

重畳ランダム荷重下におけるアルミニウム合金 溶接継手の疲労寿命推定 (続報)

——高周波成分の影響——

正員 高 橋 一比古* 正員 前 中 浩*
正員 高 田 篤 志*

Fatigue Life Estimation of Welded Joints of an Aluminium Alloy under Superimposed Random Load Waves
(a follow-up report) ; Effects of High Frequency Components

by Ichihiko Takahashi, *Member* Hiroshi Maenaka, *Member*
Atsushi Takada, *Member*

Summary

Fatigue behavior of boxing welded joints of JIS A 5083 P-O Al-Mg alloy was examined. For a specimen, a 20 mm thick stiffener was attached to a 20 mm thick main plate by a MIG boxing welding. Previous to fatigue tests, residual stress measurement, a static loading test and an elastic finite element analysis (FEA) were carried out. The residual stress in the fatigue stress direction was 135 MPa at a distance of 5 mm from a boxing weld toe, and the FEA gave a fairly good estimation for the elastic strain distribution near the boxing weld toe.

Then fatigue tests were performed under both constant amplitude and random loads by 3-point bending. For a load wave in the random loading fatigue tests, a direct current component, a zero-mean narrow band random process, and a high frequency component were variously and selectively combined and superimposed.

As a result, a reference stress σ_s , which was determined as the stress at a distance of 5 mm from a boxing weld toe, was proved effective in reducing the amount of scattering in the fatigue test results. And it is also found that the crack initiation lives determined by the 5% drop method largely scattered because of the determination error brought by the 5% drop method itself, showing to be unsuitable for putting the fatigue test results in order as in a $S-N$ diagram.

With regard to the effects of high frequency components, it was found that a simple handling of fatigue data using the RMS value of stress is not available while arrangement using a representative frequency is effective, and that neither the range count method nor the peak to peak count method are suitable to those superimposed wide band stress waves.

Finally the life estimation procedure proposed in the former report¹⁾, which comprises a 2-dimensional rainflow method, the modified Goodman's relation and the modified Miner rule, was shown to be valid also in this study.

記 号

b : 加工硬化終了後の応力-歪直線の傾き

D : Miner の累積損傷係数 $\left(= \sum \frac{n_i}{N_i} \right)$

$\Delta\sigma$: 平均応力 σ_m のときの疲労強度 (応力範囲)

$\Delta\sigma_n$: 公称応力範囲

$\Delta\sigma_{(R=-1)}$: 完全両振り条件下での疲労強度 (応力範囲)

$\Delta\sigma_s$: 回し溶接止端部から 5 mm の位置における参照
応力の応力範囲

F : 累積確率分布

f_{sc} : 応力振幅スペクトルの重心位置周波数

f_{rep} : 応力波形の代表周波数

* 運輸省船舶技術研究所

原稿受理 平成 8 年 1 月 9 日

春季講演会において講演 平成 8 年 5 月 15, 16 日

$K_t(5\text{ mm})$: 回し溶接止端部から 5 mm の位置における弾性応力集中係数

$N_c(2.42\text{ Hz})$: 狭帯域過程の第 2 成分波のサイクル数に換算したき裂発生寿命

N_f : 破断寿命

$N_{f(\text{rep})}$: f_{rep} のサイクル数に換算した破断寿命

$N_f(2.42\text{ Hz})$: 狭帯域過程の第 2 成分波のサイクル数に換算した破断寿命

$N_f(10.0\text{ Hz})$: 周波数 10.0 Hz の高周波成分のサイクル数に換算した破断寿命

R : 応力比

$\sigma_a(2.42\text{ Hz})$: 狭帯域過程を構成する 3 成分波の振幅の平均値

$\sigma_a(10.0\text{ Hz})$: 周波数 10.0 Hz の高周波成分の振幅

σ_m : 平均応力

σ_{rms} : 公称応力の RMS 値 (平均値まわり)

σ_T : 真破断強さ

σ_u : 引張強さ

σ_s : 回し溶接止端部から 5 mm の位置における参照応力

ϕ : 絞り百分率

1. 緒 言

実海域における実船計測等で、船体構造部材の応力応答を歪ゲージ等によって計測した場合、計測された応力波形に、比較的小振幅の高周波成分が重畳していることがある。この高周波成分は、単に計測ノイズとして処理できる場合もあれば、各種の振動に起因するものなど、正しく計測された応力成分としてとらえなければならない場合もある。後者の場合には、高周波であるが故に、稼働期間中の応力サイクル数は非常に大きくなるため、1 波 1 波の与える疲労被害度を誤って過小評価してしまった場合の危険性は大きい。

著者らは、前報¹⁾において、船体用構造材料として用いられる耐食性アルミニウム合金 A 5083 P-O 材のすみ肉溶接 T 継手を対象に、1 次変動波形に 2 次変動波形が重畳する形の重畳ランダム荷重波形を用いた疲労試験を実施し、2 次元 Rainflow 法、修正 Goodman 補正および修正 Miner 則を用いた寿命推定法の有効性について報告した。しかし、前報においては、試験片として板厚 10 mm の T 継手を用い、その止端部をグラインダー仕上げとしたため、溶接残留応力・応力集中係数の値が共に小さく、より一般的な溶接まま継手への適用性に関しては更なる検討が必要であると思われた。

そこで本研究では、A 5083 P-O 材の角回し溶接継手(溶接まま)を対象として、残留応力測定、静的載荷試験および弾性有限要素法解析、定振幅疲労試験およびランダム疲労試験を実施し、様々な角度から検討を行った。ランダム

疲労試験には、直流成分・狭帯域定常ランダム過程および高周波成分を組み合わせた重畳ランダム荷重波形を用い、高周波成分の影響をみると共に、寿命推定に及ぼす応力サイクル・カウント法および平均応力補正の影響について調べた。

2. 実 験

2.1 供試材および試験片

疲労試験片に用いた供試材は板厚 20 mm のアルミニウム合金 A 5083 P-O 材 (Al-Mg 系、スカイアルミ製) であり、ミルシートによる化学成分および機械的性質を Table 1, 2 に示す。試験片は、板厚 20 mm の主板に同じく板厚 20 mm のスティフナーを回し溶接により接合したもので、その形状寸法および載荷方法を Fig. 1 に、また溶接施工条件を Table 3 に示す。溶接は MIG 溶接で行い、溶接ワイヤには A 5183-WY ($\phi 1.6\text{ mm}$, 日軽産業製) を用いた。また、溶接始終端はスティフナー長辺の中央部とし、目標溶接脚

Table 1 Chemical compositions of A 5083 P-O

Composition	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
Weight %	0.13	0.20	0.03	0.71	4.56	0.11	0.01	0.02

Al Balance

Table 2 Mechanical properties of A 5083 P-O

Tensile Strength (MPa)	0.2% Proof Stress (MPa)	Elongation (%)
316	174	25

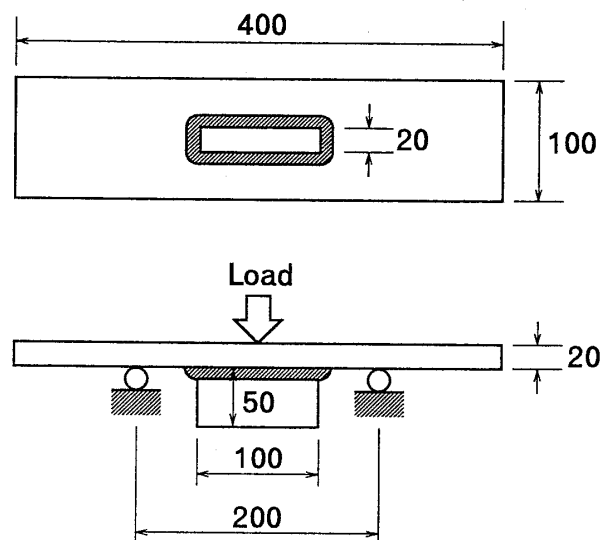


Fig. 1 Specimen design and loading condition; dimensions are in mm.

