応力集中係数に及ぼす余盛形状因子の影響を明らかにすること、およびそれを応力集中係数を低減する最適溶接条件の評価へ応用することを目的としている。

2 計 算 方 法

重ね合せ原理に基づく体積法は、著者の一人が開発した数値計算手法であり¹⁰⁾、無限板または半無限板の一点に集中力が作用する場合の任意の点の応力の式を基本解として、密度をつけた基本解の重ね合わせで得られる境界値が計算対象の境界条件を満足するように体積力の密度を求める手法である。

未知の境界値および領域内の値は、既知となった密度を用いて求めることができる。さらに体積法は、基本密度関数の概念、補助領域での体積力の作用、特

† 原稿受理 平成元年11月20日 Received Nov. 20, 1989

* 正 会 員 福岡県工業技術センター 北九州市八幡西区則松, Fukuoka Industrial Technology Center, Norimatsu, Yahata-nishi-ku, Kitakyushu

** 正 会 員 九州工業大学 北九州市戸畑区仙水町, Kyushu Institute of Technology, Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu

*** 正 会 員 九州大学 福岡市東区箱崎, Faculty of Engineering, Kyushu University, Hakozaki, Higashi-ku, Fukuoka

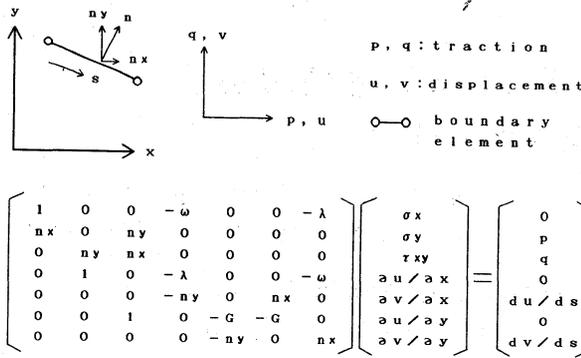


Fig. 1. Matrix for stress-strain on a boundary.

殊な基本解や合力境界条件, などにより種々の問題で高精度の解を得ている。¹⁰⁾⁻¹³⁾

本計算にはこの体積法法の考え方に立つ重ね合せ原理に基づく弾性解析プログラムを修正して用いた。ここでは, 無限板にある線分に線形分布荷重が作用する場合の基本解を用いている。¹⁴⁾

一般に, 境界のすぐ内側の変位は精度よく求められていないことがあり, これに起因して境界上の応力の精度も低下する。本計算では, 境界上の応力・ひずみをより精度よく求めるために, Fig. 1 に示す構成のマトリックス¹⁵⁾を付加している。

Table I. Stress concentration factors on a point A.

Case	1	2	3
Degree (°)	15	10	5
Method 1	2.791 -11.5	2.933 -6.98	3.035 -3.75
Method 2	3.131 -0.70	3.147 -0.20	3.148 -0.16

Upper column: Calculated value,
Lower column: Relative error (%),
Exact solution 3.153

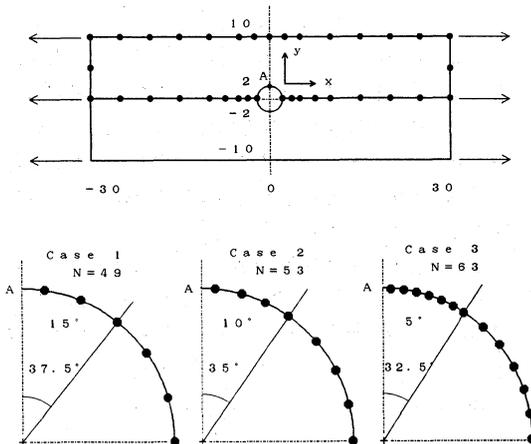


Fig. 2. Element division of a plate with a hole.

