

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次元レインフロウ法の適用—

正員 高橋 一比古* 正員 前 中 浩*
正員 宮 本 武*

Fatigue Life Estimation of Welded Joints of Aluminium Alloys
under Superimposed Random Load Waves
—Application of 2-Dimensional Rainflow Method—

by Ichihiko Takahashi, *Member* Hiroshi Maenaka, *Member*
Takeshi Miyamoto, *Member*

Summary

In some structures and machines, e. g., railway bridges, aircraft, high speed ships, gas turbines, and so on, engineering components experience characteristic load cycles in which secondary load waves with relatively small amplitudes and short periods are superimposed on primary load waves with large amplitudes and long periods. As those load waves generally have broad banded spectra and large irregularity factors, ordinary fatigue life estimation procedures for narrow banded waves, such as simple Rayleigh approximation, can hardly be applied. In such cases, it is necessary to analyze the amplitude distribution characteristic of each load wave. Furthermore, as the primary load waves can act on the secondary load waves as mean loads, mean stress effects should be considered in fatigue life estimation.

In this study, fatigue tests were carried out on welded T-joints of JIS A5083P-O aluminium alloy under constant amplitude and superimposed random load waves. A 10 mm thick rib plate was attached to a 10 mm thick main plate by automatic MIG welding. After the welding, weld toes were ground with a pencil grinder. Each random wave was generated by superimposing a secondary zero-mean random process having a specified power spectral density on a primary wave. Both broad banded and narrow banded spectra were used for the secondary random waves, and constant amplitude pulsating trapezoidal waves, which simply simulated the GAG (Ground-Air-Ground) loads, and constant DC (Direct Current) components were used as the primary waves.

For fatigue life estimation, three types of wave count methods were comparatively examined, namely, the range count method, the 1-dimensional rainflow method and the 2-dimensional rainflow method, with combined to the modified Miner's law. And each stress range obtained by the 2-dimensional rainflow method was corrected by the modified Goodman's line and the Gerber's curve according to the mean stress value prior to the application of the modified Miner's law.

It was found that the range count method is not suitable to those kinds of superimposed random waves because of its incapability of counting the maximum range during each GAG load cycle. Moreover, the 1-dimensional rainflow method is still insufficient as the mean stress effects are not taken into consideration. From the life estimation with the 2-dimensional rainflow method and the modified Goodman's correction, it was concluded that the mean stress effects of primary waves on secondary waves are larger in the case of GAG than DC. Considering this, a life estimation procedure was proposed, in which σ_u and σ_r were properly used in the modified Goodman's correction according to the primary wave type (GAG or DC), and gave the most consistent and acceptable estimation results.

* 運輸省船舶技術研究所
Ship Research Institute

1. 緒 言

実構造物・機器に加わる荷重パターンとして、比較的長周期の1次波の上に短周期の2次波が重畳しているような場合は比較的多い。例えば、内燃機関では稼働毎の熱サイクルによる1次熱応力の上に、燃焼サイクルや負荷変動に伴う2次変動応力が重畳するし、タービンなどの回転系では熱応力のほかに遠心力も1次変動荷重として作用する。また、列車の通過時に橋梁の受ける荷重にも類似したパターンがみられるし¹⁾、LNG船のタンクでは荷役に伴う1次変動荷重の上に波浪外力による2次変動荷重が重畳することになる²⁾。そのほか、航空機のGAG (Ground-Air-Ground) 荷重と突風荷重の組み合わせは1次・2次重畳ランダム荷重として代表的なものであり、同様に船体を浮上させて航行する新形式超高速船の船体支持部材にも、浮上による1次変動荷重に波浪や振動に起因する2次変動荷重がのったような一種の重畳ランダム荷重が作用すると考えられる。

さて、上に挙げたような重畳ランダム荷重波形はどれも広帯域波形であり、これらをレインフロー法³⁾などでカウントした場合、振幅の頻度分布が複数のピークを持つ凸凹した形状となることも多く、分布形状は1次波と2次波の振幅やサイクル数の相対的な大小関係、あるいは2次波の特性に応じて多様に変化する。従って、線形累積被害則による疲労被害度の算定に際して、一律に狭帯域定常ガウス過程と同様のRayleigh近似を用いたり、あるいは1ピークのWeibull分布を仮定したりするのは理論的に無理があるし、もし複数のピークを包含するようにこれらの分布をあてはめようとするれば、過度に安全側の評価とならざるを得ない。従って、上のような重畳ランダム荷重下における疲労寿命推定に際しては、それぞれの荷重(応力)波形そのものをカウントすることによって得られる、波形特有の振幅頻度分布を用いた検討が必要である。

さらに、重畳ランダム荷重を扱う上で忘れてならないのは、1次変動荷重が2次変動荷重に対し一種の平均荷重として作用するという点である。すなわち、1次変動荷重の存在によって、2次変動荷重による疲労被害が、2次変動荷重のみが作用する場合よりも大きくなる可能性があり、疲労寿命推定にあたってはこのことを考慮に入れる必要がある。特に、引張の1次変動荷重は、引張残留応力と同様に、疲労亀裂の閉口を阻害する方向に作用するため、亀裂進展を加速する危険性がある。

