- 本機械学会論文集 A, 47 (1981), 384.
- 12) 松岡; 単一過大荷重後の疲れき裂伝播の遅延挙動に関する研究, 東京工業大学博士論文.
- 13) C. Robin, M. Louah and G. Pluvinaige; Influence of an Overload on the Fatigue Crack Growth in Steels, *Fatigue of Eng. Mat. and Struct.*, 6 (1983), 1.
- 14) 城野, 金谷, 菅田, 菊川; 単一過大荷重による平面ひずみ条件下の疲労き裂進展の遅延挙動, *材料*, 32 (1983), 1383.
- 15) J. W. Hutchinson; Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, *J. Mech. Phys. Solids*, 16 (1968), 13.
- 16) N. E. Dowling and J. A. Begley; Fatigue Crack Growth Plasticity and the J-Integral, *ASSM STP 596* (1976), 82.

電子ビーム溶接継手の疲労強度について*

寺崎 俊夫**, 横島 直彦***, 堅田 寛治***

Study of Fatigue Strength of Electron Beam Welded Joint*

by Toshio Terasaki**, Naohkio Yokoshima*** and Kanji Katada***

This paper deals with the fatigue strength of electron beam welded joint made from the welding structure steel SM41. The cause of the difference in the fatigue strength between electron beam (EBW) and CO₂ gas (CO₂W) welded joints was investigated by comparing the factors which are the weld reinforcement, the residual stress and the hardness at the neighbourhood of the toe. The fatigue strength of CO₂W welded joint was considerably lower than that of the base metal, but the fatigue strength of EBW welded joint was equal to that of the base metal in order to occur fracture in the base metal of EBW welded joint. Therefore, above factors of joints welded by both welding processes were studied. The values of residual stress in the fatigue specimen machined from the welded joint were nearly zero. The stress concentration factor calculated from the weld reinforcement geometry of EBW was smaller than that of CO₂W. The hardness at the toe of EBW welded joint was extremely larger than that of CO₂W welded joint. The fatigue test results of notched specimens quenched by high frequency and non-quenched suggested that the difference of the fatigue strength between EBW and CO₂W welded joints was caused by both the increasing hardness and the decreasing the stress concentration factor.

Key Words: EBW, Fatigue Strength, CO₂W, Welded Joint, Toe

1. 緒 言

電子ビーム溶接は溶接時のエネルギー密度が高いため、アーク溶接に比べて、小入熱で溶接できる特徴を持っている。したがって、溶接に固有な問題である溶接変形が少なく、また、残留応力発生領域も小さい。以上の特徴により、電子ビーム溶接は急速に発展し、溶接施工にしばしば利用されるようになった。一方、電子ビーム溶接に関する従来の研究の多くは溶接方法に関するものであり、電子ビーム溶接継手の強度に関する研究は少ないようである。特に、電子ビーム溶接継手の疲労強度に関する

研究は少なく、一部に余盛を削除した場合の実験結果が示されている程度である¹⁾。しかし、一般に構造物においては溶接継手部の余盛を削除する事は少なく、余盛を削除しない電子ビーム溶接継手の疲労強度を研究する事は設計上重要な問題になると考えられる。

本研究では構造用鋼である SM41 鋼を対象として、余盛付き電子ビーム溶接継手の疲労強度とアーク溶接の代表としての炭酸ガス溶接継手の疲労強度を取り上げ、電子ビーム溶接継手とアーク溶接継手の疲労強度の相違の要因について検討した。

2. 供試材料および実験方法

実験に用いた材料は溶接構造用圧延鋼材 SM41B で、板厚 19mm である。鋼材の化学組成と機械的性質を Table 1 に示す。電子ビーム溶接継手(以後、EBW 継

*原稿受付 昭和59年7月7日(昭和57年FS研究委員会にて発表)