これは ① 応力-ひずみの関係, ② 境界上における表面力と応力の関係, ③ 境界上での変位の変化率とひずみ成分の関係, を組み合わせたものである。これを以下, 境界上の応力・ひずみマトリックスと便宜的に呼ぶこととする。

3 応力集中係数の精度検討

重ね合せ原理に基づく弾性解析プログラムの計算精度を検討するため, 中心に円孔を有する帯板の引張り問題を計算した。

応力の求め方は2通りで, 手法1: 円孔の円周上の任意の点を内点として計算する方法と, 手法2: 境界上の応力・ひずみマトリックスを用いる方法である。

帯板の形状および円孔の要素分割を Fig. 2 に示す。要素分割の仕方は3通りで, 最大応力が生ずる A 点近傍 (中心角で片側約 35° 以内) を 15°, 10°, 5° ごとに分割した。

円孔中心 Y 軸上の A 点の応力集中係数を Table I に示す。厳密解¹⁶⁾は 3.153 である。手法2の境界上の応力・ひずみマトリックスを使用すると, 5° 分割のとき相対誤差 0.2% 未満の高精度で解が得られた。

4 突合せ溶接継手の応力計算

突合せ溶接継手の形状因子を Fig. 3 に示す。形状因子には, 切欠半径: ρ , 余盛角度: θ , 余盛幅: w , 余盛高さ: h , 板厚: t がある。応力集中部分である余盛止端部では, 要素分割は中心角度で 5° 間隔とした。

余盛止端部における接線方向の応力が, ある余盛角度 θ_0 で最大応力 $\sigma_{t \max}$ となる。

$$\sigma_{t \max} = \sigma_x \cos^2 \theta_0 + \sigma_y \sin^2 \theta_0 - 2\tau_{xy} \sin \theta_0 \cdot \cos \theta_0 \quad (1)$$

本計算における応力集中係数 K_t は, 余盛止端部に生じる接線方向の最大応力 $\sigma_{t \max}$ を最小断面部の公称応力 σ_n で割った値である。

$$K_t = \frac{\sigma_{t \max}}{\sigma_n}, \quad \sigma_n = \frac{P}{t} \quad (2)$$

ここで, P は板に作用する引張り力である。

4.1 応力集中係数に及ぼす余盛形状因子の影響
溶接継手の応力集中係数に及ぼす切欠半径/板厚の関係を Fig. 4 に示す。応力集中係数は切欠半径/板厚が小さくなるにつれ切欠半径/板厚の平方根の逆数にはほぼ比例することがわかる。

応力集中係数と余盛高さ/板厚の関係を Fig. 5 に示す。余盛高さ/板厚の値が約 0.2 を越えると, 応力集中係数はほぼ一定となる。

応力集中係数と余盛幅/板厚の関係を Fig. 6 に示す。余盛幅/板厚の値が約 1.0 を越えると, 応力集中係数はほぼ一定となる。

応力集中係数と余盛角度の関係を Fig. 7 に示す。

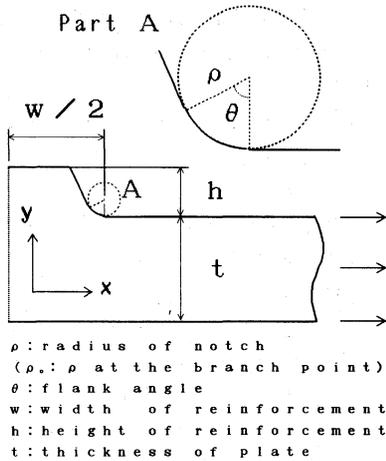


Fig. 3. Geometrical parameters of a butt welded joint.

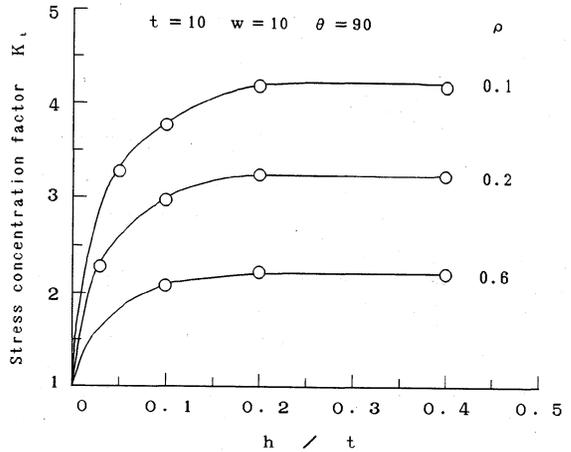


Fig. 5. Effect of h/t on the stress concentration factor.