Table 3 Welding condition

Type of Welding	Number of Pass	Filler Metal	Welding Current	Welding Voltage	Welding Speed	Heat Input	Shield Gas
MIG	1	A5183-WY (ϕ 1.6mm)	280 ~ 290 [A]	29 ~ 30 [V]	29 ~ 30 [cm/min]	1.6 ~ 1.8 [kJ/cm]	Ar 25 [& /min]

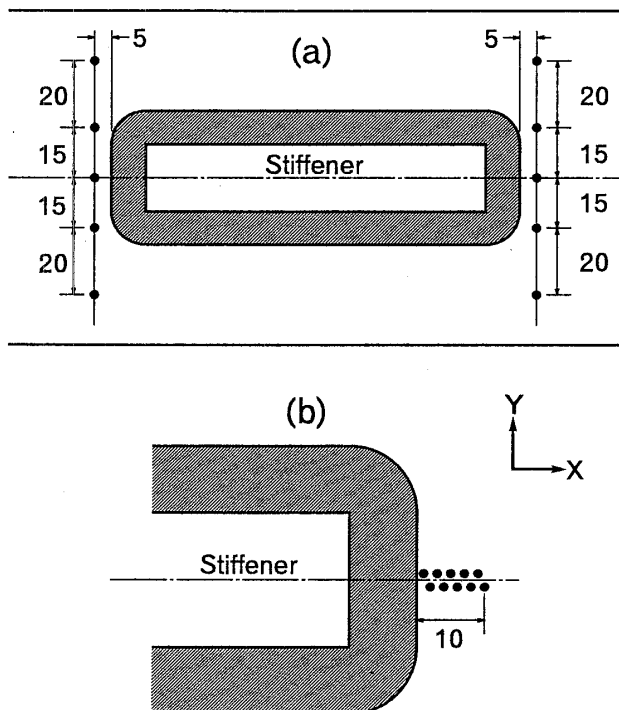


Fig. 2 Strain gauge locations for (a) residual stress measurement, and (b) static loading test; dimensions are in mm.

長は 10 mm×10 mm, 止端部仕上げはせずに溶接ままとした。

2.2 残留応力測定

載荷試験に先立ち、角回し溶接止端部近傍の溶接残留応力を、歪ゲージを用いた応力弛緩法により測定した。ゲージ長 1 mm の 2 軸直交ゲージを、Fig. 2(a) の黒丸で示す位置に貼付し、初期値測定後、ゲージの周囲を切断して応力を解放した。得られた残留応力の幅方向分布を Fig. 3 に示す。試験片長手方向 (X 方向) 残留応力は、試験片板幅の中央 (横軸値ゼロの位置) で最大となり、その値は 135 MPa であった。Table 2 より、供試材の 0.2% 耐力は 174 MPa であるから、40 MPa 程度の作用応力により、当該箇所の応力値は 0.2% 耐力を上回ることになる。

2.3 静的載荷試験および弾性有限要素解析

角回し溶接止端部近傍の歪分布を求めるため、静的載荷試験および弾性有限要素解析 (以降 FEA と略) を行った。静的載荷試験は疲労試験と同一の試験機・治具を用い、3 点曲げて行った。歪測定には応力集中ゲージを用い、ゲージ長 1 mm・ピッチ 2 mm・5 連のもの 2 枚を 1 mm ずらして平行に貼付し (Fig. 2(b) 参照)、止端部から 1 mm 離れた位置を起点に、1 mm ピッチで試験片長手方向 (X 方向) の

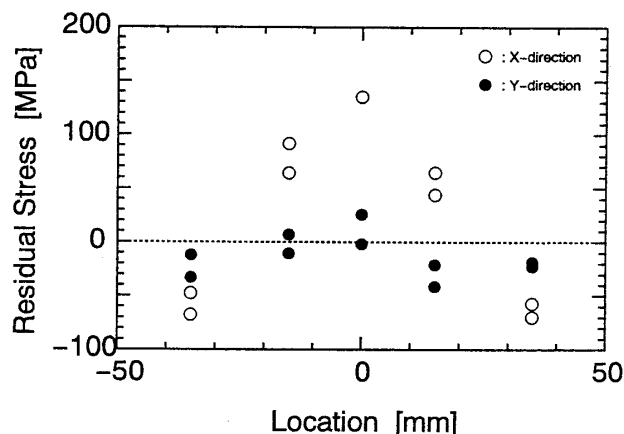


Fig. 3 Residual stress distribution

歪を測定した。試験荷重は、最小荷重をゼロ、最大荷重を 24.5 kN (2.5 tonf) とし、3 サイクルの静的載荷・除荷を行った。

Fig. 4 に、止端部から 1 mm の位置における公称応力-歪応答を示す。1 サイクル目の載荷直後は線形応答だが、公称応力 35 MPa のあたりから非線形応答となる。これは、2.2 で述べた溶接残留応力と、静的載荷による応力の和が、材料の弾性限界を越えたことを意味している。最大荷重到達後の除荷過程は弾性応答となり、2 サイクル目以降はこれをなぞる形の線形挙動を繰り返す。このような加工硬化・シェークダウン現象は、後で述べる疲労試験においても同様に観察された。

FEA には、汎用構造解析コード MARK (K 5.2) を用いた。要素は 8 節点アイソパラメトリック直方体要素とし、対称性を考慮して Fig. 5 に示すような 4 分割モデルを用いた (9276 節点, 7886 要素)。境界条件としては、対称面に垂直方向の変位を拘束し、静的載荷試験と同様の 3 点曲げ荷重を加えた。Fig. 6 は、荷重 24.5 kN について、FEA により求めた試験片の変形および長手方向 (X 方向) 歪の