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

***正 員 小松製作所 Member, Komatsu LTD.

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of steel and core wire used

	Chemical composition (wt%)						Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S		Y.S. (kgf/mm ²)	T.S. (kgf/mm ²)	El. (%)
SM41B	0.17	0.24	0.84	0.018	0.014		32	48	29
CO ₂ Wire (1.64)	0.11	0.54	0.95	0.011	0.014		51	58	29

Y.S.: Yield strength T.S.: Tensile strength El.: Elongation

Table 2 Welding conditions of electron beam welding and CO₂ gas arc welding

Welding condition of EBW

V(kV)	I(mA)	v(mm/min)	Q(J/cm)
150	105	1580	6000

Welding condition of CO₂W

	V(V)	I(A)	v(mm/min)	Q(J/cm)
first pass	38	404	400	23000
second pass	38	416	400	24000
third pass	41	460	400	28000

Fig. 1 Sizes of fatigue specimens

手とする)は Table 2 に示す溶接条件で、ビード・オン・プレート溶接で、炭酸ガス溶接継手 (以後、CO₂W 継手

Fig. 2 Parameters characterizing the weld reinforcement geometry

とする)は V 開先の突合せ溶接で Table 2 に示す溶接条件で溶接した。炭酸ガス溶接心線の化学組成と機械的性質を Table 1 に示す。

疲労試験片は 19 mm の板厚を 4 mm に減厚し、試験片長手方向と圧延方向が一致するように作製した。母材ならびに溶接継手から作製した疲労試験片の形状を Fig. 1 に示す。EBW 継手と CO₂W 継手の試験片は余盛側表面を #80 エメリー紙で黒皮を削除し、余盛の反対側表面を #180 エメリー紙で仕上げ、側面をフライス削りのままとした。試験片に残留する角変形は拘束治具を用いて溶接した事より CO₂W 継手で 0.1° 以下となり、ほぼ無視できる状態であった。

溶接継手止端部の応力集中率と硬度上昇を模擬するために、高周波焼入れ後に、切欠きを放電加工により試験片に作製した。切欠き試験片は切欠先端半径 ρ 、切欠き深さ d を変化させ、応力集中率 $K_t = 2.03$ ($\rho = 3, d = 2$), 2.61 ($\rho = 1, d = 1$), 3.04 ($\rho = 1, d = 3$), 3.94 ($\rho = 0.5, d = 3$) の 4 種類を作製した。応力集中率 K_t は次式より計算した²⁾。

$$K_t = 1 + \left(\frac{1}{1.55B/b - 1.3} \cdot \frac{d}{\rho} \right)^n,$$

$$n = \frac{(B/b - 1) + 0.5\sqrt{d/\rho}}{(B/b - 1) + \sqrt{d/\rho}}$$

ただし $\{2B$: 平行部の幅 (Fig. 1 では 20 mm)
 $\{2b = 2B - 2d$: 切欠部の幅

高周波焼入れは高周波誘導加熱により 930℃ に 10 秒間保持後、誘導コイルのまわりに設けた冷却水パイプの穴より水を噴霧状に吹きつけて行なった。試験片の両表面は高周波焼入れ後に平面研削 (砥石粒度 400 番) で仕上げた。

次に、EBW 継手の疲労強度に余盛止端部の硬度上昇が影響を与えているかどうかを検討するために、EBW 継手の疲労試験片をアルゴンガス中で 600℃、4 時間の

Fig. 3 Location of strain gauge attached for measuring residual stress

焼鈍を行なって実験に供した。

疲労強度は容量 10 ton の電気油圧式サーボ試験機を用い、引張荷重制御で繰返し数 20~30 Hz、最小応力が零の（応力比 $R=0$ ）正弦波片振りで行った。

余盛形状は Fig. 2 に示す 4 つの因子で与えられる。余盛高さ h 、余盛幅 b は 3 倍の大きさに拡大した断面写真により測定し、余盛半径 ρ は 125 倍の大きさに拡大した断面写真により測定し、余盛角 θ は両方の写真より測定した¹²⁾。