重畳ランダム荷重下におけるアルミニウム合金の疲労挙動に関しては、主として航空の分野で多くの研究が成されているが、総じて薄板の亀裂進展に関するものであり^{4),5)}、そのまま船体のような溶接構造に適用することはできない。また、他の材料に関する報告を含めても、溶接継手を対象に、1次変動荷重による2次ランダム波に対する平均

応力効果を論じたものは見あたらない。

そこで本研究では、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材およびA 5183-WY材のすみ肉溶接T継手を対象として、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、個々の応力振幅に対する平均応力効果を考慮に入れた高精度な寿命推定法について検討したので、ここに報告する。

2. 実 験

2.1 供試材・試験片および試験方法

疲労試験片に用いた供試材は板厚10mmのアルミニウム合金A 5083 P-O材であり、ミルシートによる化学成分および機械的性質をTable 1, 2にそれぞれ示す。試験片は板厚10mmの主板に同じく板厚10mmのリブ板を1枚溶接した、荷重非伝達すみ肉溶接T継手試験片であり、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。溶加材としてはA 5183-WYを用いた。溶接はMIG自動溶接で行い、溶接施工の単位毎にシリーズ番号を付し、シリーズA, BおよびCとに分類した。溶接脚長は12mm×12mmとし、溶接止端部はベンシル・グラインダーによって研削して止端半径約9mmに仕上げた。止端部の溶接線直角方向残留応力を歪ゲージを用いた切断法によって測定したところ、測定箇所によって-9~31MPaの間でばらついた。残留応力がこのように小さかった原因としては、板厚10mmのT継手で比較的拘束が弱いこと、止端部の研削によって応力が解放されたことなどが考えられる。

疲労試験には動的容量10tonf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。疲労試験中の止端部近傍応力集中部における歪変動を

Table 1 Chemical compositions of A5083P-O

Composition	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
Weight %	0.09	0.24	0.02	0.70	4.70	0.06	0.01	0.01

Al Balance

Table 2 Mechanical properties of A5083P-O

Tensile Strength (MPa)	0.2% Proof Stress (MPa)	Elongation (%)
325	160	27.7

Table 3 Welding conditions

Type of Welding	Number of Passes	Filler Metal	Welding Current	Interpass Temperature	Heat Input
Automatic MIG	3 passes for each side	A5183-WY (ϕ 1.2mm)	DC/reversed polarity	\leq 60°C	4.5~5.1 (kJ/cm)

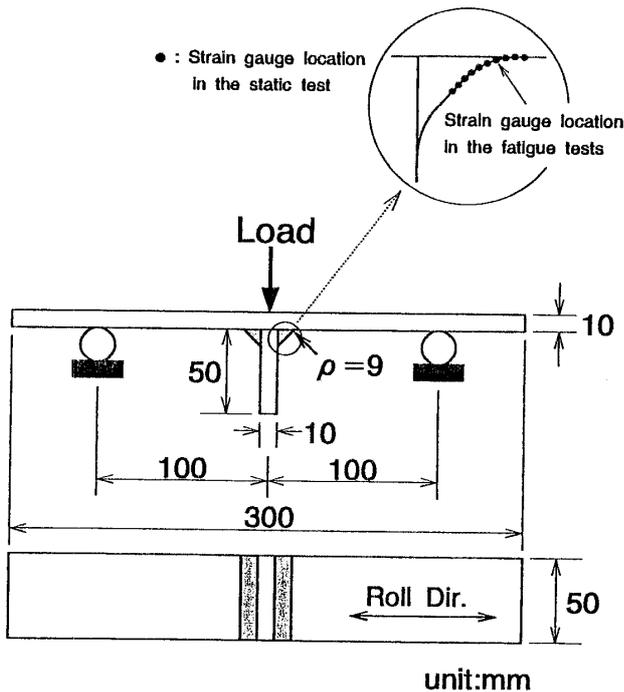


Fig. 1 Specimen design and loading conditions; the strain gauge location is also shown.

把握するため、静的荷重試験で求めた最大応力集中箇所にゲージ長 1 mm の歪ゲージを貼付し、動的歪測定を行った。動的歪および荷重の測定は A/D コンバーターを介し、適当な間隔をおいて 25.6 秒間分のデータを 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・コンピューターを用いた。

2.2 重畳ランダム荷重波形

ランダム疲労試験に用いた荷重波形は、片振り（荷重比 $R=0.1$ ）の 1 次台形波（本論文では便宜的に GAG とも呼ぶ）あるいは引張側の直流成分（同じく DC）の上に、平均ゼロの 2 次ランダム波を重畳させたものである。なお、3 点曲げ荷重のため、重量ランダム波が 1 次台形波の最小値を下回る場合は 2 次ランダム波をゼロに置き換えた。2 次ランダム波は余弦級数和の方法⁶⁾により発生させ、パワースペクトル密度としては広帯域のものと狭帯域のもの 2 種類を用いた。まず、広帯域パワースペクトル密度形状の表現式としては、次式を用いた。

$$S(\omega) = \frac{AB}{B^2 + (\omega - \omega_0)^2} \quad (1)$$

ピーク角周波数は $\omega = \omega_0$ であり、 ω_0 の左右でスペクトルは対称な形状となる (Fig. 2 参照)。実験では、ピーク周波数 $f_{\text{peak}} = 2.42$ Hz、 $B = 5.0$ 一定として A の値を変え、2 次ランダム波の大きさを变化させた。文献 8) によれば、1 次波が無く、(1) 式で表される 2 次ランダム波だけの場合の不規則度は約 0.82 である。