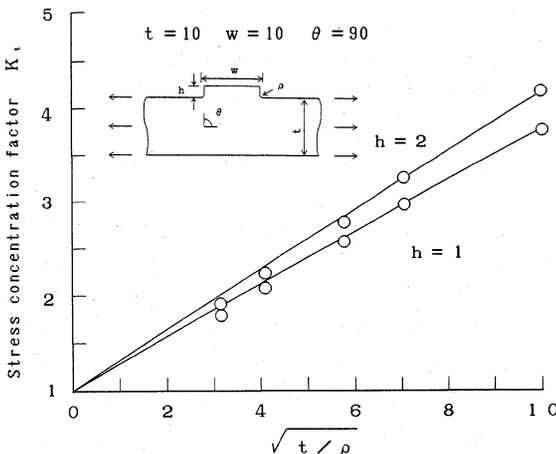


Fig. 4. Effect of ρ/t on the stress concentration factor.

余盛角度が約 60° を越えると、応力集中係数はほぼ一定となる。

4.2 応力集中係数の近似式

得られた応力集中係数から回帰分析を行った結果、本計算の範囲での突合せ溶接継手の応力集中係数の近似式は下式で表される。

$$K_t = 1 + C \cdot F(h/t) \cdot F(w/t) \cdot F(\theta) \cdot (t/\rho)^{0.5} \quad (3)$$

$$F(h/t) = 1.0 - \exp(-10.4 \cdot (h/t)^{0.70})$$

$$F(w/t) = 1.0 - \exp(-4.92 \cdot (w/t)^{1.13})$$

$$F(\theta) = \{1.0 - \exp(-4.10 \cdot (\rho/t)^{0.10}) \cdot (\pi/180) \cdot \theta\} / \{1.0 - \exp(-4.10 \cdot (\rho/t)^{0.10} \cdot (\pi/2))\}$$

$$C = 0.322$$

ここで、 $F(h/t)$: 余盛高さの影響の補正係数

$F(w/t)$: 余盛幅の影響の補正係数

$F(\theta)$: 余盛角度の影響の補正係数

式(3)による応力集中係数と弾性解析による数値計算値とは、Fig. 8に示すように、最大5%程度の相対誤差で一致している。

4.3 疲労限度に及ぼす余盛形状因子の影響

著者の一人は溶接継手の疲労限度を止端部切欠半径 ρ と分岐点における切欠半径 ρ_0 との関係により二種類に分類している。

(1) $\rho > \rho_0$ のとき、溶接継手の疲労限度 σ_w はき裂発生に基づく限界応力 σ_{w1} に等しいから、次の関係により求めることができる。

$$\sigma_w = \sigma_{w1} = \frac{\sigma_{max}}{K_t} \quad (4)$$

σ_{max} は切欠半径 ρ の時のき裂発生限界における切欠底の最大応力であり、 K_t は切欠半径 ρ を含めたすべての形状因子により決まる応力集中係数である。

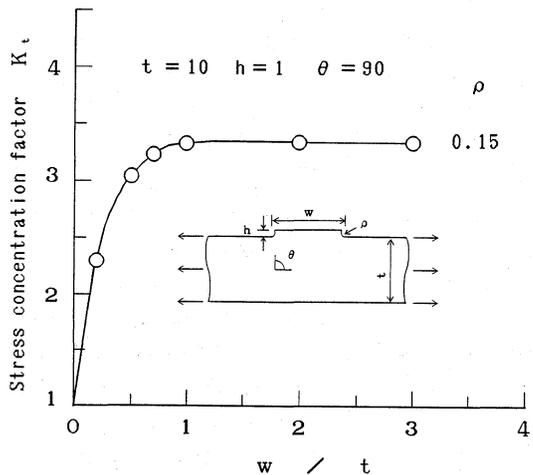


Fig. 6. Effect of w/t on the stress concentration factor.