溶接継手と高周波焼入れ材の硬度はマイクロビッカース硬度計を用いて荷重 1 kgf で測定した。

残留応力はひずみゲージを用いて、切断法により測定した。EBW 継手と CO_2W 継手の残留応力は Fig. 1 に示す試験片の止端部に Fig. 3 (a) に示すように 2 軸のひずみゲージ（ゲージ長 2 mm）を貼りつけて、溶接線に直角方向（ x 方向）、溶接線方向（ y 方向）の 2 方向で測定し、高周波焼入れをした切欠試験片の残留応力は疲労き裂発生部である Fig. 3 (b) の位置に 1 軸ゲージ（ゲージ長 1.3 mm）を貼りつけて、荷重方向（ x 方向）のみを測定した。なお、疲労には表面における残留応力が影響を与えるので、Fig. 3 (c) に示すように、一辺の大きさが約 10 mm の $10 \times 10 \times$ 板厚 (4) の切断した試料を樹脂に埋め込み、板厚を水冷研磨により減厚し、厚み 0.5 mm にして、表面の残留応力を測定した。

3. 実験結果および考察

3.1 溶接継手の疲労強度と破断経路

Fig. 4 に母材の平滑材（○印）、EBW 継手（●印）、 CO_2W 継手（△印）および EBW 継手を焼鈍した試験片（□印）（以後、EBW-AN 継手とする）の疲労試験結果を示す。縦軸に応力範囲（＝最大応力）を取り、横軸に破断までの繰返し数 N の対数を取っている。繰返し数 $N=5 \times 10^6$ の時間強度を疲労強度とすると、母材平滑材、EBW 継手、 CO_2W 継手および EBW-AN 継手の疲労強度は 31, 31, 20, 26 kgf/mm² となる。

Fig. 4 Fatigue test results of welded joints and base metal

Fig. 5 Fracture path of welded joint obtained by fatigue test

従来、溶接継手の疲労強度は一般に余盛などの応力集中のために、母材の疲労強度より低下すると報告されていた^{3,4)}。しかし、Fig. 4 によると EBW 継手の疲労強度は余盛付きにもかかわらず、母材に等しくなった。これは EBW 継手の疲労破壊が止端部で起こらず、Fig. 5 (a) に破断経路を示すように母材の平滑材と同じ位置から疲労破壊したためである。 CO_2W 継手は Fig. 5 (b) に示すように、従来の結果と同様に止端部で生じている。EBW 継手と CO_2W 継手の疲労破壊経路が異なった原因として次の要因が考えられる。

①EBW 継手と CO_2W 継手の余盛形状の相違による応力集中率の違い

②止端部の硬度が両溶接方法で異なる

③止端部の残留応力値の相違

④止端部の冶金組織の相違

上記要因の中で④の冶金組織の相違は疲労強度に影響を与える要因であるが、平滑材の疲労強度がおおむね硬度で整理されている事より⁵⁾、要因④は要因②に含められると考え、本論文では組織の相違については直接検討しなかった。

3.2 余盛形状

溶接継手の疲労強度が母材の疲労強度より低い最大の理由として余盛、欠陥などの集中応力源の存在があげられる^{4,6-9)}。また、二瓶¹⁰⁾によると溶接継手の疲れ強さの

Table 3 Average value and standard deviation of parameters characterizing reinforcement

W.P.	$\bar{\rho} \pm s$ (mm)	$\bar{\theta} \pm s$ (deg)	$\bar{h} \pm s$ (mm)	$\bar{b} \pm s$ (mm)
EBW	0.83 ± 0.15	23 ± 4	0.9 ± 0.1	5.5 ± 0.7
CO ₂ W	0.64 ± 0.15	23 ± 5	2.4 ± 0.5	22.0 ± 1.5

W.P.: Welding process g: Toe radius
 θ : Flank angle h: Height of reinforcement
b: Width of reinforcement s: Standard deviation
Symbol "-" means average value.