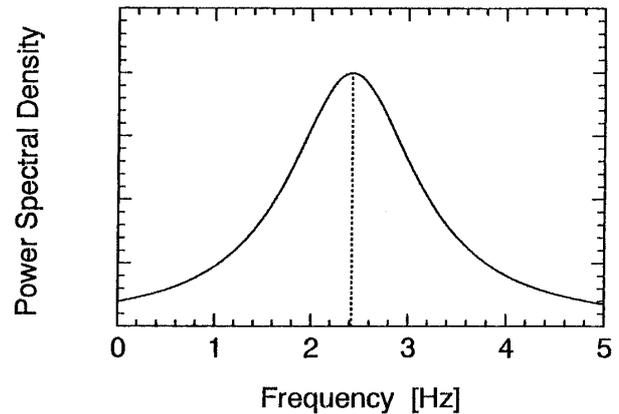
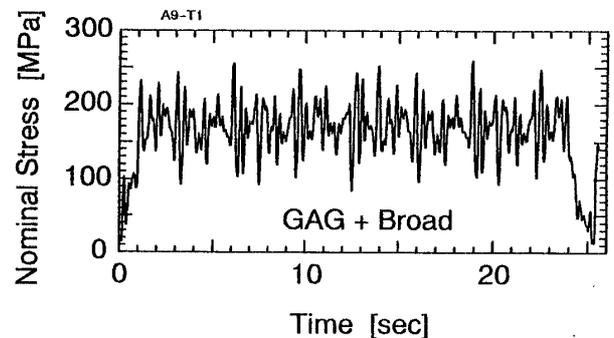
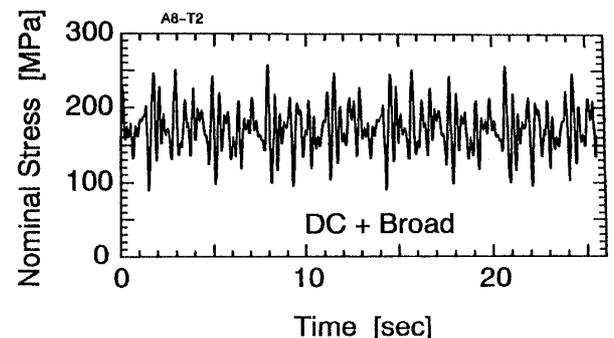


Fig. 2 Power spectral density for broad banded random load waves

一方、狭帯域波形としては、周波数がそれぞれ 3.83, 3.98, 4.14 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た。広帯域、狭帯域それぞれの場合について、実際に得られた公称応力波形の例を Fig. 3 および Fig. 4 にそれぞれ示す。両者に共通して、(a) 図は 1 次波が GAG の場合、(b) 図は DC の場合である。周期 25 秒の GAG 波形 1 サイクル当たり、100 サイクル程度の 2 次ランダム波

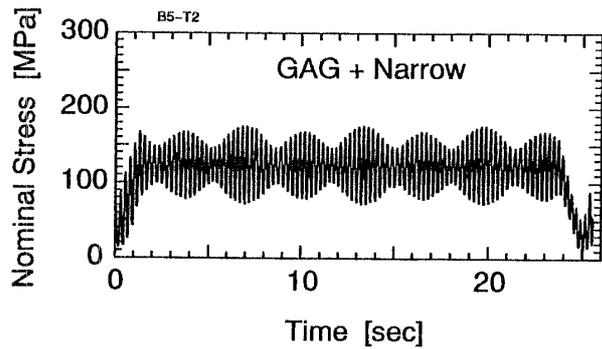


(a) A-9: GAG+Random (Broad banded), $\Delta\sigma_1 = 159.0$ MPa, $\sigma_{2\text{RMS}} = 30.3$ MPa

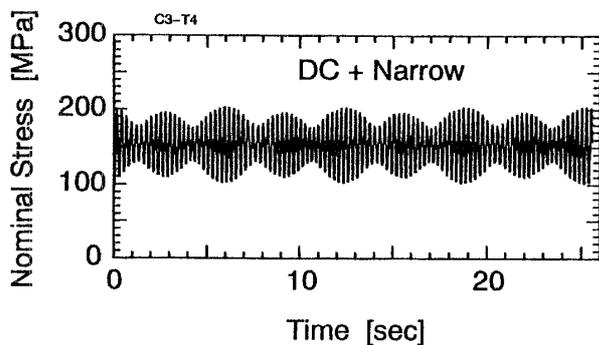


(b) A-8: DC+Random (Broad banded), $\Delta\sigma_1 = 158.5$ MPa, $\sigma_{2\text{RMS}} = 29.1$ MPa

Fig. 3 Examples of superimposed random stress waves



(a) B-5: GAG+Random (Narrow banded), $\Delta\sigma_1=108.5$ MPa, $\sigma_{2RMS}=26.8$ MPa



(b) C-3: DC+Random (Narrow banded), $\Delta\sigma_1=137.7$ MPa, $\sigma_{2RMS}=26.3$ MPa