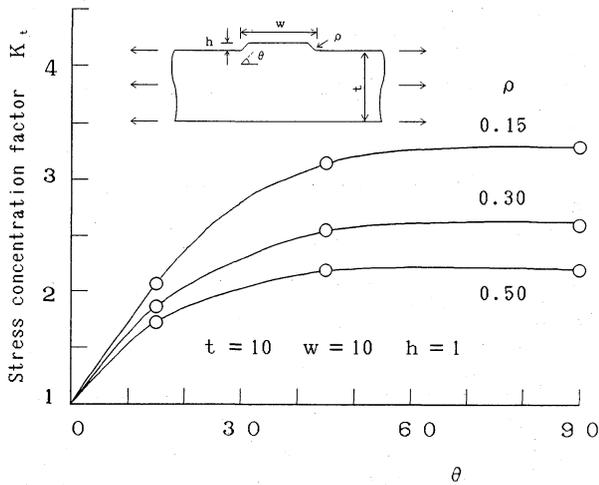


Fig. 7. Effect of θ on the stress concentration factor.

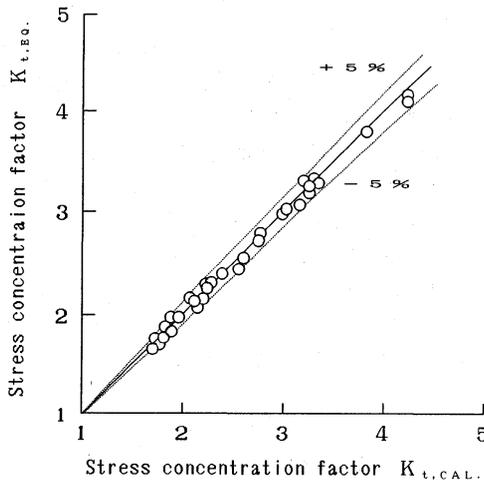


Fig. 8. Comparison between the stress concentration factor from equation (3): $K_{t,Eq.}$ and the stress concentration factor calculated using numerical analysis: $K_{t,CAL.}$

(2) $\rho \leq \rho_0$ のとき, σ_w は停留き裂の伝ば限界条件 σ_{w2} で決まり, σ_{w2} は $\rho = \rho_0$ のときの σ_{w1} にほぼ等しいから, 次の関係により求めることができる.

$$\sigma_w = \sigma_{w2} = \frac{\sigma_0}{K_t|_{\rho=\rho_0}} \quad (5)$$

σ_0 は $\rho = \rho_0$ のときのき裂発生限界における切欠底の最大応力であり, $K_t|_{\rho=\rho_0}$ は分岐点の切欠半径 ρ_0 と, その他の形状因子により決まる応力集中係数である.

ρ_0 の値は, 例えば両振り曲げの SS41 鋼ではほぼ 0.6 mm, SM50 鋼ではほぼ 0.45 mm, HT80 鋼ではほぼ 0.3 mm^{3), 18), 19)} である. 溶接継手の余盛止端部には分岐点の切欠半径 ρ_0 より小さい切欠きが存在することから, 一般に溶接継手は鋭い切欠材に相当すると見なせ, したがって式 (5) により疲労限度を求めることができる.

5 応力集中係数に及ぼす溶接条件の影響

溶接条件が余盛形状に影響することはよく知られている^{20), 21)}. そこで, パルスアーク溶接の条件因子である, アーク電圧, ベース電流, パルス周波数, ワイヤ突出し長さ, トーチ角度を, 2水準 $L_8(2^7)$ ²²⁾ の直交表に割りつけて行われた清高の実験結果を用いて, 溶接継手の余盛止端部の応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ に及ぼす溶接条件の影響を検討した.