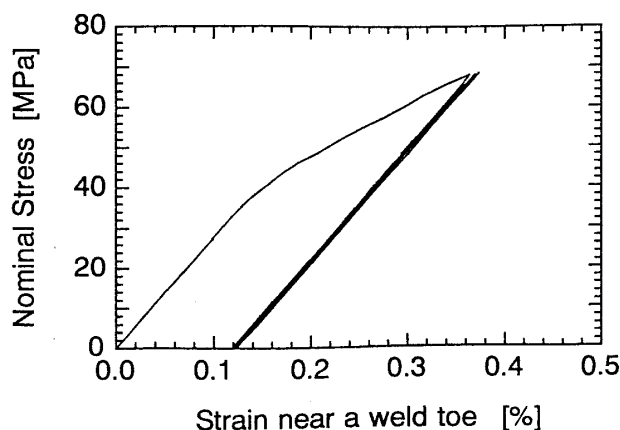


Fig. 4 Stress-strain response near a weld toe under static loading

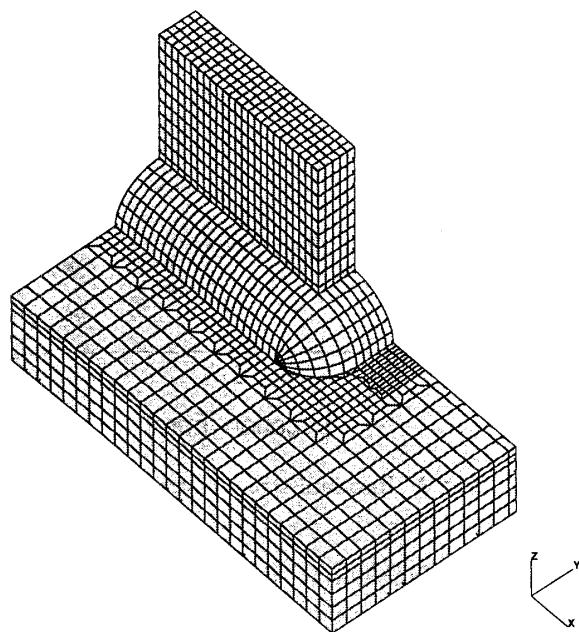


Fig. 5 Finite element model

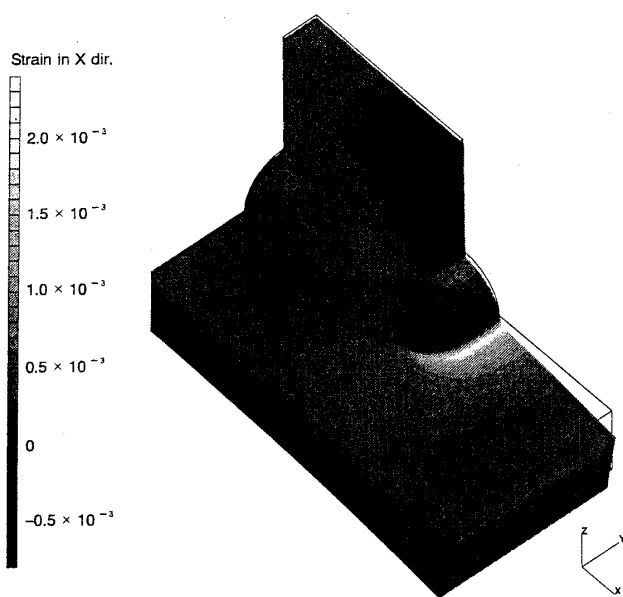


Fig. 6 Deformation and strain distribution obtained by FEA; strain is in X direction and deformation is magnified by 30.

分布を示している。X 方向の歪が角回し溶接止端部近傍に集中している様子がみてとれる。

Fig. 7 に、荷重 24.5 kN について、静的載荷試験および FEA で得られた止端部近傍の弾性歪分布を示す。静的載荷試験については、弾性歪として、第 2 サイクルの荷重ゼロから 24.5 kN に至るまでの歪変化量 (Fig. 4 の直線部分) をとっている。黒丸は静的載荷試験、実線は FEA の結果であり、点線は公称歪を表している。測定値と FEA 結果とは比較的良く合っているが、止端部 (横軸値ゼロの位置) ま

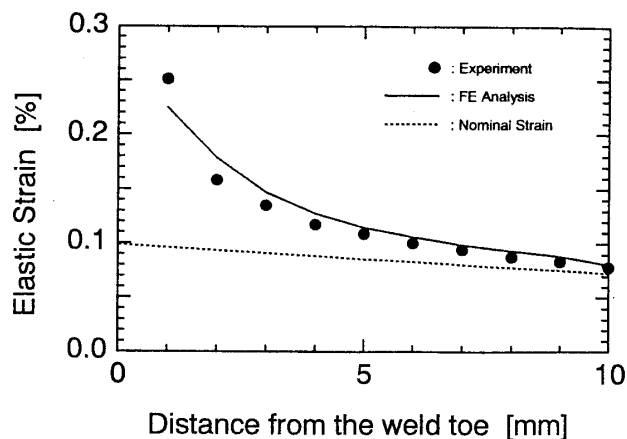


Fig. 7 Elastic strain distribution near a weld toe

での距離が 2 mm, 1 mm と近づいた場合の歪上昇率は測定値の方が大きく、1 mm の位置における歪集中率 (公称値との比) は約 2.5 である。後述する疲労試験では、止端部から 5 mm の位置に歪ゲージを貼付したが、ちょうどこのあたりで歪測定値と測定位置との直線関係がくずれ始めている。歪値の直線的な上昇率をそのまま外挿し、縦軸と交わった点をいわゆるホットスポット歪とすれば、疲労試験中のゲージ貼付位置 (止端部から 5 mm) における歪値はそれより若干小さめの値となっている。本研究では、この 5 mm の位置における X 方向歪測定値にヤング率を乗じて算出した応力を参照応力 σ_0 と定義し、構造的応力集中の影響を考慮した値として後で述べる疲労解析に用いた。

2.4 疲労試験

疲労試験には動的容量 10 tonf の電気-油圧サーボ式疲労試験機を用い、試験はすべて荷重制御の 3 点曲げで行った (Fig. 1)。疲労試験中の角回し溶接止端部近傍における歪変動を把握するため、止端部から試験片長手方向に 5 mm 離れた位置にゲージ長 2 mm の歪ゲージを貼付し、動的歪測定を行った。動的歪および荷重データは、A/D コンバーターを介し、適当な時間間隔をおいて、25.6 秒分のデータを 80 Hz でサンプリングした。なお、制御信号の発生および歪・荷重データの収集には、32 ビット CPU のパーソナル・コンピュータを用いた。

2.5 ランダム荷重波形

ランダム疲労試験に用いた荷重波形は、①<直流成分>+<平均ゼロの狭帯域ランダム過程>、および②<直流成分>+<平均ゼロの狭帯域ランダム過程>+<高周波成分>の 2 種類に大別される。直流成分は、歪ゲージ貼付位置における公称応力に換算して約 41 MPa 一定とした。平均ゼロの狭帯域ランダム過程としては、周波数がそれぞれ 2.27 Hz, 2.42 Hz, 2.58 Hz で振幅の等しい 3 つの成分波を足し合わせたものを用い、また高周波成分は周波数 10 Hz の正弦波とした。実際に得られた応力波形の例を Fig. 8 に示す。(a) は直流成分+狭帯域ランダム過程の場合

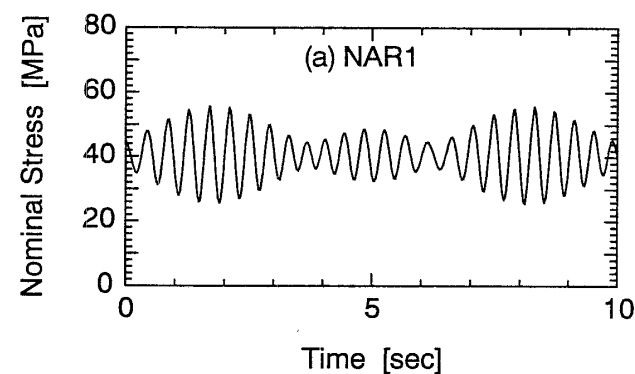
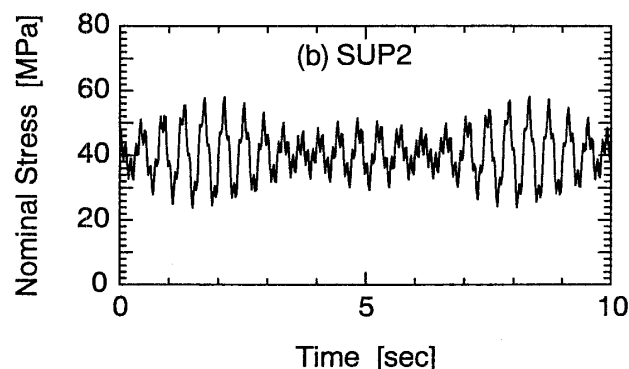
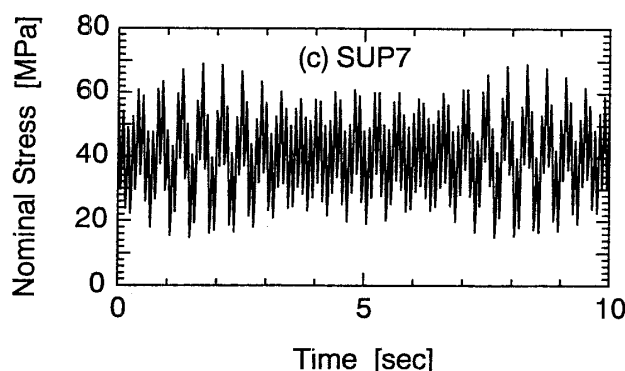
(a) NAR 1: Narrow band, $\sigma_{rms}=6.55$ MPa(b) SUP 2: Superimposed, $\sigma_{rms}=6.89$ MPa(c) SUP 7: Superimposed, $\sigma_{rms}=12.21$ MPa

