最大応力基準疲労寿命試験法による溶接継手の強度評価[†]

太田 昭彦* 前田 芳夫** 鈴木 直之**

Evaluation of Strength of Welded Joints by Maximum Stress Constant Fatigue Test

by

Akihiko OHTA*, Yoshio MAEDA** and Naoyuki SUZUKI**

The basic fatigue strength of welded joints, which corresponds to that of the real large scale welded structures containing high tensile residual stresses of yield strength magnitude, was investigated by the maximum stress constant test. The plate thickness effect was revealed to be an imaginary phenomenon occurring from the small residual stresses induced by a variation in maximum stress with the applied stress. The Miner's law was applicable for the basic fatigue strength. The basic fatigue strength increased with a decrease in yield strength.

Key words: Fatigue strength, Welded joint, Residual stress, Plate thickness, Miner's law, Yield strength

1 はじめに

溶接構造物の疲労設計応力は作用応力比 R によらず同一の値をとるようになっている^{1)~6)}。この理由は、大形溶接継手の疲労試験結果によると応力比にかかわらず疲労強度が一致したことにある⁷⁾。一方、小形試験片の場合、応力比の増加とともに疲労強度が減ずる⁸⁾。試験片寸法によって応力比効果が異なる原因は、残留応力^{7),9),10)}によって説明されている。すなわち、小形試験片の場合、溶接部の残留応力が解放されるため作用応力比に対応して疲労強度が変わるが、大形試験片では実構造物と同様に溶接による熱応力、製作時の変形拘束に起因する引張残留応力が降伏強度に達するため作用応力比にかかわらずシェークダウンにより最大応力が降伏強度に等しくなり疲労強度に応力比依存性が現れないのである。

小形試験片を用いた場合でも、作用最大応力を降伏強度に等しくすることによって実構造物に存在する引張残留応力の作用を模擬することができ、残留応力が降伏強度に達している大形試験片と同一の疲労強度が得られることが明らかにされた¹¹⁾。この疲労試験法(最大応力基準疲労寿命試験法)で得られた疲労強度が、実溶接構造物の疲労強度と対応するので、これを以降では基本疲労強度と称する。

本報では、最大応力基準疲労寿命試験法によって溶接継手の基本疲労強度を求め、これに及ぼす板厚、ランダム荷重、降伏強度の影響を調べた結果を報告する。

2 実験方法

実験に用いた鋼の機械的性質を Table I に示す。板厚効果の検討には、JIS SM50B 鋼を、ランダム荷重の検討には JIS SPV50 鋼を、降伏強度の検討には上記の他に JIS SB42 および HT80 鋼を用いた。板厚効果の検討では、板厚 9 mm から 40 mm の突合せ継手および荷重非伝達十字継手を被覆アーク溶接によって、その他では板厚 20 mm の突合せ継手をサブマージアーク溶接によって製作し、いずれの場合も横継手試験片を疲労試験に供した。溶接条件は、Table II に示す。

Fig. 1 に疲労試験片形状を、Fig. 2 に継手部のマクロ写真を、Fig. 3 に最大応力基準疲労寿命試験で用いた応力波形を示す。なお、すべての試験は室温大気中で行い、試験速度は 10 Hz から 45 Hz の間とした。

ランダム荷重波形としては、レーリーの頻度分布に従い、散布度が 0.5 および 0.25 のものを折れ線近似

Table I. Mechanical properties of materials.

Material	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Thickness (mm)	Remarks*
SM50B	413	541	25	9	T
SM50B	397	534	31	20	T
SM50B	372	530	25	20	Y
SM50B	364	526	35	40	T
SPV50	579	628	40	20	R, Y
SB42	284	441	35	20	Y
HT80	784	824	31	20	Y

* T, Y and R represent thickness effect, effect of random loading and effect of yield strength, respectively.