4章で述べたように, 応力集中に最も強く影響するのは余盛止端部の切欠半径であるが, この切欠半径の測定はなされていない²²⁾. しかし, 通常の溶接では余盛止端部に十分鋭い切欠きが存在している^{23), 24)} から, すなわちこの溶接継手は鋭い切欠材に相当するとみなして,

応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ を低減する最適溶接条件の評価を行う.

ここでは文献²²⁾の溶接継手における分岐点の切欠半径 ρ_0 を 0.6mm と仮定する. TIG 処理などを行わない限り余盛止端部には ρ が 0.2~0.5 mm 前後の切欠きが残っていることから鋭い切欠材に相当するとみなせ, 疲労限度は式 (5) から求められる. そこで溶接条件が余盛形状にどの程度影響し, その結果応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ にどの程度寄与しているのかを検討した.

平均溶接電流は 150 A, 250 A の 2 通りで, おおこの場合の溶接条件 (各 5 因子 2 水準) の値を Table II に示す. 試験片の板厚は 9 mm である. Table III には直交表による水準の組合せ, 各平均溶接電流での溶接継手の余盛止端部の形状因子の測定結果, および近似式 (3) から得られた応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ を示す.

平均溶接電流 150 A の場合, Table IV の分散分析による寄与率からわかるように, アーク電圧 (因子 A) は余盛角度, 余盛高さ, 応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ に強く影響している. パルス周波数 (因子 C) は 5% 有意で余盛角度, 応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ に強く影響している. ところが, ベース電流 (因子 B) は余盛高さに強く影響しているにもかかわらず応力集中係数 $K_t|_{\rho=\rho_0}$ に全く影響しない. これは余盛高さが応力集

Table II. Welding conditions.

Parameter	150		250	
	Level 1	Level 2	Level 1	Level 2
A. Arc voltage (V)	24	28	28	32
B. Base current (A)	20	60	60	80
C. Pulse frequency (Hz)	60	120	60	120
D. Wire extension (mm)	15	20	20	25
E. Degree of torch (°)	80*	90	80*	90

* Degree of forehead

*1 著者の一人の同様な材質の実験結果から推定したものである¹⁸⁾.

Table III. Combination of levels with orthogonal array and the experimental results.

Exp. No.	Level					Average weld current 150 A					Average weld current 250 A						
	A	B	C	D	E	w(mm)	h(mm)	$\theta(^{\circ})$		$K_t _{\rho=0}$		w(mm)	h(mm)	$\theta(^{\circ})$		$K_t _{\rho=0}$	
1	1	1	1	1	1	10.1	2.8	30	35	2.00	2.06	9.0	5.0	55	60	2.18	2.20
2	1	1	2	2	2	8.5	2.8	44	42	2.12	2.06	9.5	4.4	51	49	2.17	2.16
3	1	2	1	2	2	8.7	2.3	36	40	2.05	2.09	10.1	4.9	57	46	2.20	2.15
4	1	2	2	1	1	8.2	2.2	36	33	2.05	2.02	9.8	3.8	49	46	2.16	2.15
5	2	1	1	1	2	11.1	2.4	27	25	1.95	1.92	8.3	5.0	88	70	2.23	2.21
6	2	1	2	2	1	8.9	2.3	32	29	2.01	1.97	12.9	3.7	42	40	2.12	2.11
7	2	2	1	2	1	8.8	2.1	26	25	1.92	1.91	14.8	5.2	49	48	2.17	2.16
8	2	2	2	1	2	7.9	1.9	35	31	2.02	1.98	12.2	3.3	35	36	2.06	2.07

Table IV. Contribution ratio of the parameters (analysis of variance).