Fig. 8 Examples of random stress waves

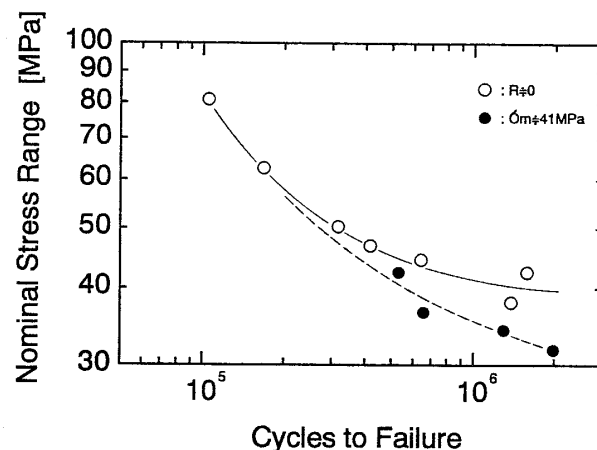
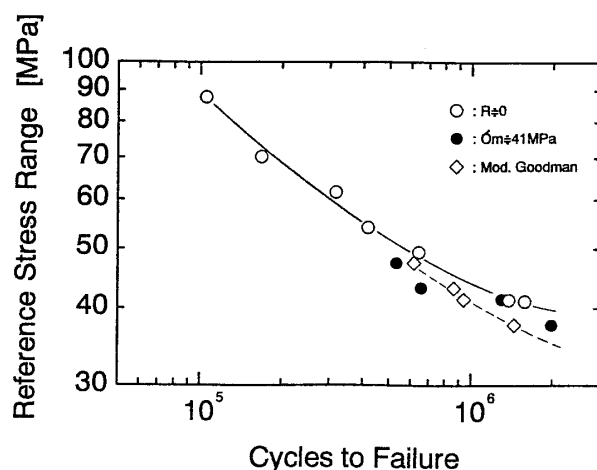
(NAR シリーズ), (b) および (c) は直流成分 + 狭帯域ランダム過程に高周波成分を重畳させたもの (SUP シリーズ) である。

なお、定振幅疲労試験は、荷重波形として正弦波を用い、応力比 $R \neq 0$ の場合および所定の平均応力をかけた場合について実施した。

3. 疲労試験結果および解析

3.1 定振幅疲労試験結果

公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ と破断寿命 N_f (荷重が制御不能となった時のサイクル数) で整理した定振幅疲労試験結果を Fig. 9 に示す。白丸は応力比 $R \neq 0$ の試験結果を、黒丸は $\sigma_m \neq 41$

Fig. 9 Results of constant amplitude fatigue tests arranged by nominal stress range, $\Delta\sigma_n$, and cycles to failureFig. 10 Results of constant amplitude fatigue tests arranged by reference stress range, $\Delta\sigma_s$, and cycles to failure

MPa の平均応力 (公称値) をかけた場合の試験結果を表している。白丸データのうち、 $\Delta\sigma_n=81$ MPa のものは、 $\sigma_m=43.6$ MPa であり、黒丸のグループとみなすこともできる。なお、黒丸データのうち、 $N_f=1.98 \times 10^6$ のものは、平均応力が $\sigma_m=38$ MPa と若干低く、また本研究の全疲労試験中、唯一ルート破壊したものである (他はすべて止端破壊)。Fig. 9 を見ると、 $\sigma_m \neq 41$ MPa のデータは、 $R \neq 0$ のデータを下回っており、その差は長寿命側にいくほど顕著である。しかし、用いた試験片は溶接まま継手であることから、Fig. 9 には試験片ごとに異なる応力集中係数の影響が含まれていると考えられる。そこで、構造的応力集中の影響を除去するため、2.3 節で定義した参照応力 σ_s の応力範囲により破断寿命を整理してみた。Fig. 10 がその結果であるが、白丸データのばらつきが小さくなり、また、白丸と黒丸の差異も Fig. 9 より小さくなった。ここで、図中の菱形および点線は、白丸データの $\Delta\sigma_s$ を、次式で表される修正 Good-

man 線図(横軸切片は引張強さ σ_u)と黒丸データの平均応力値 σ_m (σ_s の平均値)を用いて平均応力補正した結果であるが、黒丸データは点線のまわりに分散する形となっている。

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_{(R=-1)} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right) \quad (1)$$

但し、 $\Delta\sigma$ は平均応力 σ_m のときの疲労強度(応力範囲)、 $\Delta\sigma_{(R=-1)}$ は完全両振り条件下($\sigma_m=0$)での疲労強度(応力範囲)である。

この結果だけから修正 Goodman 補正の可否を断定的に論じることにはできないが、本研究では前報¹⁾の結果等も踏まえて一定の有効性を認め、寿命推定上の便法として用いている。

3.2 ランダム疲労試験結果

Table 4 に、ランダム疲労試験の試験条件および試験結果をまとめて示す。試験片 NAR 1~5 は、応力波形として直流成分+狭帯域ランダム過程を用いたものであり、一方、SUP 1~7 は、直流成分+狭帯域ランダム過程+高周波成分を用いたものである。直流成分は全試験を通じて平均応力の公称値 $\sigma_m \div 41$ MPa とし、NAR シリーズでは狭帯域ランダム過程の振幅を比例的に変化させた。SUP シリーズでは、NAR 1 とほぼ等しい狭帯域ランダム過程を用い、これに周波数 10.0 Hz の高周波成分を重畳させ、この成分の振幅を試験片毎に変化させた。Table 4 中、 $\sigma_a(2.42$ Hz)、 $\sigma_a(10.0$ Hz) とあるのは、それぞれ、狭帯域過程を構成する 3 つの成分波の振幅の平均値、および周波数 10.0 Hz の

高周波成分の振幅を表しており、いずれも荷重(公称応力)データを周波数解析することにより得られたものである。また、 $K_t(5$ mm) とあるのは、破断した側の回し溶接止端部から 5 mm の位置に貼付した歪ゲージによる歪測定値と荷重(公称応力)データから求めた、この位置における弾性応力集中係数の値であり、定振幅試験に用いた試験片も合わせると、 $K_t(5$ mm) の平均値は 1.17、標準偏差は 0.07 であった。溶接まま継手であることから、この程度の施工によるばらつきは避けがたいと思われるが、疲労解析にあたって、上述した σ_s を用いれば、このばらつきの影響を取り除くことができる。

次に、 $N_f(2.42$ Hz)、 $N_c(2.42$ Hz) とあるのは、破断寿命およびき裂発生寿命を、狭帯域過程の第 2 成分波(周波数 2.42 Hz)のサイクル数に換算したものである。き裂発生寿命の求め方については、3.4 節で詳述する。同様に、 $N_f(10.0$ Hz) は、破断寿命を周波数 10.0 Hz の重畳高周波成分のサイクル数に換算したものである。

Fig. 11 は、参照応力 σ_s の RMS 値(平均値まわり)と破断寿命 $N_f(2.42$ Hz) の関係を示している。白丸は NAR シリーズを、黒丸は SUP シリーズを示している。両者共に、両対数座標上で直線関係がみとめられるが、SUP シリーズの方が短寿命側であり、高周波成分の振幅が増す(図の左方に移行する)につれ、両者のひらきは大きくなる。すなわち、NAR シリーズと SUP シリーズのように、応力波形の性状(主として周波数帯域幅)が異なる場合には、応力

