溶接継手の疲労強度予測に関する基礎的研究*

(第 1 報, 溶接継手を模擬した余盛止端部に欠陥が存在する場合の疲労強度)

寺崎 俊夫^{*1}, 早稲田 功^{*2}
尾形 聡^{*2}, 秋山 哲也^{*3}Study on Predictive Method for Fatigue Strength of Welded Joint
(1st Report, Fatigue Strength of Artificial Welded Joint with Small Defect at Toe)Toshio TERASAKI^{*4}, Isao WASEDA,
Satoshi OGATA and Tetsuya AKIYAMA^{**} Kyushu Institute of Technology, 1-1 Sensui Tobata-ku Kitakyushu-city, Fukuoka, 804-8550 Japan

The fatigue strength and the nonpropagating crack of welded joint have been investigated experimentally under the condition of bending load. Simulated specimen was given the characteristic microstructure and grain size of welded joint. Though the surface length of nonpropagating crack was greater than about 100 μm , the depth of nonpropagating crack was less than about 40 μm and existed in the first grain size. The stress intensity factor at the tip of nonpropagating crack was used for predicting the fatigue strength of welded joint. The predicted values almost agree with the experimental data.

Key Words: Welded Joint, Fatigue Strength, Stress Intensity Factor, Nonpropagating Crack

1. 緒言

疲労破壊は破壊事故の発生原因の主原因であり, 疲労き裂の発生点が溶接継手である場合が多い⁽¹⁾. このため古くから溶接継手の疲労強度に関する研究がなされており, 有用な知見が報告されている⁽¹⁾⁻⁽³⁾. しかし, 溶接継手は溶接により疲労強度を支配する 2 大因子(切欠き, 残留応力)と冶金の材質変化を同時に受けるため, 溶接継手の疲労強度を精度よくしかも簡便に予測できる手法は確立できていないようである. この原因として, 従来の実験設備では溶接継手の疲労因子を忠実に再現した模擬溶接継手の試験片を作成できなかったため, 疲労強度に及ぼす因子の影響が十分に検討できなかったことが考えられる⁽³⁾.

一方, 疲労強度を支配する因子の解明は多くの研究により明らかになり⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾, 停留き裂の存在に注目すると疲労強度が定量化できるようになった⁽⁷⁾. そして, 西谷・田中⁽¹⁰⁾により溶接継手の疲労強度と停留き裂の関連が検討された. しかし, 彼らの模擬試験片は溶接特有の熱影響部の組織や結晶粒を考慮して作成されていない. すなわち, 溶接継手は熱影響部に余盛などによる切欠きが存在する継手であるから, 母材の材料劣化に切欠きと残留応力を組み合わせた模擬溶接継手で

疲労強度を検討しなければならない.

著者らは以上の現状に注目して健全な溶接がなされた溶接継手の 3 大欠点である ①残留応力, ②母材の冶金劣化, ③切欠きを 組合わせることができる模擬溶接継手を作成し, 溶接継手の疲労強度を停留き裂の存在に注目して基礎的に研究してきた⁽¹¹⁾. 本報告は第 1 報として, 疲労強度の因子である残留応力の因子を分離した模擬溶接継手試験片を作成して, 溶接による材料劣化と余盛りによる切欠き効果が溶接継手の疲労強度に及ぼす影響を検討した. 溶接熱影響部組織として最も典型的な焼もどしマルテンサイトを再現し, 焼もどしマルテンサイト組織を持ったアングカッタ付き余盛試験片での停留き裂の存在形態を調べて, 停留き裂の特徴を示すと共に, 停留き裂に注目して疲労強度を推定する方法を提案した.

2. 実験方法

2.1 供試材料と試験片 疲労試験に使用した平滑試験片および擬似余盛試験片は, 板厚 12mm の溶接構造用鋼(SM490YA)から切り出した. その化学組成を表 1 に示す.

実験では最初に板厚 12mm の材料を母板として, 橋梁メーカーで使用される炭酸ガスアーク溶接条件 260A, 31V, 28.5cm/min で溶接し, 熱影響部の粗粒域の組織, 結晶粒及び硬さを求めた. その結果を表 2 に示す. その後に, 熱影響部の硬さと結晶粒径を再現する

* 原稿受付 1998 年 12 月 7 日.

^{*1} 正員, 九州工業大学 (〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町 1-1).^{*2} 九州工業大学学部生.^{*3} 九州工業大学.