† 原稿受理 平成 4 年 12 月 3 日 Received Dec. 3, 1992

* 正会員 金属材料技術研究所 〒153 東京都目黒区中目黒, National Res. Inst. for Metals, Meguro-ku, Tokyo, 153

** 金属材料技術研究所 〒153 東京都目黒区中目黒, National Res. Inst. for Metals, Meguro-ku, Tokyo, 153

Table II. Welding conditions.

Material	SM50B	SM50B	SM50B	SM50B	SM50B	SPV50	SB42	HT80
Remarks	9 mm, T	20 mm, T	20 mm, Y	40 mm, T	40 mm, T	20 mm, R, Y	20 mm, Y	20 mm, Y
Welding method	MAW	MAW	SAW	MAW	MAW	SAW	SAW	SAW
Edge preparation	X	+	X	X	+	X	X	X
Number of passes	2+2	4×4 9+5	2+2	29+16	4×4	2+2	2+2	2+2
Arc voltage (V)	19~23	23~26	30	19~23	23~26	34	32	38
Current (A)	170	180	500~650	170	180	660	700	500~600
Speed (cm/min)	11~16	16~25	24~45	9~20	15~22	30	30~35	25~40
Heat input (kJ/cm)	16	10~18	45	15	13	45	45	45
Interpass temp. (°C)	100	None	125	100	60~150	150	100	150

MAW: manual arc welding with covered electrode, SAW: submerged arc welding.
X: X shape, +: cruciform joint.

した Fig. 4 に示す 5 種類のものを用いた。なお、この図では S-N 線図の縦軸と対応して頻度分布を示すた

Fig. 1. Dimensions of specimens.

Fig. 3. Waveform of stress in the maximum stress constant fatigue test.

め、縦軸に応力範囲をとった。また、①から⑤でそれぞれ左側が頻度分布を、右側が累積被害比の分布を示している。そして、最大応力を降伏強度に保ち応力範

Fig. 2. Macrostructures of welded joints.

Fig. 4. Distributions of stress range and ratio of cumulative damage in random stress tests.

Fig. 5. Random stress patterns.

囲に応じて最小応力を変化させる Fig. 5 に示す。1 ブロック当たり 10000 回の波形を繰返し、試験片が破断するまで与えた。Fig. 4 および Fig. 5 でハッチングを施した部分は、定振幅試験で得られた疲労限以上の応力範囲に対応するものである。

3 結果および検討

3.1 板厚効果

Fig. 6 に得られた $S-N$ 線図を示す。(a) は突合せ継手の場合の結果である。従来広く用いられてきた $R=0$ の結果では、黒印で示すように板厚の大きい継手(▲印)の方が板厚の小さい継手(●印)に比べ疲労

強度が低下している。この傾向は、溶接継手の疲労設計規格等で疲労強度を板厚の $1/4$ 乗に反比例させていることと対応する結果である。

ところで、応力軸方向の残留応力をひずみゲージおよび層状削り出し法によって測定し板厚に沿う分布を調べたところ、Fig. 7 のように疲労き裂の発生する溶接止端部である板表面での残留応力は 9 mm で圧縮、40 mm で引張であった。

そこで、板厚効果が、残留応力による応力比効果である可能性を検討するため、残留応力の影響がなくなる最大応力基準疲労寿命試験を実施した結果が Fig. 6

Fig. 6. Fatigue strength for the specimens with different plate thickness.

Fig. 7. Residual stress distributions.

(a) の白印である。板厚の違いにもかかわらず基本疲労強度が一致した。

実際の溶接構造物では板幅が広い板幅中央部の溶接残留応力が本試験片のように解放されず、また拘束に起因する応力を加味した残留応力が降伏強度に達しているとする溶接構造物の疲労設計規格での前提を考えると、 $R=0$ でみられた板厚効果が試験片および試験法に起因して現れたもので、実構造物では現れないことがわかる。

なお、 $S-N$ 線の勾配の条件による変化は、残留応力と作用応力の和（この和はシェークダウンにより降伏強度を越えない）である実応力の応力比によって、もたらされたものである。