Table 4 Testing conditions and results of random fatigue tests

TP No.	Wave Type	σ_m	σ_{rms}	$\sigma_a(2.42\text{Hz})$	$\sigma_a(10.0\text{Hz})$	$K_t(5\text{mm})$	$N_f(2.42\text{Hz})$	$N_c(2.42\text{Hz})$	$N_f(10.0\text{Hz})$
		[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]		[cycle]	[cycle]	[cycle]
NAR1	DC + Narrow	40.57	6.55	5.34	—	1.10	6330049	878501	—
NAR2	DC + Narrow	40.56	6.98	5.69	—	1.16	6713659	1522331	—
NAR3	DC + Narrow	40.61	8.08	6.60	—	1.21	1978292	245508	—
NAR4	DC + Narrow	40.53	9.63	7.86	—	1.31	973858	147244	—
NAR5	DC + Narrow	40.54	12.72	10.39	—	1.24	536364	60787	—
SUP1	DC + Narrow + Sin	40.58	6.59	5.12	2.88	1.21	3183067	518079	13143500
SUP2	DC + Narrow + Sin	40.53	6.89	5.10	4.08	1.20	2770456	759349	11439750
SUP3	DC + Narrow + Sin	40.50	7.71	5.12	6.33	1.22	1360253	199676	5616750
SUP4	DC + Narrow + Sin	40.54	8.44	5.06	8.06	1.20	1029801	340018	4252250
SUP5	DC + Narrow + Sin	40.61	10.56	5.33	11.68	1.24	314710	68779	1299500
SUP6	DC + Narrow + Sin	40.60	11.06	5.33	12.56	1.23	294549	34450	1216250
SUP7	DC + Narrow + Sin	40.53	12.21	5.32	14.54	1.13	229221	37780	946500

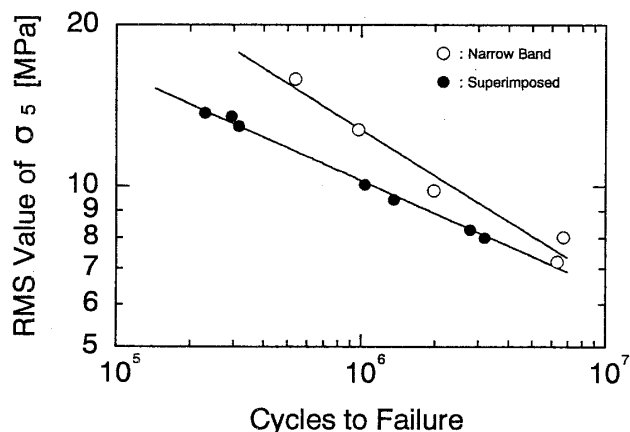


Fig. 11 Relation between RMS value of reference stress, σ_s , and cycles to failure

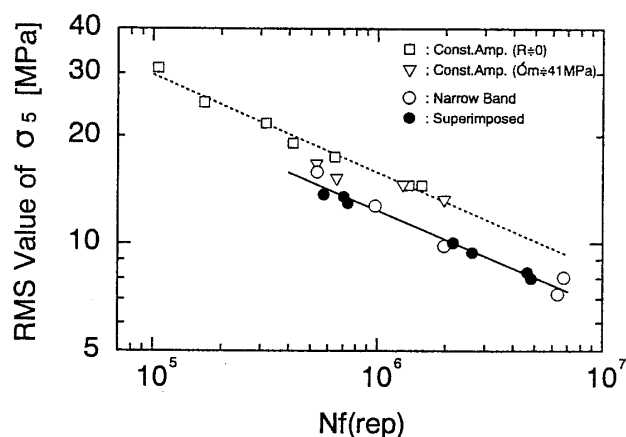


Fig. 12 Relation between RMS value of reference stress, σ_s , and cycles of representative frequency to failure, $N_{f(rep)}$

RMS 値と N_f (2.42 Hz) のような一種の時間寿命による統一的な取扱いは難しくなる。著者ら²⁾ は以前に、狭帯域データと広帯域データとを歪 RMS 値によって結びつけようとする場合には、個々の波形に対して代表周波数を適切に定め、そのサイクル数によって疲労寿命を表すことが必要であることを示した。そこで、ここでも次のようにして波形毎の代表周波数 f_{rep} を定めることにした。

① NAR シリーズ (狭帯域波形)

$$f_{rep} = 2.42 \text{ Hz (第 2 成分波の周波数)}$$

② SUP シリーズ (広帯域波形)

$$f_{rep} = f_{gc}$$

但し、 f_{gc} は、直流成分を除いた応力振幅スペクトルの重心位置周波数を表す (具体的には、2.42 Hz と 10.0 Hz の間を、 $\sigma_a(2.42 \text{ Hz}) \times 3$ と $\sigma_a(10.0 \text{ Hz})$ の逆比で内分して求める)。

これらから、破断寿命 $N_{f(rep)}$ が次式によって求められる。

$$N_{f(rep)} = f_{rep}(\text{Hz}) \times [\text{破断までの時間寿命(sec)}] \quad (2)$$

なお、定振幅データの場合には、 $N_{f(rep)}$ は通常の N_f と一致する。

さて、NAR シリーズおよび SUP シリーズの疲労試験結果を、 σ_s の RMS 値 (平均値まわり) と $N_{f(rep)}$ によって整理した結果を、Fig. 12 に示す。Fig. 11 では完全に分離していたプロット点が、ほぼ 1 本の直線上に並んでいる (黒丸と白丸)。実線は、両シリーズをあわせて、最小自乗法により直線をあてはめたものである。これより、波形に応じて代表周波数 f_{rep} を適切に定めれば、狭帯域データと広帯域データを応力 RMS 値によって統一的に整理できることがわかる。

Fig. 12 には、定振幅データも同時にプロットしてあるが (□と▽)、この場合の縦軸値は、正弦波応力の振幅を $\sqrt{2}$ で除して得られたものである。また、点線は $R=0$ の定振幅データに最小自乗法で直線をあてはめた結果である。点線

と実線とは傾きがほぼ等しいが、前者の方が寿命比にして 2 倍以上、長寿命側に位置している。

3.3 疲労寿命推定

本研究では、応力波形のサイクル・カウント法として、Range 法、Mean crossing peak to peak 法 (以下、Peak to peak 法と略)、1 次元 (1-D) Rainflow 法、2 次元 (2-D) Rainflow 法の 4 通りの方法を用いた。各カウント法のアルゴリズムおよび特徴を、Fig. 13 の図解に沿って示すと、以下のようになる。

- (a) Range 法：隣り合うピーク値の差の絶対値 (矢印で示された範囲) を、応力レンジ 0.5 サイクルとしてカウントする。狭帯域波形には有効だが、図のような重畳波形の場合、1 次波のうねりに伴う大振幅をカウントできない。
- (b) Peak to peak 法：応力波形の平均値を横切る毎に、平均値より下方の最小ピーク値と平均値より上方の最大ピーク値との差の絶対値 (矢印で示された範囲) を応力レンジ 0.5 サイクルとしてカウントする。狭帯域波形には有効だが、図のような重畳波形の場合、重畳している高周波成分を殆どカウントできない。
- (c) Rainflow 法³⁾：実線矢印で示された範囲 (小ループ) を、応力レンジ 1 サイクルとしてカウントし、破線矢印で示された範囲 (残留部分) を、応力レンジ 0.5 サイクルとしてカウントする。1 次波のうねりに伴う大振幅も、重畳している高周波成分も、共にきちんとカウントされている。黒丸で示された平均応力値も同時に記憶しておけば、2 次元 Rainflow 法となる。

2 次元 Rainflow 法でカウントされた各応力レンジは、その平均応力値に応じて、3.1 節でふれた修正 Goodman 線図により、応力比 $R=0$ まで補正した。修正 Goodman 線図の横軸切片としては、引張強さ σ_u と真破断強さ σ_T の両方