E-mail: terasaki@tobata.isc.kyutech.ac.jp

Table 1 Chemical compositions, mechanical properties and grain size

	Chemical compositions (wt%)					Mechanical properties				Grain size
	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	Ψ (%)	H_V	D (μm)
SM490YA	0.16	0.31	1.24	0.019	0.008	780	835	57	270	45

Table 2 Welding condition, hardness and grain size in HAZ

Welding condition			Thickness of plate (mm)	Hardness Grain size	
Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)		H_V	D (μm)
260	31	28.5	12	246	35

Fig.1 Specimen for fatigue test

ために溶接構造用鋼(SM490YA)に焼入れ焼戻しを施し、溶接継手の熱影響部の粗粒域部分を再現した。熱処理条件は、母材から切り出した板(140mm×250mm)を電気炉で、1000℃-2.5時間窒素ガス雰囲気中で保持した後、10%NaCl水溶液150lで焼入れを施した。焼戻しは、500℃-1時間保持した後空冷した。熱処理後の材料の耐力、引張強さ、絞り、ビッカース硬さ、旧オーステナイト結晶粒径を表1に示す。表2の溶接継手の粗粒域の結晶粒が35 μm で表1の熱処理試験片の結晶粒が45 μm と少し大きい、溶接継手の粗粒域寸法は一般に約40~100 μm と変化しているため⁽²¹⁾、熱処理の結晶粒は溶接継手の粗粒域を再現していると考えられる。

熱処理後の板から脱炭層を取り除くために、表面層から約1.5mmを研削盤で除去し、この板から図1に示すように平滑試験片と擬似余盛試験片を放電加工機により作製した。放電加工後に存在する試験片表面の微小な凹凸を除去するために約60 μm を電解研磨した。擬似アンダカットの加工は、試験片の一部をパラフィンでコーティングし、平滑試験片においては試験片中央部に、擬似余盛試験片においては止端部に止端部と少し交差するようにカッターナイフで切れ目を入れて、電解エッチングで行った。また、アンダカット深さは電解時間と回数を制御し、目的の深さまで電解を行った。作成したアンダカット深さは差動トランス型変位計を取り付けた光学顕微鏡で測定した。また、試験後の破断しなかった試験片からアンダカット形状を調べた。

2.2 疲労試験 疲労試験はアンダカット深さ $d_s=0, 30, 100, 200 \mu\text{m}$ を持った余盛付き試験片と $d_s=0, 30 \mu\text{m}$ を持った平滑試験片の場合について行った。疲労試験は容量 98N・m、繰返し速度 2000 rpm の曲げねじり疲れ試験機を用いて応力比 $R=0$ の平面曲げ疲労を行った。疲労負荷応力は試験機に付属したダイヤルゲージ値を使用せずに、試験機に取り付けたひずみゲージを用いて制御した。疲労強度は繰返し数 10^7 回越えても破断しなかった疲労限度とし、片振り引張り試験で使用される応力範囲ではなく応力振幅を使用した。

2.3 停留き裂 疲労強度を示した試験片を用いて、停留き裂の観察を行った。最初に、疲労試験片を余盛部が凸になる方向に5°以内の曲げを行って、停留き裂が観察し易いようにした(予備試験片によりこの過程で停留き裂が進展しないことを走査電顕などで確認している)。そして、停留き裂の存在位置を顕微鏡または走査

Fig.2 Plain specimen

Fig.3 Simulated weld joint specimen

電顕により疲労試験片の表面から確認した。その後、停留き裂の存在位置を含む余盛止端部を切り出し、切り出した試験片にNiメッキを施した後に樹脂埋めをした。樹脂埋めをした試験片を研磨および5% ナイタルで腐食して、停留き裂の形状を顕微鏡観察した⁽¹¹⁾。

3. 実験結果と考察

3.1 疲労試験結果 焼戻しマルテンサイト組織から作製された平滑試験片の疲労試験結果を図2に、擬似余盛試験片の疲労試験結果を図3に示す。縦軸には応力振幅を取っている。図中に記号Fで代表した黒塗りのプロット点は破断を、記号NFで代表した白抜きのプロット点は未破断を意味する。平滑試験片では、図2よりアンダカット深さ $d_s=0\text{ }\mu\text{m}$ の疲労強度は268

MPa, $d_s=30\text{ }\mu\text{m}$ の疲労強度は207 MPaである。擬似余盛試験片では図3より $d_s=0, 30, 100, 200\text{ }\mu\text{m}$ の疲労強度は141, 111, 95, 89 MPaである。図2と図3の $d_s=0\text{ }\mu\text{m}$ の疲労強度の比較より余盛の有無による切欠き効果によって、疲労強度が大きく低下していること、 $d_s=0, 30\text{ }\mu\text{m}$ の疲労強度の比較より、アンダカットが微小深さ存在しても、疲労強度が大きく低下していることが分かる。熱影響部の組織がフェライト、パーライトの場合にはこの程度の微小アンダカット深さは疲労強度に影響