相違が応力集中度で評価されている。そこで、Fig. 2 に示す余盛形状の因子を EBW 継手、CO₂W 継手について調べた。Table 3 に結果を示す。表中の上付きの記号 "—" は平均値を、記号 "s" は標準偏差を示す。表より応力集中度の主要因と考えられる⁶⁾ 余盛止端半径 ρ 、余盛角 θ に大きい差がない事、余盛高さ h 、余盛幅 b は CO₂W 継手の方が EBW 継手より大きい事がわかる。

Table 3 の平均値の値を用いて、西谷¹¹⁾の提案した体積力法に基づいて作成したプログラムにより応力集中度 K_t を計算すると EBW 継手の $K_t=1.55$ 、CO₂W 継手の $K_t=2.35$ となった。両継手の応力集中度の差は余盛高さ h と余盛幅 b に起因している¹²⁾。また、Fig. 1 に示す疲労試験片のつかみ部の 30R 部の応力集中度は 1.08 であった。EBW 継手の止端部とつかみ部の K_t が 1.55、1.08 であるにもかかわらず、つかみ部で破断している事、また、EBW-AN 継手が止端部で破断して、疲労強度が 26 kgf/mm² であることより、EBW 継手が止端部で破壊しなかった原因として要因②、③が考えられる。

3.3 硬度

一般に硬度が大きくなると疲労強度は上昇する^{5,13)}。応力比 $R \approx 0$ 、軸荷重の疲労試験で得られた平滑材の疲労強度と硬度の関係を整理すると Fig. 6 となる¹⁴⁾。硬度 $H_V \leq 280$ の領域では疲労強度と硬度は直線関係にあるが、 $H_V \geq 280$ の領域では疲労強度は硬度が大きく変化しても、あまり変化しないようである。

Fig. 7 は余盛側表面から 1 mm 入った深さレベル線における EBW 継手、EBW-AN 継手および CO₂W 継手の硬度分布である。EBW 継手のボンド近傍の硬度は 300 で、母材の硬度 140 の約 2 倍になっているのに対して、CO₂W 継手のボンド近傍の硬度は 150 で母材の硬度に近い値となっている。Fig. 6 の硬度と疲労強度の関係から EBW 継手と CO₂W 継手の疲労強度の相違の原因として、溶接熱サイクルの相違により生じた硬度上昇の違いが考えられる。また、EBW-AN 継手のボンド近傍の硬度が 180 と EBW 継手の硬度 300 より低下すると疲労破壊が止端部で生じ、疲労強度が 26 kgf/mm² に低

Fig. 6 Relation between fatigue strength and hardness **Fig. 7** Hardness distributions of EBW and CO₂ gas arc welded joints

下した事実は硬度変化が疲労強度に影響を与えている事を示している。

3.4 残留応力

疲労強度に及ぼす溶接残留応力の影響はまだ十分に解明されていないが、飯田¹⁵⁾のまとめによると「圧縮残留応力は疲労強度を上昇させ、引張残留応力は疲労強度を低下させる」となっている。そこで、疲労試験片に存在する残留応力を測定した。溶接継手から切出した疲労試験片の止端部の残留応力は CO₂W 継手で $\sigma_x=2.3$, $\sigma_y=1.2$ kgf/mm²、EBW 継手で $\sigma_x=1.8$, $\sigma_y=0.3$ kgf/mm² とほぼ無応力状態に近くなっていた。この事より今回使用した CO₂W 継手と EBW 継手の疲労強度に残留応力は影響を与えていないと考えられる。

3.5 硬度・応力集中度と疲労強度

溶接継手は溶接熱サイクルによる硬度変化と余盛形状による応力集中度の変化の影響を受ける。そこで、溶接継手の応力集中度と硬度上昇を模擬した切欠き試験片を作成し、硬度、応力集中度と疲労強度の関連を調べた。Fig. 8 は母材の切欠き試験片の疲労試験の結果であり、Fig. 9 は高周波焼入れした試験片の疲労試験結果であ