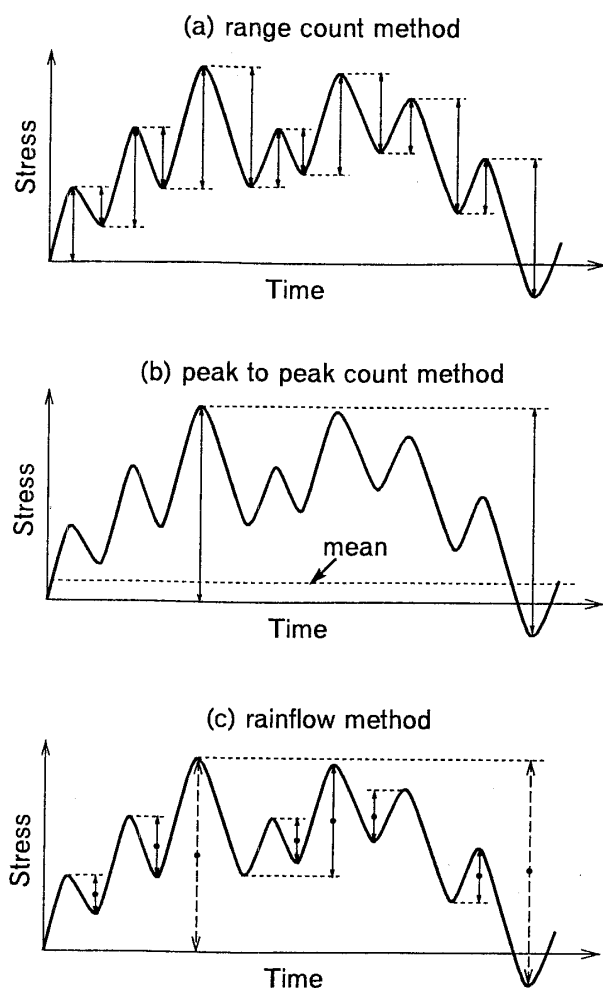


Fig. 13 Illustrations of (a) range count method, (b) peak to peak count method, and (c) rainflow method

を用い、推定結果を比較した。なお、 σ_r の値は、次式によって求めた。

$$\sigma_r = 100 / (100 - \psi) \cdot \sigma_u \div 1.56 \sigma_u \quad (3)$$

ψ は絞り百分率で、文献4)記載の36%を用いた。同文献で用いているA5083 P-O材の機械的性質は、引張強さ300 MPa、0.2%耐力152 MPa、伸び率25%で、比較的本研究の供試材の性質に近い。

なお、寿命推定のベースはすべて参照応力 σ_s とし、修正Miner則の定振幅データとしては、Fig. 10における $R \div 0$ のデータに最小自乗法で直線をあてはめて得られた次式を用いた。

$$\Delta\sigma_s = 1.96 \times 10^3 \cdot N_f^{-0.273} \quad (4)$$

Fig. 14は、試験片SUP1について計測された σ_s を、1次元Rainflow法およびPeak to peak法によってカウントし、得られた $\Delta\sigma_s$ の頻度分布をWeibullプロットしたものである。縦軸の F は累積確率分布を表す。SUP1の応力波形は、直流成分+狭帯域過程に、比較的小振幅(2.88 MPa)の高周波を重畳させたものである(Table 4参照)。Peak to peak法では、平均値を横切らない小振幅の重畳波はカ

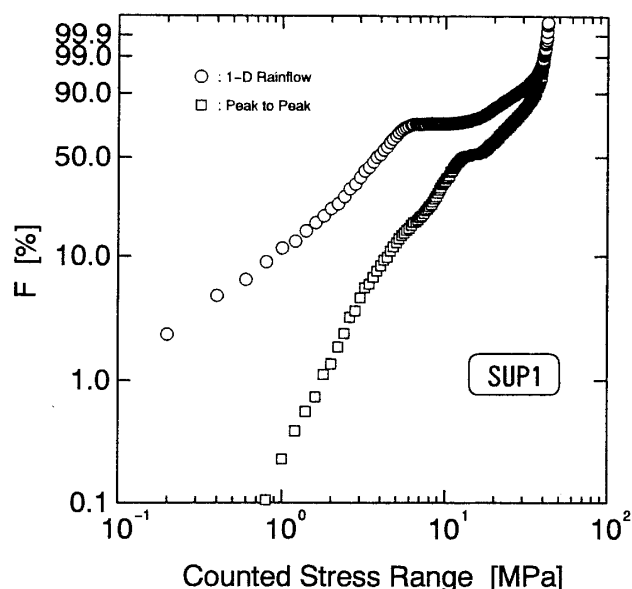


Fig. 14 Weibull plottings of reference stress ranges, $\Delta\sigma_s$, counted by peak to peak count method and 1-D rainflow method for SUP1

ウントされないで、そのWeibullプロットは直線的で、傾きはRayleigh分布の2に近い(□印)。すなわち、Peak to peak法でカウントすると、もとの波形が広帯域でも、カウント結果は狭帯域波形に対するものに近くなっている。これに対し、1次元Rainflow法(○印)では小振幅の重畳波もカウントされるので、小応力レンジの相対頻度がPeak to peak法に比べると大きくなり、プロット形状は高周波による分布の上限付近(約6 MPa)で段がついたようになって、Weibull分布からは大きくはずれている(直線性に乏しい)ことが分かる。

次にFig. 15は、特徴的な3種類の試験条件について、1次元Rainflow法によるカウント結果のWeibullプロットを比較したものである。NAR1は直流成分+狭帯域過程の場合、SUP1はこれに小振幅(2.88 MPa)の高周波を、SUP7は大振幅(14.54 MPa)の高周波を、それぞれ重畳させたものである。NAR1のWeibullプロット(△印)は、 $\Delta\sigma_s \geq 4$ MPaの領域で直線的であり、その傾きは約2.2である(Rayleigh分布の2に近い)。SUP1については上述した通りである。SUP7(□印)はやや極端な場合だが、高周波成分が卓越するため、もはや20 MPaより小さい応力レンジはカウントされなくなり、プロットは30 MPaの付近で急激に折れ曲がっている。

以下、各寿命推定法による寿命推定結果について述べる。

3.3.1 Range法と修正Miner則による寿命推定結果

同方法による寿命推定結果を、Fig. 16に示す。ここで、Fig. 16から20まで共通に、縦軸は推定破断寿命を、横軸は実破断寿命を表す。従って、中央の45°線を境に、左上側が危険側推定、右下側が安全側推定ということになる。なお、寿命はすべて、周波数2.42 Hzの成分波(狭帯域過程の第

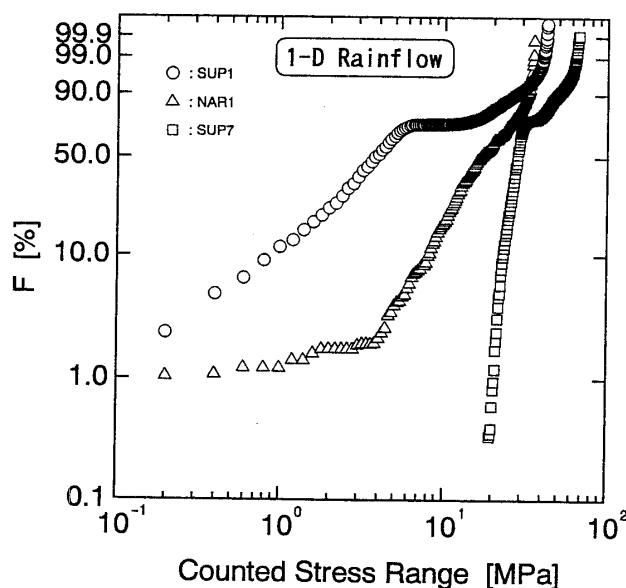


Fig. 15 Weibull plottings of reference stress ranges, $\Delta\sigma_s$, counted by 1-D rainflow method for NAR1, SUP1, and SUP7