(a) $d_s = 0\text{ }\mu\text{m}$, $l_s = 80\text{ }\mu\text{m}$ (b) $d_s = 200\text{ }\mu\text{m}$, $l_s = 1.4\text{ mm}$

Fig.4 Photograph of surface crack

(a) $d_s = 0\text{ }\mu\text{m}$, $l_{cr} = 14\text{ }\mu\text{m}$ (b) $d_s = 30\text{ }\mu\text{m}$, $l_{cr} = 17\text{ }\mu\text{m}$

Fig.5 Photograph of nonpropagating crack

Fig.5 Photograph of nonpropagating crack

響しなかった⁽¹¹⁾ことと比較すると実際の溶接継手部に一般に現れる焼戻しマルテンサイト組織で溶接継手の疲労強度を検討することが模擬試験では重要であると思われる。溶接継手の疲労強度が母材に比べて大きく低下する原因として、余盛による大きな切欠き効果とアンダカットなどの微小切欠き効果の複合効果であると川崎⁽³⁾により推測されていたが、今回の実験により川崎⁽³⁾の推測が正しいことが証明されたと思われる。

3. 2 停留き裂観察結果 擬似余盛試験片でアンダカット深さ $d_s=0,200\mu\text{m}$ で疲労強度を示した試験片に認められた停留き裂の表面写真を図4の(a),(b)に示す。停留き裂は余盛止端部に存在し、図4の(a)に示すように、 $d_s=0\mu\text{m}$ の停留き裂の表面長さ l_s はおよそ $80\mu\text{m}$ と短いき裂であるのに対し、(b)の $d_s=200\mu\text{m}$ の表面き裂長さは 1.4mm と長いき裂であった。

図5の(a)~(d)に擬似余盛試験片のアンダカット深さ $d_s=0,30,100,200\mu\text{m}$ の疲労強度を示した試験片に認められた最も長い停留き裂の断面写真を示す。アンダカット深さ $d_s=0,30,100,200\mu\text{m}$ の停留き裂深さはそれぞれ $l_{cr}\approx 14,17,42,40\mu\text{m}$ であった。また、(a),(b)の $d_s=0,30\mu\text{m}$ のき裂はパケットのラス方向と平行に発生し、最終的にはパケット境界で停留している。(c),(d)の $d_s=100,200\mu\text{m}$ のき裂はパケットのラス方向と平行に発生し、他のパケット境界におつかり影響を受け、進展方向を変えながら進展し、最終的にはパケット境界で停留している。以上より、焼戻しマルテンサイト組織のような硬い組織の場合、パケット境界の影響を受け

る。また、停留き裂深さは組織の影響を受けるが、1結晶粒程度の深さを持つ微小なき裂である。また、アンダカット深さ $d_s=0,200\mu\text{m}$ の停留き裂深さが $l_{cr}\approx 14,40\mu\text{m}$ で表面長さが $80\mu\text{m},1.4\text{mm}$ であることより、停留き裂は楕円の長径 $2a(=80\mu\text{m},1.4\text{mm})$ が短径 $b(=l_{cr}=14,40\mu\text{m})$ よりかなり長いき裂である。

Newman⁽²⁰⁾の式で $b/2a$ が最も大きい楕円である $d_s=0\text{mm}$ の場合について、 $b/2a=14/80=0.175$ 、板厚 4mm 、板幅(w) 10mm 、板長 40mm を与えて計算すると半楕円底のき裂深さ方向の応力拡大係数は $K_I/\sigma_s\sqrt{\pi b}=0.9747$ となり(σ_s は表面応力)、二次元き裂の応力拡大係数 1.127 ($2a=w=10$ として計算)と約15%の誤差である。従って、溶接継手に存在する停留き裂底の応力拡大係数は第一近似では二次元き裂の応力拡大係数と同じとみなせる。

3. 3 応力拡大係数を用いた疲労強度評価

疲労試験の応力変動幅から計算される応力拡大係数変動幅 ΔK を用いて疲労強度を予測する考えは多くの研究者により行われている⁽¹²⁾⁻⁽¹⁶⁾。特に、村上⁽¹⁶⁾は欠陥の大きさとビッカース硬さの情報から疲労強度を予測する簡便法を提案して介在物などの存在する平滑材の疲労強度予測に成功している。著者の一人^{(17),(18)}もき裂近傍の応力分布が同じ場合には応力拡大係数が強度評価のパラメータになる⁽¹⁹⁾という考えで、疲労強度を取り扱ってきた。疲労はき裂先端の繰り返し塑性ひずみによるダメージの蓄積により生じるため、有効応力拡大係数変動幅 ΔK_{eff} が疲労強度を支配しているはずである。本研究では材料が一定、応力比 $R=0$ で一定であるから、第一近似として疲労強度でのき裂先端が開く応力は一定と考えられる。すなわち、開口比 U は一定とみなせるため、 $\Delta K_{eff}=U\Delta K$ の式より開口比を考慮しない ΔK を使用して、次の考えで溶接継手の疲労強度予測式を導いた。