Fig. 4 Examples of superimposed random stress waves

が重畳する。

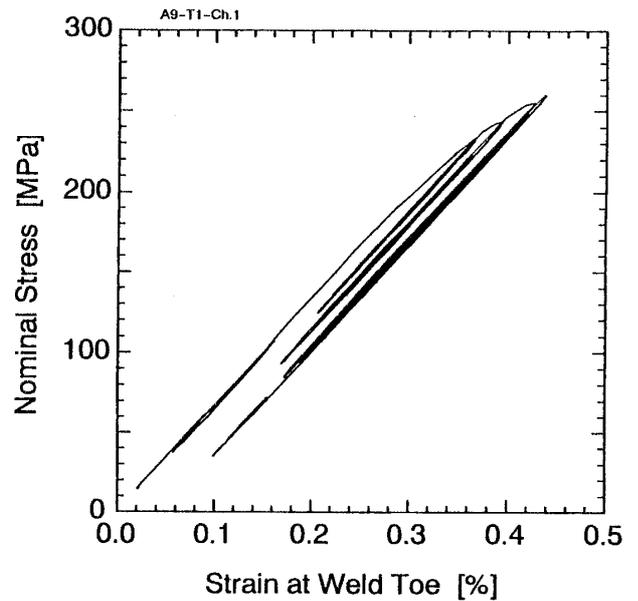
なお、定振幅疲労試験は片振り ($R=0.1$) の三角波および正弦波を用いて行い、台形波との波形形状による疲労寿命の差異は無視した。

3. 結果および考察

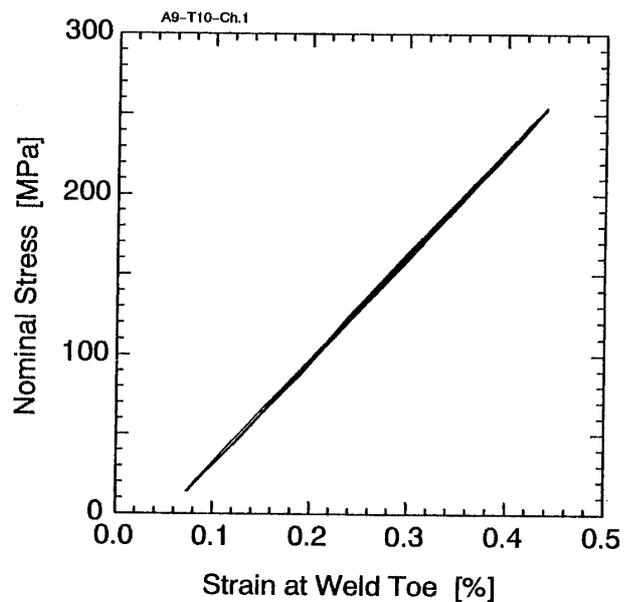
3.1 最大応力集中部における応力-歪応答

疲労試験に先立ち、応力集中部とみなされる溶接止端部近傍に応力集中ゲージを貼付して静的载荷試験を行ない、応力が最大となる位置を探した。応力集中ゲージはゲージ長 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、1 mm ピッチの測定を行った (Fig. 1 参照)。これによると、最大の応力集中は溶接止端部 R 止まりから 2 mm 程度溶接金属側にはいったところに生じていたので、疲労試験用の歪ゲージも同じ場所に貼付した。

Fig. 5 は、重畳ランダム疲労試験における最大応力集中部の応力-歪応答の一例である。(a) は 1 次台形波のサイクル数 $N_1=1$ のとき、(b) は $N_1=84$ のときのものである。1 サイクル目の载荷直後は塑性歪をとまなう非線形挙動を示すが、応力サイクルの繰返しに伴って材料はシェイクダウンし、(b) ではほぼ完全な弾性挙動となっていることがわかる。このような加工硬化・シェイクダウン現象は、実施



(a) $N_1=1$



(b) $N_1=84$

Fig. 5 Examples of stress-strain response during fatigue test

(A-9: GAG+Random (Broad banded), $\Delta\sigma_1=159.0$ MPa, $\sigma_{2RMS}=30.3$ MPa)

したすべての疲労試験に共通して観察された。

3.2 定振幅疲労試験結果

公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ と破断寿命 (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. 6 に示す。これをみると、溶接・加工シリーズによる疲労強度の差異がみとめられる。これは、グラインダーによる止端研削加工がシリーズによって微妙に異なり、応力集中係数の値に差異が生じた影響であると考えられる。そこで、

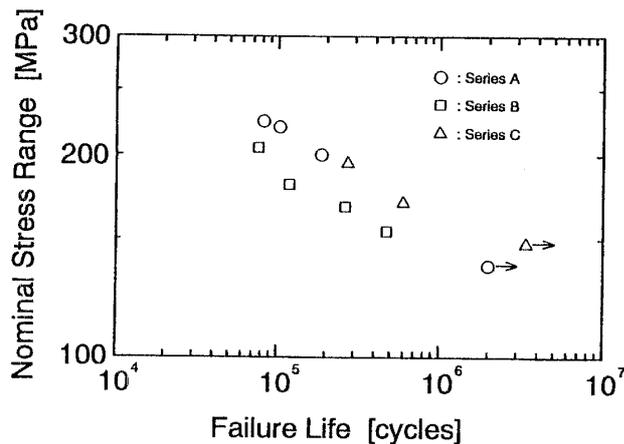


Fig. 6 Results of constant amplitude fatigue tests arranged by nominal stress range, $\Delta\sigma_n$, and failure life