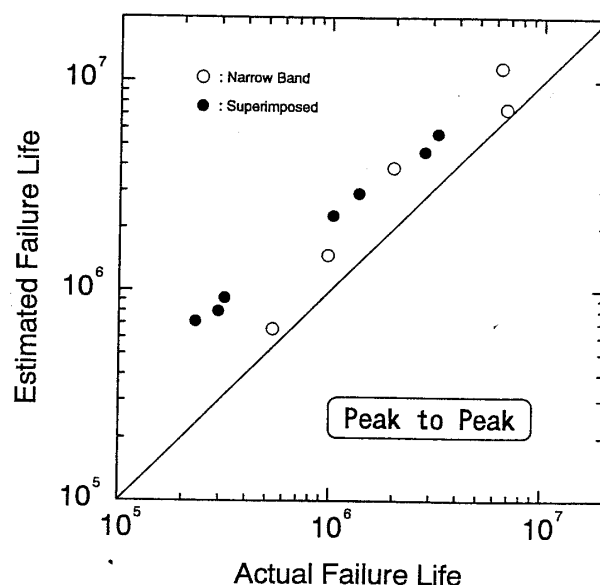


Fig. 17 Results of life estimation by peak to peak count method and the modified Miner rule

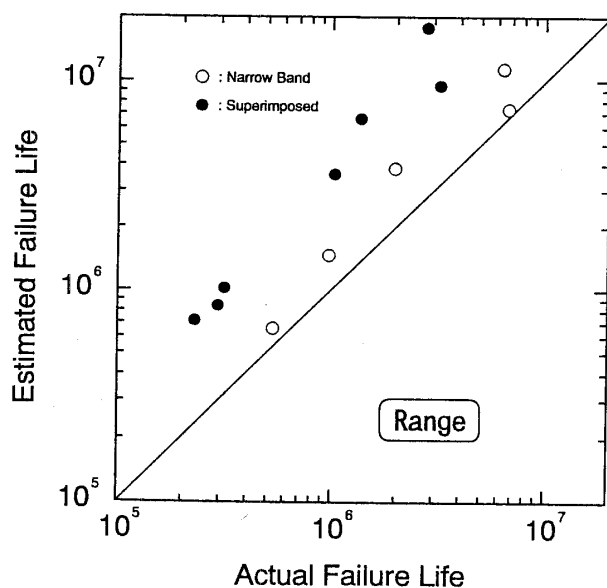


Fig. 16 Results of life estimation by range count method and the modified Miner rule

2成分波)のサイクル数で表してある。

Fig. 16において、白丸は狭帯域過程の場合、すなわちNARシリーズの結果である。狭帯域なので、Range法、Peak to peak法、1次元Rainflow法によるカウント結果は同等となり、修正Miner則による推定寿命も同等となる(Fig. 17, 18参照)。引張平均応力の影響を無視しているので、危険側推定となっており、狭帯域過程については、寿命比にして2程度の安全率が必要である。Fig. 16の黒丸は高周波成分が重畳した場合だが、著しく危険側の推定となっており、重畳ランダム波形に対するRange法の適用性の

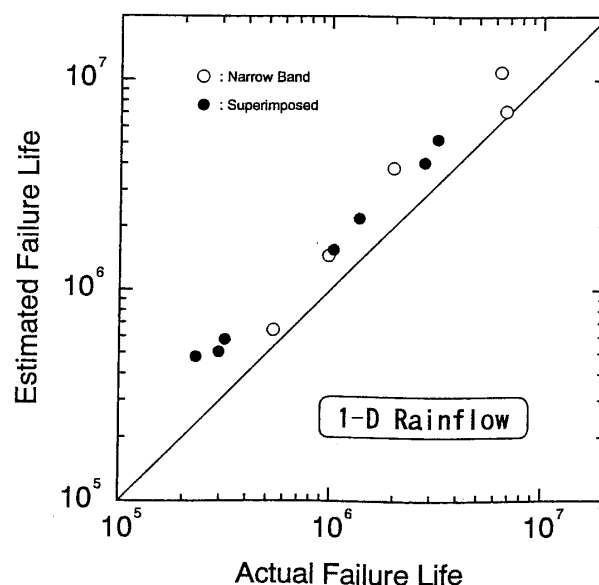


Fig. 18 Results of life estimation by 1-D rainflow method and the modified Miner rule

乏しさを示している。これは、Fig. 13からも分かるように、同法では1次波形(この場合は狭帯域過程)の変動による大きな応力レンジをカウントできないことと、平均応力効果を考慮していないことに起因するものである。

3.3.2 Peak to peak法と修正Miner則による寿命推定結果

同方法による寿命推定結果を、Fig. 17に示す。Range法よりは重畳波形に対する推定精度が向上しているが、一般に危険側推定となっている。Range法とは逆に、平均値を横切らない、重畳高周波による小レンジをカウントできないので、高周波成分が大きくなるにつれ(低寿命側の黒丸

データ), 狭帯域の NAR シリーズよりも推定誤差が大きくなる。

3.3.3 1次元 Rainflow 法と修正 Miner 則による寿命推定結果

同方法による寿命推定結果を, Fig. 18 に示す。Peak to peak 法 (Fig. 17) に比べ, 重畳波形に対する適用性に富んでいることが分かる。しかし, 平均応力効果を無視しているために推定はすべて危険側となっており, 寿命比で 2 程度の安全率が必要である。

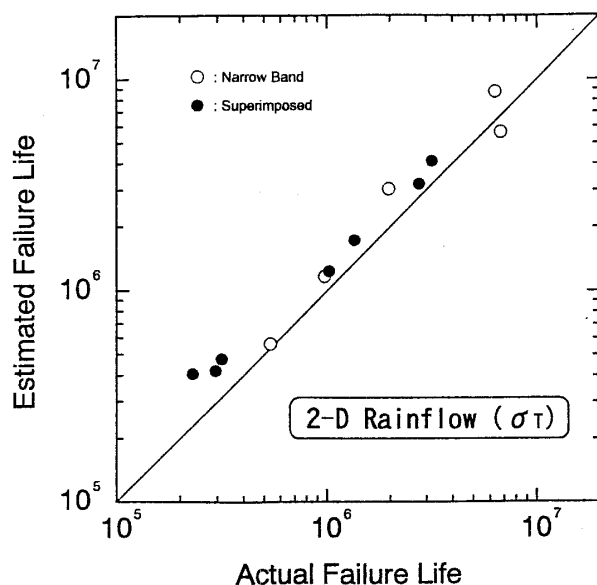


Fig. 19 Results of life estimation by 2-D rainflow method, the modified Goodman's diagram (using σ_T), and the modified Miner rule

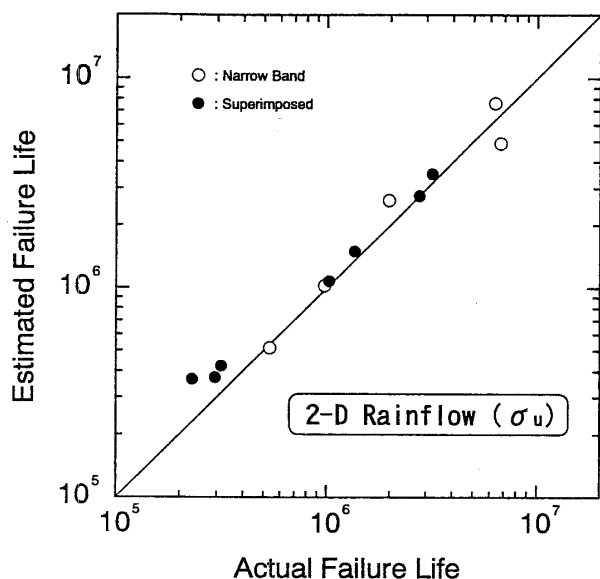


Fig. 20 Results of life estimation by 2-D rainflow method, the modified Goodman's diagram (using σ_u), and the modified Miner rule

3.3.4 2次元 Rainflow 法と修正 Goodman 補正および修正 Miner 則による寿命推定結果

(a) 修正 Goodman 補正に σ_T を用いた場合

同方法による寿命推定結果を, Fig. 19 に示す。1次元 Rainflow 法の場合 (Fig. 18) と比べると, NAR シリーズ (白丸), SUP シリーズ (黒丸) とともに, 推定精度が改善されており, 平均応力補正の効果が見られる。