Parameter	Average weld current 150 A				Average weld current 250 A			
	w	h	θ	$K_t _{\rho=0}$	w	h	θ	$K_t _{\rho=0}$
A. Arc voltage (V)	0.0	33.2*	51.3*	60.8*	30.2	0.0	0.0	7.8
B. Base current (A)	37.0	56.1*	0.0	0.0	14.5	0.0	15.8*	9.7
C. Pulse frequency (Hz)	40.2	1.1	16.3*	9.8*	0.0	77.6*	34.2*	43.9*
D. Wire extension (mm)	6.3	0.0	4.8*	0.1	18.8	0.0	4.6	0.0
E. Degree of torch ($^{\circ}$)	0.0	0.0	12.9*	4.9	10.6	0.0	1.3	0.0
e. Error	16.5	9.6	14.7	24.5	25.9	22.5	44.2	38.6

Unit: % * 5% significant

中係数 $K_t|_{\rho=0}$ に影響する臨界値 (板厚の約 20%) を越えていることによる。このことは余盛幅についても同様に言える。すなわち、ベース電流は 5% 有意ではないにしろ余盛幅にも影響していると考えられるが、余盛幅が臨界値 (ほぼ板厚程度) 近傍であるので、応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ にほとんど影響しない。したがって、応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ の制御因子は余盛角度に強く影響するアーク電圧 (因子 A)、パルス周波数 (因子 C) である。Table III より応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ の全平均、5% 有意の因子 A、C の効果 ((水準 1 の平均 - 水準 2 の平均) / 2) を計算すると、それぞれ 2.008, 0.048, -0.020 となる。最もよく応力集中係数を低下させる最適条件 A₂、C₁ での応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ の母平均の区間推定は 1.94 ± 0.03 である。

平均溶接電流 250 A の場合、パルス周波数 (因子 C) が同様に余盛角度を通して応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ に影響している。最適条件 C₂ での応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ の母平均の区間推定は 2.13 ± 0.02 である。逆に最も不適な条件 C₁ でのそれは 2.19 ± 0.02 となる。

このように、余盛角度に最も影響する溶接条件を適切に選択することにより応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ を効果的に低減できる ($K_t|_{\rho=0}: 2.19 \rightarrow 1.94$)。このことは、疲労限度の上昇に結びつくことから、応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ の低減を図る最適溶接条件の選定により溶接継手の設計の信頼性を高めることができる。

6 結 言

突合せ溶接継手の応力集中係数の重ね合せ原理に基づく弾性解析による数値計算とパルスアーク溶接にお

ける最適溶接条件の評価を行い、以下の結論を得た。

- (1) 余盛角度が約 60° 以上になると応力集中係数はほぼ一定となる。
- (2) h/t が約 0.2 以上になると応力集中係数はほぼ一定となる。
- (3) w/t が約 1.0 以上になると応力集中係数はほぼ一定となる。
- (4) 応力集中係数は、 t/ρ の平方根におおむね比例する。
- (5) 対象としたパルスアーク溶接条件の範囲では、余盛幅、余盛高さとも応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ に影響する臨界値を越えている。
- (6) 対象としたパルスアーク溶接条件の範囲では、切欠半径以外では余盛角度を制御するよう溶接条件を選択すれば応力集中係数 $K_t|_{\rho=0}$ の低減、すなわち疲労限度の上昇を図ることができる。

(昭和63年12月15日 第8回設計における信頼性工学シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 西田新一, “機械機器破損の原因と対策” (1986) 日刊工業
- 2) W. W. Sanders, Jr., A. T. Derecho and W. H. Munse, Welding Research Supplement, No. 2, 49 (1965).
- 3) 西谷弘信, 田中洋征, 藤崎 渉, 溶接学会論文集, 2, 160 (1984).
- 4) 川崎 正, 沢木洋三, 八木考一郎, 溶接学会誌, 37, 1353 (1968).
- 5) 野田尚昭, 西谷弘信, 深迫 泉, 日本機械学会論文集,