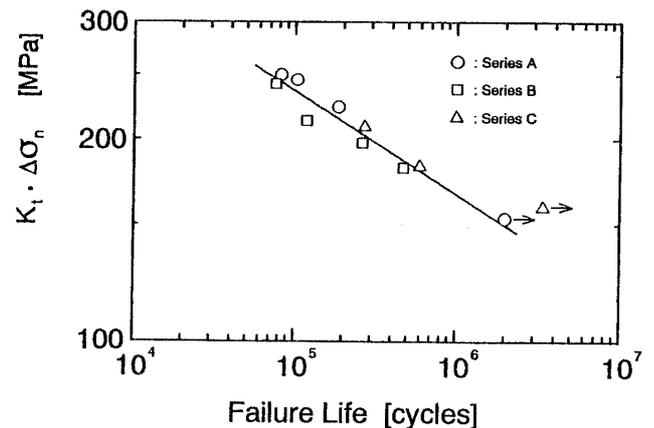


Fig. 7 Results of constant amplitude fatigue tests arranged by local stress range, $K_t \cdot \Delta\sigma_n$, and failure life

最大応力集中部（溶接止端部 R 止まりから 2 mm 程度溶接金属側にはいったところ）に貼付した歪ゲージによる実測歪値と公称応力値とから各シリーズの平均的な弾性応力集中係数 K_t を算出すると、次のようになった。

A シリーズ： $K_t=1.12$

B シリーズ： $K_t=1.18$

C シリーズ： $K_t=1.08$

これらの数値を用い、 $K_t \cdot \Delta\sigma_n$ 、すなわち最大応力集中部における局所的応力範囲の推定値で破断寿命を整理したところ、Fig. 7 のようになった。シリーズによる差異は小さくなり、 $K_t \cdot \Delta\sigma_n$ を用いれば 3 シリーズをまとめて扱えることがわかる。図中の実線は、ランナウト・データを除く全データに対し、最小自乗法により直線を当てはめたもので、次式によって表される。

$$K_t \cdot \Delta\sigma_n = 1359 \cdot N_f^{-0.1521} \quad (2)$$

但し、 N_f は破断寿命である。ランナウト・データを除いたのは、あとで修正マイナー則によるランダム疲労寿命推定を行う際に用いるためである。

3.3 重畳ランダム疲労試験結果

重畳ランダム疲労試験の試験条件および試験結果が、Table 4 に示されている（表中、寿命推定結果については後述する）。2.2 節で述べた通り、2 次ランダム波としては広帯域のものと狭帯域のもの両方を用いた。用いた応力波形を 1 次波のタイプによって分類すると、次のようになる。

- ① 1 次波が変動せず、引張側で一定値を保つもの：
(A-8, C-3)

一定の引張側平均応力と平均ゼロの 2 次ランダム波を重ねたものである。本論文ではこの 1 次波を DC と略記する。また、破断寿命は、GAG 1 次波形の場合との比較を容易にするため、破断時間を C-2 以外の GAG 周期 25 秒で除したもの、すなわち対応する GAG サイクル数によって表してある。

- ② 周期 25 秒の定振幅 1 次台形波が作用するもの：
(A-6 および 9, B-5 および 8)
- ③ 周期が 1/2 (12.5 秒) の定振幅 1 次台形波が作用するもの：
(C-2)
- ④ 周期 25 秒で、1 周期毎に振幅が約 20% 増減する 1 次台形波が作用するもの：
(B-7)

上述した通り、試験片シリーズによって K_t の値が若干異なるので、Table 4 の解釈に際してはその点に留意する必要があるが、おおまかにみても以下の結論が得られる。

- ・ 1 次波が DC (一定) の場合より GAG の場合の方が寿命比で 0.2~0.3 と寿命が短くなる (A-8 と A-9, C-3 と A-6)
- ・ GAG 周期が 1/2 になると (C-2)、GAG サイクル数で表した寿命は長くなる (A-9 と比較して)。これは、GAG 1 サイクルあたりの 2 次ランダム波による被害も 1/2 になるためと考えられる。しかし、破断までの時間寿命で比べれば、C-2 は A-9 の約 1.3 倍であり、両者の差は比較的小さい。すなわち、GAG 波形が疲労被害に寄与する度合いとして、単独の繰返し応力としての寄与と同時に、2 次ランダム波に対する平均応力としての効果が大きいことがわかる。

Fig. 8 は、比較を容易にするため、簡易的な最大応力集中部における等価応力範囲 $\Delta\sigma_{eq}$ を次式により求め、これによって破断寿命を整理したものである。

$$\Delta\sigma_{eq} = K_t \cdot (\Delta\sigma_1 + \sqrt{2} \sigma_{2RMS}) \quad (3)$$

但し、 $\Delta\sigma_1$ は 1 次波の応力範囲 (DC の場合は平均応力値)、 σ_{2RMS} は 2 次ランダム波の RMS 値である。同式では、正弦波の振幅が RMS 値の $\sqrt{2}$ 倍となることを考慮している。なお、定振幅試験の場合、 $\Delta\sigma_{eq}$ は $K_t \cdot \Delta\sigma_n$ と一致する。また、同図におけるランダム疲労寿命は、すべて破断時間を GAG 周期 (25 秒) で除した値を用いている (従って、GAG 周期が 12.5 秒の C-2 では破断までの GAG サイクル数の