(b) 修正 Goodman 補正に σ_u を用いた場合

同方法による寿命推定結果を, Fig. 20 に示す。Fig. 19 よりも更に良好な推定を与えており, 最もはずれたデータ (SUP 7) でも累積損傷係数 $D=0.63$ である。止端研削 T 継手を対象とした前報¹⁾では, 1次波が直流成分の場合 (本論文では NAR シリーズにあたる) には, 修正 Goodman 補正に σ_T を用いた方が良いという結論であったが, 本研究では, σ_T による補正では若干不足で, σ_u を用いた方が良いという結果が得られた。これは, 前報ではき裂発生箇所である止端部 (研削すみ) に直接歪ゲージを貼付し, これによる計測歪から疲労解析用の参照応力を求めたのに対し, 本論文では, き裂発生箇所である止端部から 5 mm の位置における参照応力 σ_s を求め, その平均値を σ_m として平均応力補正を施しているので, 結果として, σ_m/σ_T あるいは σ_m/σ_u の値がき裂発生箇所の値よりも小さくなり, 補正の効き方が若干弱まったことによると考えられる。

3.4 破断寿命とき裂発生寿命の関係

溶接継手の定振幅疲労試験においては, き裂発生寿命の求め方として, 止端部近傍に貼付した歪ゲージによって測定される歪範囲が初期状態より 5% 低下した時点をもってき裂発生寿命とする, いわゆる 5% drop 法がよく用いられるが, 本研究でもこれを用いた。一方, ランダム疲労試験の場合には, この方法をそのまま適用することはできないので, 次のような方法によってき裂発生寿命を求めた。

①材料の加工硬化が終わり, 公称応力と計測歪の応答が線形関係になった後, 1回に取得する 25.6 秒分の応力-歪データに対して最小自乗法により直線を当てはめ, その傾き b を求める。

②傾き b の逆数 $1/b$ の値が初期状態から 5% 減少した時点, すなわち, 一定の応力変動に対応する歪変動の大きさが 5% 低下した時点をもって, き裂発生寿命とする。

Fig. 21 は, 上述の方法によって求められた, 定振幅疲労試験・ランダム疲労試験双方におけるき裂発生寿命と破断寿命の関係を示している。ランダム疲労試験の寿命は, すべて周波数 2.42 Hz の成分波 (狭帯域過程の第 2 成分波) のサイクル数で表してある。これを見ると, 試験条件の違いによる有意差は認められず, プロット点は, 寿命比 (= き裂発生寿命/破断寿命) にして 1/3 から 1/10 の範囲でばらついている。Fig. 10 や Fig. 11 などの結果からもわかる通り, 破断寿命で整理したデータのまとまりは良好であり, き裂発生寿命そのものがこれほど大きくばらついたとは考

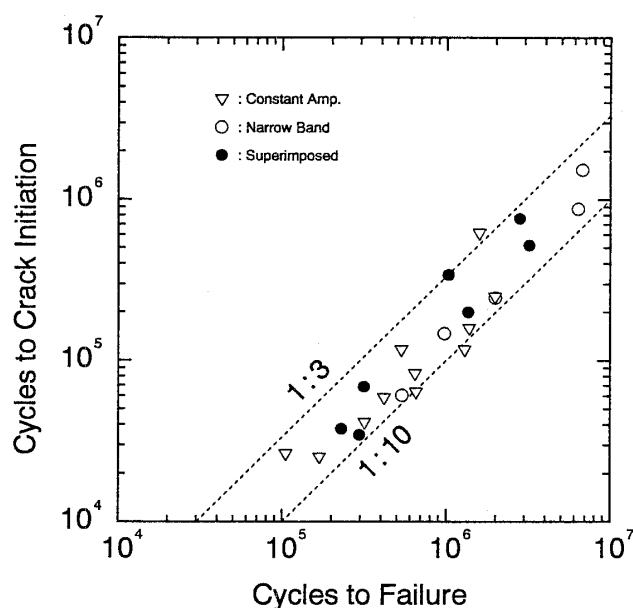


Fig. 21 Crack initiation life vs. failure life

えにくい。一方、ばらつきの原因として、き裂発生位置と歪ゲージ貼付位置との相対的位置関係が試験片毎に異なるということが考えられ、特に角回し溶接継手の場合には、十字継手等の横継手に比べてこの影響は大きいと思われる。従って、5% drop 法で定めるとき裂発生寿命には、計測法そのものが内包する誤差が相当量含まれていると考えるべきで、S-N 線図の縦軸値等にはあまり適さない。

Fig. 21 から得られる一つの結論としては、ばらつきは大きいものの、全破断寿命中、ごく初期の段階（例えば寿命比 1/5 以下）でき裂が発生するケースが多いということができる。

4. お わ り に

前報¹⁾で報告した寿命推定法の有効性を検証するため、残留応力・応力集中の観点からみて、より厳しい条件となる溶接ままの角回し溶接継手を対象に、重畳高周波成分の影響を含め、種々の検討を行った。

まず、疲労解析を行うにあたり、 σ_s のように構造的応力集中の影響をある程度考慮できるような参照応力を用いることは、疲労試験結果のばらつきを抑え、寿命推定精度を向上させるという意味において有効であると思われる。従って、実機計測においても、き裂発生箇所から遠く離れた箇所における応力（公称応力的なもの）だけを測定するのでは不十分であり、実験室における基礎データ取得試験と同種の参照応力（構造的応力集中を考慮できるようなもの）を計測し、疲労解析を行う必要がある。

高周波成分の影響については、RMS 値と時間寿命によ

る安易な整理が危険であること、RMS 値を用いる場合には、応力波形毎に適切な代表周波数を定めて疲労寿命を表す必要があること、またカウント法として Range 法や Peak to peak 法は用いない方が良いということが分かった。本研究の SUP シリーズは、バンド幅にすると 2 オクターヴ程度であったが、実船では波浪外力に主機振動が重畳したものなど、6~7 オクターヴという場合も十分考えられる。これについては、今後の課題としたい。

さて、前報¹⁾で提案した「カウント法として 2 次元 Rainflow 法を用い、個々の応力レンジに対して修正 Goodman 補正をほどこした後、修正 Miner 則を適用する」という寿命推定プロセスは、本研究の場合にもやはり有効であった。 $R=0$ の定振幅データをもとに修正 Miner 則を適用する場合には、必ず何らかの平均応力補正を考慮するべきであろう。補正法として修正 Goodman 補正を用いる場合には、参照する応力が前報¹⁾のようにき裂発生箇所におけるもの（いいかえると、母材試験の条件に近いもの）か、あるいは本研究の σ_s のようにある程度離れた箇所におけるものかにより、補正の効き具合が若干異なるので注意が必要である。応力波形が直流成分 (DC) + 狭帯域過程の場合、これまでの結果をみると、き裂発生箇所の応力に対しては σ_t を、 σ_s に対しては σ_u を用いると良好な補正となっている。 σ_s の場合、さらに高周波成分が重畳しても、 σ_u を用いた補正は有効であった。設計上は、 σ_u で補正しておけば概ね差し支えないと思われる。

謝 辞

本研究の実施にあたり、石川島播磨重工業技術研究所の上村 武氏と土屋和之氏には、試験片の製作に関して貴重な御助言および御協力を賜りました。ここに深甚なる謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 高橋, 前中, 宮本: 重畳ランダム荷重下におけるアルミニウム合金溶接継手の疲労寿命推定—2 次元レインフロー法の適用—, 日本造船学会論文集, 第 174 号 (1993), pp. 579~587.
- 2) 飯田, 高橋: 歪パワースペクトル密度が疲労寿命に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, 第 160 号 (1986), pp. 493~501.
- 3) 遠藤ほか: Rainflow 法の考え方とその応用—疲労の累積被害評価法—, 日本造船学会誌, 第 706 号 (1988), pp. 204~213.
- 4) 林ほか: 耐食性アルミニウム合金 (A 5083 P-O) の低サイクル疲労強度に関する研究, 東海大学紀要, Vol. 30, No. 1 (1990), pp. 103-112.