Fig. 6 (b) は荷重非伝達十字継手の結果である。 $R=0$ の黒印では長寿命域で板厚効果が現れている。最大応力基準疲労寿命試験結果である白印の場合、突合せ継手と同様に板厚による差はみられない。

なお、計算により板表面の引張残留応力を推定すると板厚 20 mm の場合 171 MPa から 107 MPa、板厚 40 mm の場合降伏強度である 364 MPa であった。したがって、40 mm の場合残留応力が既に降伏強度に達しているため試験法によらず残留応力と作用応力の和はシェークダウンにより降伏強度となって結果が一致し、20 mm の場合残留応力と作用応力の和が降伏強度より低い $\Delta\sigma=258$ MPa 以下の条件で試験法による差が現れている。すなわち、20 mm で $R=0$ の場合、作用応力範囲が高い領域で残留応力と作用応力の和である実応力が降伏強度に達する条件を満たし、実際の最大応力は降伏強度となるため、 $\sigma_{\max}=\sigma_y$ 試験法の結果と一致し、実応力が降伏強度以下の領域で $\sigma_{\max}=\sigma_y$ 試験の結果と食違うのであり、勾配も両領域で異なる。これに対し、40 mm の場合、残留応力は降伏強度に達しているため、すべての試験条件で実応力の最大値は降伏強度に達する条件を満たし、 $R=0$ と $\sigma_{\max}=\sigma_y$ の結果も一致するのである。したがって、40 mm の場合、試験片は小形であっても、残留応力の面では大形試験片であるということもできる。

以上のように、最大応力基準疲労寿命試験法を用い

Fig. 8. Basic fatigue strength under random stress test.

ると、試験片が実構造物に比べ小形で残留応力が解放されているため従来試験法で現れる板厚効果が消失すること、残留応力が既に降伏強度に達している場合には従来法の結果と一致することが明らかとなった。

3・2 ランダム荷重下の寿命特性

Fig. 8 の Δ 印で定振幅試験の結果を示す。破断線の勾配は 3、疲労限は 95 MPa であった。そこでランダム荷重下においても定振幅試験と同一の疲労限を含む $S-N$ 特性を示すとしてマイナー則を適用し、疲労限以下の繰返し数を 0 と置いて 3 乗平均 3 乗根によって等価応力範囲 $\Delta\sigma_{eq}$ および等価繰返し数 Σn_i を計算し、 $\circ$ 印で示した。記号の脇に示した数字は波形パターンの番号を示す。いずれのプロットもほぼ定振幅試験の結果と一致しており、最大応力基準疲労試験によって基本疲労強度を求めるとマイナー則が成立するとしてよいことが分かる。

なお、波形④の場合は定振幅の疲労限以上でも破断していないが、このパターンの場合疲労限以上の繰返しは 1 ステップのみで全ブロックの内の 6.2% に過ぎず、疲労限直下にあるステップの繰返し数が疲労限以上の繰返し数の 3.9 倍であった。したがって、このプロットは疲労限以下の繰返しによるコーキシング効果が原因で非破断となったものと考えられた。そこで、 $\Delta\sigma_1=95$ MPa の定振幅試験を 1.2×10^7 回実施した試験片について、引続き $\Delta\sigma_2=103.8$ MPa の応力範囲の定振幅試験を実施したところ、 $\Delta\sigma_2=103.8$ MPa の応力範囲の繰返し数が 1×10^7 回に至っても破断せず、コーキシング効果があることが確認された。 $\bullet$ 印は修正マイナー則が成り立つとして $\Delta\sigma'_{eq}$ を計算したものである。 $m=5$ の線に比べても安全側となっていることが分かる。

3・3 降伏強度の影響

Fig. 9 に得られた $S-N$ 線図を示す。長寿命域で疲労強度が降伏強度の増大に連れ減じている。これをよ

Fig. 9. Basic fatigue strength for the specimens with different yield strength.

Fig. 10. Effect of yield strength on the basic fatigue strength at 1×10^7 cycles.