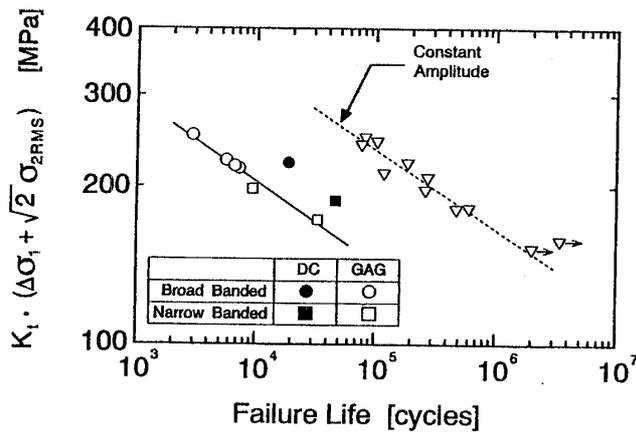


Fig. 8 Relation between equivalent stress range and failure life

1/2となっている)。

Fig. 8を見ると、GAG荷重が作用する場合の重畳ランダム疲労試験結果は、定振幅試験結果(点線)とほぼ傾きの等しい直線上に位置しており、2次ランダム波の帯域幅やGAG周期による有意な差は認められない。定振幅試験結果はGAG荷重のみの結果とも見なせるので、2次ランダム波の重畳によって寿命が約20分の1に減少したことになる。また、1次波がDCの場合(黒塗り印)はGAGの場合よりも若干長寿命側に位置しており、同じ2次ランダム波に対してはDCよりもGAGの方が疲労被害度が増大することがわかる。

3.4 寿命推定結果

本研究では、応力波形のカウントに、レンジ法、1次元(1-D)レインフロウ法、2次元(2-D)レインフロウ法の3通りの方法を用いた。レインフロウ法を用いてカウントすれば、自動的に各応力レンジ $\Delta\sigma$ の平均値 σ_m も求まるので、レインフロウ法は本来 $(\Delta\sigma, \sigma_m)$ という2次元情報を与えるものであるが、通常の疲労寿命評価では応力レンジ(または振幅)のみを用いる場合の方が圧倒的に多いため、本論文では便宜的に1次元・2次元と呼んで区別している。

2次元レインフロウ法でカウントされた各応力レンジに対しては、平均応力による振幅補正の方法として最も一般的に用いられる修正グッドマン線図による補正に加え、ゲルバー線図による補正も実施し、比較検討を試みた⁹⁾(Fig. 9参照)。一定の平均応力のもとで定振幅繰返し応力が作用する場合、修正グッドマン線図の横軸切片に引張強さ σ_u を用いると過安全な補正になってしまうことが多く、むしろ真破断強さ σ_r を用いた方が妥当な補正值が得られたという例もある¹⁰⁾。そこで、本研究では、 σ_u と σ_r 両方について修正グッドマン補正を行い、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。

$$\sigma_r = 100 / (100 - \phi) \cdot \sigma_u \approx 1.56 \sigma_u \quad (4)$$

ϕ は絞り百分率で、文献11)記載の36%を用いた。同文献

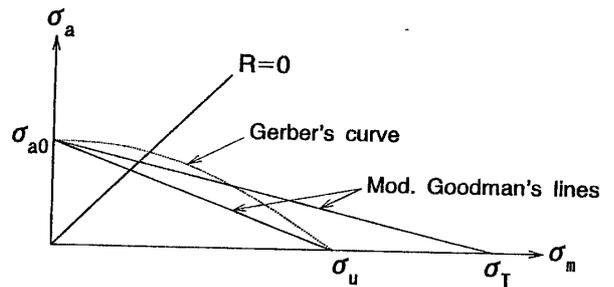


Fig. 9 Modified Goodman's lines and Gerber's curve

で用いている A 5083 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。Fig. 9 に、用いた 3 種類の振幅補正線図が示されているが、これらを式で表すと、以下のようになる。

① σ_u を用いた修正グッドマン線図による補正:

$$\sigma_a = \sigma_{a0} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right) \quad (5)$$

② σ_r を用いた修正グッドマン線図による補正:

$$\sigma_a = \sigma_{a0} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_r} \right) \quad (6)$$

③ ゲルバー線図による補正:

$$\sigma_a = \sigma_{a0} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right)^2 \right\} \quad (7)$$

但し、 σ_a は平均応力 σ_m における疲労強度(応力振幅)、 σ_{a0} は応力比 $R=-1$ (完全両振り)における疲労強度(応力振幅)である。

なお、寿命推定のベースはすべて最大応力集中部における局所的応力の推定値 $K_t \cdot \sigma_n$ とし、また定振幅データとしては(2)式を用いて、試験片シリーズにより若干異なる局所的止端形状の影響を取り除いた。以下、各寿命推定法による寿命推定結果について述べる。

3.4.1 レンジ法と修正マイナー則による寿命推定結果

同方法による寿命推定結果を、Table 4 および Fig. 10 に示す。破断時におけるマイナーの累積損傷係数 D の値は0.036~0.172と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適用性の乏しさを示している。これは、レンジ法ではGAGサイクル中の最大レンジを計数できないことと、GAG・DC1次波による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。