(1) 応力拡大係数変動幅 ΔK は外応力 $\sigma=1\text{MPa}$ で決まる応力拡大係数 $K_{I\sigma=1\text{MPa}}$ を使用すると

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot K_{I\sigma=1\text{MPa}}$$

で計算できる。開口比 $U=1$ とすると応力変動幅 $\Delta\sigma$ は応力振幅 σ_a の2倍で与えられる。外応力 $\sigma=1\text{MPa}$ のときの応力拡大係数は境界要素法を用いて試験片ごとにパソコンで簡単に計算できる⁽¹⁸⁾。従って、応力振幅に対応した応力拡大係数範囲 ΔK は数値計算で求められる。 $\Delta\sigma=2\sigma_a$ であるから、後の計算処理の便利さを考えて、

$$K = \sigma_a \cdot K_{I\sigma=1\text{MPa}} \text{ ----- (1)}$$

Fig.6 Position of undercut

Table 3 Effect of undercut position on K_I

d_s (μm)	$K_{I\sigma=1\text{MPa}}$		
	(a)	(b)	(c)
30	0.8396	0.8686	0.9008
200	1.1929	1.1931	1.1998

で疲労強度を取り扱う。

(2) 疲労強度を決定する靱性値を $(K_I)_{cr}$ とする。 $(K_I)_{cr}$ は熱影響部の組織、結晶粒などの冶金情報の関数であるから実験値から求める必要がある。そこで、1例の疲労強度の実験値 σ_w と式(1)から $(K_I)_{cr}$ を決定する。

(3) $K = (K_I)_{cr}$ の条件から疲労強度を予測する。すなわち、予測疲労強度を $\hat{\sigma}_w$ とすると

$$(K_I)_{cr} = \hat{\sigma}_w \cdot K_{I\sigma=1\text{MPa}} \quad \text{----- (2)}$$

より、目的の形状での $K_{I\sigma=1\text{MPa}}$ の値から $\hat{\sigma}_w$ は計算できる。

まず最初に、 $K_{I\sigma=1\text{MPa}}$ について検討する。余盛止端部に入れたアンダカットは図6に示す止端部の位置に存在し、曲率半径は約 $25\mu\text{m}$ であった。そこで、図6の(a),(b),(c)の位置に $d_s = 30, 200\mu\text{m}$ を入れて、応力振幅 $\sigma_a = 1\text{MPa}$ での応力拡大係数 $K_{I\sigma=1\text{MPa}}$ を計算した。停留き裂深さは図5で見つかった最大長さがほぼ1結晶粒に相当するため、ほぼ1結晶粒に近い値である $l_{cr} = 40\mu\text{m}$ と仮定した。表3に結果を示すように(c)の余盛止端半径にかかる位置にアンダカットが存在する場合の応力拡大係数 $K_{I\sigma=1\text{MPa}}$ が最も大きく、この位置からき裂発生が生じることになる。そこで、以後の計

Table 4 Experimental results and predicted values ($R=0$)

Specimen	$d_s(\mu\text{m})$	$K_{I\sigma=1\text{MPa}}$	$\sigma_w(\text{MPa})$	$\hat{\sigma}_w(\text{MPa})$
Plain specimen	0	0.3995	268	267
	30	0.5137	207	208
Simulated weld joint specimen	0	0.7358	141	145
	30	0.9008	111	119
	100	1.0577	95	101
	200	1.1998	89	89

Fig.7 Comparison of experimental value and predicted value of fatigue strength

算は(c)で行う。次に、疲労試験を行った表1の材料の靱性値 $(K_I)_{cr}$ を余盛付き試験片のアンダカット $d_s = 200\mu\text{m}$ の疲労強度 89MPa から決定する。 $d_s = 200\mu\text{m}$ の先端に停留き裂深さ $l_{cr} = 40\mu\text{m}$ を設けたときの $\sigma_a = 1\text{MPa}$ での応力拡大係数は $K_{I\sigma=1\text{MPa}} = 1.1998\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$ となる。従って、

$$(K_I)_{cr} = \sigma_w(d_s = 200\mu\text{m}) \cdot K_{I\sigma=1\text{MPa}} \\ = 89 \cdot 1.1998 = 106.78\text{MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad \text{----- (3)}$$