- A-52, 1066 (1986).
- 6) 野村恭雄, 日本機械学会論文集, **25**, 1075 (1959).
- 7) 野村恭雄, 日本機械学会論文集, **25**, 1084 (1959).
- 8) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 横島直彦, 磯谷寿甫, 樫田寛治, 溶接学会誌, **51**, 790 (1982).
- 9) 川畑篤敬, 前田幸雄, 大倉一郎, 日本土木学会第8回年次学術講演会講演概要集, p. 325 (1983).
- 10) 西谷弘信, 日本機械学会誌, **70**, 627 (1967).
- 11) 西谷弘信, 村上敬宣, 日本機械学会論文集, **40**, 31 (1974).
- 12) 西谷弘信, 野口博司, 陳 玳珩, 美根宏昭, 日本機械学会論文集, A-54, 2093 (1988).
- 13) 西谷弘信, 陳 玳珩, “体積力法”(1988) 培風館
- 14) 平居孝之, “弾性解析プログラムとその使い方”(1984) 理工図書
- 15) J. C. F. Telles, C. A. Brebbia, Applied Mathematical Modelling, **3**, 466 (1979).
- 16) 石田 誠, 日本機械学会論文集, **21**, 514 (1956).
- 17) 西谷弘信編, “疲労強度学”(1983) オーム社
- 18) 西谷弘信, 田中洋征, 三沢祥一, 別所諱之, 溶接学会誌, **50**, 362 (1981).
- 19) 西谷弘信, 田中洋征, 藤崎 渉, 日本機械学会論文集, A-51, 421 (1985).
- 20) 丸尾 大, 平田好則, 野田純考, 溶接学会論文集, **2**, 12 (1984).
- 21) 小菅茂義, 国定泰信, 仲田清和, 田中基吉, 溶接学会論文集, **3**, 291 (1985).
- 22) 清高捻勝, 大分県工業試験場業務年報, p. 61 (1984).
- 23) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 和田耕治, 材料, **36**, 362 (1987).
- 24) 村木潤次郎, 石黒隆義, 半沢 貢, 横田彦二郎, 溶接学会誌, **37**, 1202 (1968).
- 25) 田口玄一, “実験計画法”, p. 9 (1976) 丸善

~~~~~

書 評

~~~~~

“The Structures of Binary Compounds”

J. Hafner, F. Hulliger, W. B. Jensen, J. A. Majewski,
K. Mathis, P. Villars, P. Vogl (共著)

(F. R. de Boer, D. G. Pettifor 編 Cohesion and Structure Vol. 2)

(1989年, North-Holland 発行, 23×15.5 cm, 382ページ, Dfl. 265)

本書は金属, 合金および各種化合物の凝集力と構造問題に関するシリーズ“Cohesion and Structure”の第2巻であり, 主として二元系化合物の構造について最近の実験結果の集録と構造の安定性に関する問題について量子論に基づく理論的な研究成果をふまえて, 詳細に解説したものである。

第1章は P. Villars, K. Mathis, F. Hulliger 共著の“Environment classification and structural stability maps”であり, A_xB_y 型の二元系化合物の構造に関する実験結果を集め, メンデレエフ数を使った二次元構造図 (Pettifor map) と原子半径差, 電気的陰性度差および平均価電子数を使った三次元構造図の作成法と実際の構造図が掲載されている。これらの図面は化合物の構造を調べたり, 新しい化合物の構造を予測するとき等に用いると大変便利である。第2章は W. B. Jensen 著の“Crystal coordination formulas: A flexible notation for the interpretation of solid-state structures”であり, 分子構造, イオン結晶, 金属間化合物等各種の結晶構造について, その表示法として用いられる結晶配位式について簡潔に述べられている。第3章は J. Hafner 著の“Quantum theory of structure: sp-bonded systems”であり, sp 結合の結晶構造の量子論による取扱いについて基本的な考え方が述べられている。元素, 固溶体, 金属間化合物, 液体合金の構造の計算による理論的予測について多くの研究結果が集録されている。第4章は J. A. Majewski, P. Vogl による“Quantum theory of structure: tight-binding systems”であり, 固体の凝集力と構造についてタイトバインディング理論による取扱いについて詳細に述べられている。

このように本書の内容はかなり専門的であり, 理解するには量子論の知識が必要であり, 初心者向けの入門書ではないが, 化合物の結晶構造, 結合に関して興味のある研究者, 技術者にとっては最近の研究結果が多数集録されていて, 非常に有益な書物であると思われる。

(京都大学工学部 菊池 潮美)