3.4.2 1次元レインフロウ法と修正マイナー則による寿命推定結果

同方法による寿命推定結果を、Table 4 および Fig. 11 に示す。推定精度はレンジ法より格段に良くなっており、特にGAG荷重の場合はその度合いが大きく、重畳波形に対するカウント法としての優位性を示している。しかしながら、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、破断時における D の値は0.112~0.319と依然小さい。同方法によって本研究のよう

Table 4 Testing conditions and results of random fatigue tests and life estimation

TP No.	Type of Stress Wave	$\Delta\sigma_1$ (MPa)	σ_{2RMS} (MPa)	Actual N_f (expressed by number of GAG cycles)	Estimated N_f	Estimated N_f	Estimated N_f	Estimated N_f	Estimated N_f
					Range count † Mod. Miner [D]	1-D Rainflow † Mod. Miner [D]	2-D Rainflow † Mod. Goodman (using σ_u) † Mod. Miner [D]	2-D Rainflow † Mod. Goodman (using σ_T) † Mod. Miner [D]	2-D Rainflow † Gerber (using σ_u) † Mod. Miner [D]
A-8	DC † Random (Broad banded)	158.5	29.1	18587*	165850 [0.112]	107524 [0.173]	5748 [3.234]	20021 [0.928]	13259 [1.402]
C-3	DC † Random (Narrow banded)	137.7	26.3	46589*	402482 [0.116]	380595 [0.122]	26034 [1.790]	78351 [0.595]	76203 [0.611]
A-9	GAG † Random (Broad banded)	159.0	30.3	5603	155924 [0.036]	29853 [0.188]	5648 [0.992]	13655 [0.410]	10659 [0.526]
B-8	GAG † Random (Broad banded)	160.0	37.5	2915	27439 [0.106]	9485 [0.307]	1488 [1.959]	3752 [0.777]	2498 [1.167]
A-6	GAG † Random (Narrow banded)	138.8	27.3	9335	240758 [0.039]	83242 [0.112]	14740 [0.633]	34931 [0.267]	32689 [0.286]
B-5	GAG † Random (Narrow banded)	108.5	26.8	33179	192842 [0.172]	111817 [0.297]	25208 [1.316]	48241 [0.688]	50610 [0.656]
C-2	GAG (Half period) † Random (Broad banded)	159.0	30.3	14355**	393793 [0.037]	45002 [0.319]	15213 [0.944]	27728 [0.518]	24680 [0.582]
B-7	GAG (Alternate amplitude) † Random (Broad banded)	158.7 127.2	30.4	6624	167247 [0.040]	30600 [0.217]	4995 [1.326]	12648 [0.524]	9393 [0.705]

DC (Direct Current)
= constant mean stress
GAG (Ground Air Ground)
= trapezoidal stress wave

* Corresponding N_f was calculated as: $N_f = [\text{Time to failure}] / [\text{GAG period (25 sec)}]$
** GAG period was 12.5 sec in this case

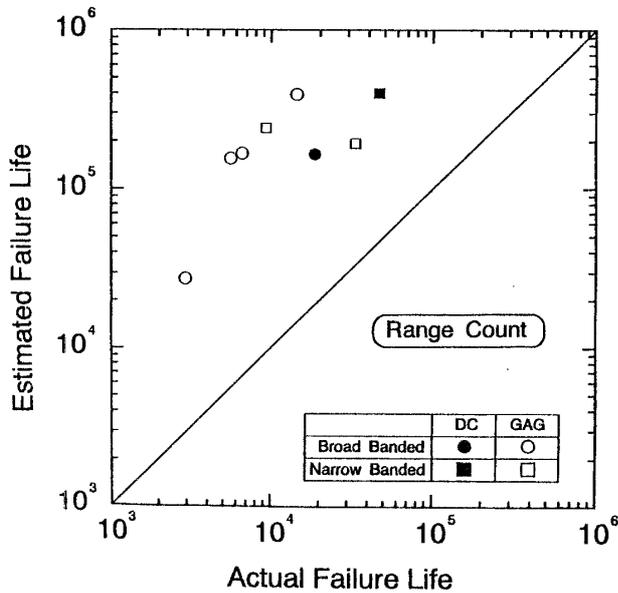


Fig. 10 Results of life estimation by the range count method and the modified Miner's law

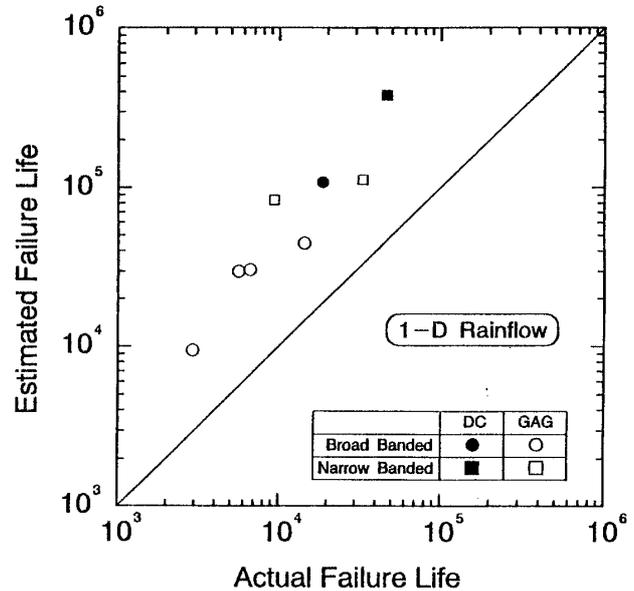


Fig. 11 Results of life estimation by the 1-D rainflow method and the modified Miner's law