となる。

次に、疲労強度の予測を行う。余盛付き試験片と平滑試験片のアンダカット有無の $K_{I\sigma=1\text{MPa}}$ の計算結果を表4に示す。各種継手の疲労強度の予測値 $\hat{\sigma}_w$ は式(3)と式(2)より

$$\hat{\sigma}_w = (K_I)_{cr} / K_{I\sigma=1\text{MPa}} \quad \text{----- (4)}$$

として予測される。予測した疲労強度を表4の第5列に示す。また、予測値と実験値を比較して図7に示す。図中の▲印は材料の疲労破壊の靱性値を求めた余盛付き疲労試験片のデータであり、当然ながら45度の直線上にある。△印はその他の余盛付き疲労試験片のデータであり、○印は平滑試験片である。非常に一致していることが分かる。

以上のように応力比 $R=0$ で焼もどしマルテンサイト材料では疲労強度の予測に成功したが、応力比 $R=-1$ や応力除去焼鈍した材料⁽¹¹⁾での疲労強度を予測する問題は今後に残された問題である。

4. 結言

溶接構造用鋼SM490YAに熱処理を施し、実際に炭酸ガスアーク溶接(260A,31V,28.5cm/min)を行ったときの熱影響部の粗粒域部分を再現した試験片(平滑試験片, 擬似余盛試験片)に擬似アングカットを作成し、疲労試験を行った結果, 次の結論が得られた。

- (1) 疲労強度は, (アングカット深さ+停留き裂深さ)に依存して低下する。
- (2) 平滑試験片と擬似余盛試験片の疲労強度の比較により, 余盛による切欠き効果によって, 疲労強度は大きく低下する。
- (3) アングカット深さ $d_s=0.30\mu\text{m}$ の有無の疲労強度の比較により, アングカットが微小深さ存在しても, 疲労強度は大きく低下した。
- (4) 疲労強度を示した試験片を用いて, 停留き裂の観察を行った結果, 停留き裂深さは1結晶粒程度の深さを持つ微小なき裂であり, 最大級のものでも $l_{cr}\approx 40\mu\text{m}$ であった。
- (5) 1結晶粒の停留き裂 $l_{cr}=40\mu\text{m}$ の存在を考慮して, き裂先端の応力拡大係数 K_I により疲労試験結果の予測を行った結果, き裂先端を弾性状態として求めた応力拡大係数と応力振幅により, 疲労強度が精度良く予測できた。

参考文献

- (1) T.R. Gurney, British Welding Journal, 12(1965), 457
- (2) 村木潤次郎, 石黒隆義, 半沢 貢, 横田彦二郎, 溶接学会誌, 37(1968), 1202
- (3) 川崎 正, 沢木洋三, 八木孝一郎, 溶接学会誌, 37(1968), 1353
- (4) 石橋 正, 金属の疲労と破壊の防止, (1967), 養賢堂, 139
- (5) 西谷弘信, 日本機械学会論文集, 34(1968), 371
- (6) 小林英男, 中沢 一, 日本機械学会論文集, 35(1969), 1856
- (7) 村上敬宜, 福田四郎, 遠藤達雄, 日本機械学会論文集, 44(1978), 4003
- (8) 山田邦博, 国尾 武, 日本機械学会論文集, 45(1979), 440
- (9) 村上敬宜, 遠藤正浩, 日本機械学会論文集, 49(1983), 127
- (10) 西谷弘信, 田中洋征, 三沢祥一, 別所醇之, 溶接学会誌, 50(1981), 362
- (11) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 山本和久, 和田公祐, 日本金属学会誌, 58(1994), 1149
- (12) 宇佐美三郎, 木本 寛, 福田嘉男, 志田 茂, 圧力技術, 22(1984), 121
- (13) 西谷弘信, 石田 誠, 日本機会学会論文集, 38(1972), 7
- (14) 小林英男, 中沢 一, 日本機会学会論文集, 35(1969), 1856
- (15) 田中啓介, 材料, 33(1974), 961
- (16) 村上敬宜, 遠藤正浩, 日本機会学会論文集, 49(1983), 127
- (17) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 和田耕治, 材料, 36(1987), 362
- (18) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 田中洋征, 材料, 37(1987), 663
- (19) 西谷弘信, 疲労強度学, (1985), オーム社, 107
- (20) J.C. Newman, I.S. Raju, Engng. Frac. Mech., 15(1981), 185-192
- (21) 溶接・接合便覧, 丸善(1990), 854