Fig. 8 Fatigue test results of notched specimen meachined from base metal

Fig. 9 Fatigue test results of notched specimen quenched

る。高周波焼入れは Fig. 1 (a) に示すように切欠部を中心に軸方向に幅 10 mm, 平行部幅 20 mm の範囲で行われた。焼入れ硬度は 450 で、板厚の表面と中心部で硬度差はなかった。また、Fig. 3 (b) に示すように切欠底から 0.65 mm 離れた点での荷重方向の残留応力は -1.5 kgf/mm^2 でほぼ零であった。Fig. 8 と 9 の図中の記号 Q3R2D は Q で焼入れを、3R で切欠半径 $\rho=3 \text{ mm}$ を、2D で切欠き深さ $d=2 \text{ mm}$ を意味する。

Fig. 10 は縦軸に疲労強度 σ_w を取り、横軸に応力集中率 K_t を取って、Fig. 8 と 9 の実験結果を整理したものである。図によると高周波焼入れで硬度上昇を与えた試験片の σ_w (▲印) が母材の σ_w (○印) より大きくなっており、特に応力集中率が 2.5 より小さい領域で σ_w が硬度上昇により大きく上昇している。 $K_t > 2.5$ の領域では硬度上昇が σ_w の上昇にあまり寄与していない、切欠きによる疲労強度減少効果が引張強度が高いほ

Fig. 10 Relation between fatigue strength and stress concentration factor

ど著しいという実験事実と引張強度が硬度に比例する実験事実より、 $K_t > 2.5$ の領域で σ_w があまり改善されなかった理由として切欠感受性が硬度上昇により大きくなった事が考えられる^{4, 15-17)}。

EBW, EBW-AN 継手と CO_2W 継手の疲労強度を Fig. 10 にプロットしている。図中の記号の右上の数字はボンド近傍の硬度である。▽印の EBW-AN と □印の CO_2W の疲労強度の比較より応力集中率 K_t が 2.35 から 1.55 と小さくなった事が EBW 継手の疲労強度の上昇の原因であることがわかる。◇印の EBW が止端部 ($K_t=1.55$) で破断せずに母材のつかみ部 ($K_t=1.08$) で破断し、▽印の EBW-AN が止端部で破断した事より、硬度 H_V が 180 から 300 と高くなった事も EBW 継手の疲労強度の上昇の原因となっている。以上より EBW 継手の疲労強度が CO_2W 継手よりも大きくなった原因は応力集中率と硬度であると結論する事ができる。しかし、Fig. 6 より硬度 H_V は 280 以上では疲労強度を顕著に上昇させない事、および Fig. 10 より応力集中率が 3 以上では疲労強度は硬度上昇によりそれ程改善されない事に注意する必要がある。たとえば、アンダーカットや融合不良により応力集中率が 3 以上になる¹²⁾ 場合には EBW 継手でも疲労強度はアーク溶接継手の疲労強度と同程度になると思われる。

4. 結 論

本論文で得られた結論を次に示す。

(1) SM41 鋼の電子ビーム溶接継手の疲労破壊は従来のアーク溶接継手のように余盛止端部から疲労破壊せずに、母材部で疲労破壊した (Fig. 5 参照)。

(2) SM41 鋼の電子ビーム溶接継手が母材部で破断した原因は次の2つである。一つは余盛幅、余盛高さがアーク溶接継手の余盛形状に比べてかなり小さい事による応力集中率の減少による止端部の疲労強度の上昇であり (Fig. 10 の EBW-AN と CO₂W の比較)、もう一つは余盛止端部近傍の硬度が高い事による疲労強度の上昇である (Fig. 10 の EBW-AN と EBW の比較)。