り明瞭にするため、 1×10^7 回基本疲労強度と降伏強度の関係を Fig. 10 に示す。この図から、基本疲労強度が降伏強度の増大に連れて減じた後一定値を示すことが分かる。また、プロットの脇に示す 1×10^7 回基本疲労強度における応力比から分かるように、降伏強度の高い材料ほど応力比が高くなっている。これは、シェークダウンによって最大応力が降伏強度に一致するため、Fig. 3 で示したような局限の応力比条件 $R = (\sigma_y - \Delta\sigma) / \sigma_y$ が構造物に作用することになり、降伏強度の高い材料ほど高応力比の条件にさらされ、応力比効果によって疲労強度が減じることを示している。

ここでは疲労強度についてのみ論じてきたが、高張力鋼は高い静的強度を備えるという特長を持っており、実構造物に使用する鋼材の選択に当っては静的強度と疲労強度の両者を勘案する必要があることは論をまたない。

4 おわりに

鋼横突合せ溶接継手の基本疲労強度を、溶接構造物で疲労が問題となる部位の応力状態を反映する試験法である最大応力基準疲労寿命試験法により求め、次の結論を得た。

(1) $R=0$ の条件で得られる板厚効果は試験法およ

び試験片の組合せによって現れるもので、実際の溶接構造物で残留応力が降伏強度に達している場合には板厚にかかわらず疲労強度が等しくなることを示した。

(2) 試験片のき裂発生部の残留応力が降伏強度に達している場合、 $R=0$ と最大応力基準疲労寿命試験法の結果は一致することを示した。

(3) 基本疲労強度を用いてランダム荷重下の特性を評価すると、マイナー則が成立することを示した。

(4) 長寿命域での基本疲労強度は、降伏強度の減少につれて増加することを示した。

(平成 4 年 11 月 18 日 日本材料学会疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) BS 5400, Steel Concrete and Composite Bridge. Part 10, Code of Practice on Fatigue (1980) British Standards Institution
- 2) DnV Classification Notes 30. 2, Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units (1984) Det Norske Veritas
- 3) AASHTO, Standard Specification for Highway Bridges, Thirteenth Edition (1983) American Association of State Highway and Transportation Officials
- 4) UK DoE, Offshore Installations, Guidance on Design and Construction (1984) Department of Energy
- 5) ECCS Technical Committee 6-Fatigue, Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures (1985) European Convention for Constructional Steelwork
- 6) JSSC レポート No. 14, 疲労設計指針(案) (1989) 日本鋼構造協会
- 7) J. W. Fisher, Fatigue Strength of Welded A514 Steel Beams, Pro. Conf. Fatigue of Welded Structures, The Welding Institute, 1, 135 (1971).
- 8) NRIM Fatigue Date Sheets No. 34 (1983), No. 40 (1984) and No. 53 (1986).
- 9) F. R. Gurny and S. J. Maddox, A Re-analysis of Fatigue Data for Welded Joints in Steel, Welding Research International, 3, 1 (1973).
- 10) T. R. Gurny, Fatigue Design Rules for Welded Steel Joints, Welding Institute Research Bulletin, 17, 115 (1976).
- 11) A. Ohta, Y. Maeda, T. Mawari, S. Nishijima and H. Nakamura, Fatigue Strength Evaluation of Welded Joints Considering High Tensile Residual Stresses, Int. J. Fatigue, 8, 147 (1986).
- 12) H. Nakamura, S. Nishijima, A. Ohta, Y. Maeda, K. Uchino, T. Kohno, K. Toyomasu and I. Soya, A Method for Obtaining Conservative S-N Data for Welded Structures, J. Testing & Evaluation, 16, 280 (1988).
- 13) 川田雄一, 平 修二, 多田美朝, 応力測定マニュアル, p. 363 (1971) オーム社
- 14) 松岡一祥, 高橋一比古, 藤井英輔, 日本造船学会論文集, 171, 587 (1972).