終りに、本論文をまとめるに有益な御助言を頂いた広島大工学部の永井欣一教授に感謝致します。また、実験に協力して頂いた工学士の中村信夫氏、高橋善則氏に感謝致します。本研究の一部は文部省科学研究補助金・一般研究 (C) に負うことを記して感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 荒田, 松田, 柴田他: 構造用高張力鋼 (50, 60および80キロ級) の電子ビーム溶接性に関する研究 (第2報), 本誌, Vol. 45 (1976), No. 1, pp. 69~75
- 2) 西田正孝: 応力集中, 森北出版 (1969), p. 559
- 3) 金属の疲労: 日本材料学会編, 丸善 (1964), pp. 393~416
- 4) 石橋正: 金属の疲労と破壊の防止, 養賢堂 (1977), pp. 294~314, pp. 354~358

- 5) 中沢一: 鉄鋼の疲労強度のばらつき, 鉄と鋼, 第66年 (1980), 第6号, pp. 717~723
- 6) 川崎, 沢木, 八木: 高張力鋼溶接継手の余盛形状および組織と疲労強度, 本誌, Vol. 37 (1968), No. 12, pp. 1356~1366
- 7) 西島敏, 竹内悦男: 溶接構造用 SM50A 鋼の確率疲労特性, 材料, Vol. 27, No. 300, pp. 884~889
- 8) 高橋賢司, 伊藤昭典: 突合せ継手余盛止端形状と疲れ強さ, 本誌, Vol. 40 (1971), No. 8, pp. 723~735
- 9) 河合, 宮本, 塩野, 才川: 高張力鋼溶接継手の疲労強度に及ぼすピード止端処理の効果, 本誌, Vol. 48 (1979), No. 9, pp. 700~707
- 10) 二瓶, 佐々木, 金尾, 稲垣: 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, 日本造船学会論文集, No. 146, pp. 393~406
- 11) 西谷弘信: 電子計算機による2次元応力問題の解法, 機械学会誌, Vol. 70, No. 580, 1967, pp. 627~635
- 12) 寺崎, 秋山, 横島: 余盛形状と応力集中率, 本誌, Vol. 51 (1982), No. 9, pp. 790~996
- 13) 日本学術振興会第129委員会編: 金属材料の強度及び疲労資料集成, 丸善 (1970), pp. 142
- 14) 村木, 石黒, 横田: 本誌, Vol. 36 (1967), No. 3, pp. 213~221; 太田, 佐藤: 本誌, Vol. 44 (1975), No. 9, pp. 763~770; 高橋, 伊藤: 本誌, Vol. 40 (1971), No. 8, pp. 723~735
- 15) 金沢武, 飯田岡広: 溶接継手の強度, 産報出版, 現代溶接技術大系, 17巻
- 16) 村上, 福田, 遠藤: 疲労強度に及ぼす微小欠陥の影響, 機械学会論文集, Vol. 44, No. 388 (1978), pp. 4003~4013
- 17) 横堀武夫, 市川昌弘: 金属の疲労破壊, 丸善 (1975)

アルミニウム合金溶接継手の止端局所ピーニングによる 疲労強度の向上効果*

大野 啓 充**, 鯉 淵 興 二***

Improvement of Fatigue Strength of Al Alloy Welded Joints by Toe-peening*

by Hiromitsu Ohno**, Koji Koibuchi***

In order to improve fatigue strength of Al alloy welded joints, the effects of grinding on weld reinforcements and toe-peening on weld toe lines were investigated. Fatigue tests were carried out on three series of A5083 Al alloy butt welded joints and A7N01 Al alloy cruciform welded joints. Fatigue strength of the treated joints were compared with that of as welded ones.

Following results were obtained;

- (1) Toe grinding and reinforcement removal grinding increased the fatigue limits of the butt welded joints by 59% and 120%, respectively.
- (2) The fatigue limit of the peened joints was about 80-120% higher than that of as welded joints.
- (3) The fatigue strength of the joints, thermally stress relieved after peening, was equal to that of as welded joints.

*原稿受付 昭和59年11月14日 (昭和58年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 (株)日立製作所機械研究所 Member, Mechanical Engineering Research Laboratory, Hitachi Ltd.

*** (株)日立製作所機械研究所 Mechanical Engineering Research Laboratory, Hitachi, Ltd.