な高平均応力域における重畳ランダム疲労寿命を推定する場合、寿命比で1桁程度の安全率を見込んでおく必要があると思われる、これは歪制御で行った A 5083 P-O 母材に関する結論⁷⁾、すなわち安全率5よりも厳しいものである。

3.4.3 2次元レインフロー法と修正グッドマン補正および修正マイナー則による寿命推定結果

(a) 修正グッドマン補正に σ_u を用いた場合

同方法による寿命推定結果を、Table 4 および Fig. 12

に示す。GAG 荷重の場合、破断時における D の値は 0.633~1.959 と 1次元レインフロー法の場合に比べてはるかに良好な推定を与えており、安全率は2で十分である。一方、1次波がDCの場合は $D=1.790$ および 3.234 と若干過安全評価となっており、これは3.4節で述べた、「一定の平均応力に対して σ_u を用いた修正グッドマン補正をほどこすと、過安全評価となる」という傾向に一致するものである。

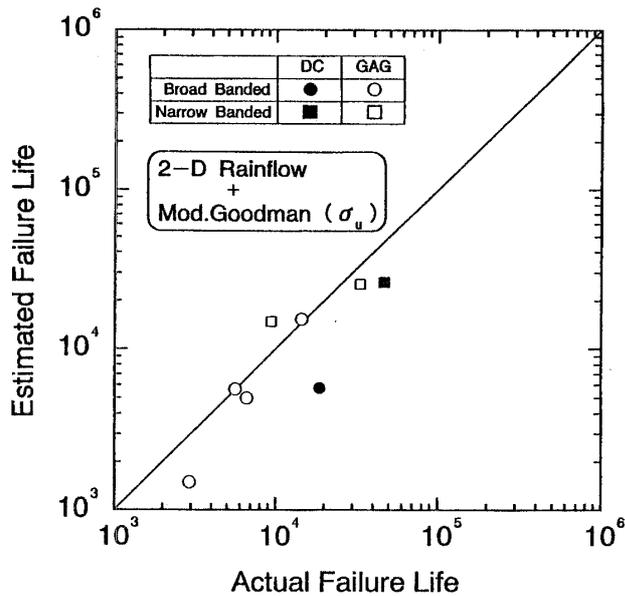


Fig. 12 Results of life estimation by the 2-D rainflow method, the modified Goodman's correction (using σ_u), and the modified Miner's law

(b) 修正グッドマン補正に σ_T を用いた場合

同方法による寿命推定結果を、Table 4 および Fig. 13 に示す。 σ_u を用いた場合とは逆に、GAG 荷重に対する D の値は 0.267~0.777 と危険側推定となっているが、1次波が DC の場合は $D=0.595$ および 0.928 と比較的良好な結果を与えており、DC に対しては σ_T を用いれば十分なことわかる。

ここで(a)の結果と(b)の結果を勘案すると、「1次波は2次ランダム波に対して平均応力として作用するが、その

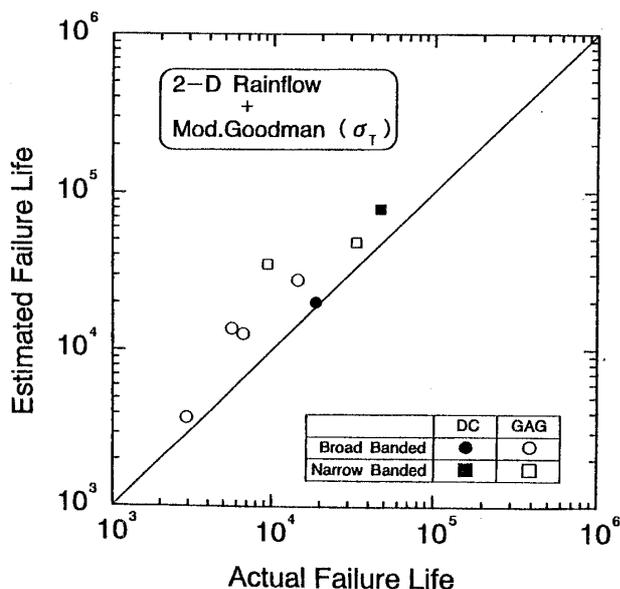


Fig. 13 Results of life estimation by the 2-D rainflow method, the modified Goodman's correction (using σ_T), and the modified Miner's law

度合は DC の場合よりも GAG の場合の方が大きい」という1つの結論が導かれる。

3.4.4 2次元レインフロー法とゲルバー補正および修正マイナー則による寿命推定結果

同方法による寿命推定結果を、Table 4 および Fig. 14 に示す。結果は Fig. 9 から予想される通り、概ね σ_T を用いた修正グッドマン補正の場合と同等であり、1次波が DC の場合には有効だが、GAG の場合は危険側推定となる。

以上、各寿命推定法による寿命推定結果について述べたが、結論として、次のような寿命推定法が推奨される。

- ① 応力波形のカウントには2次元レインフロー法を用い、各応力レンジの平均応力値も記憶しておく。
- ② 各応力レンジに対し、平均応力値による修正グッドマン補正をほどこす。その際、1次波が DC の場合には σ_T を、GAG の場合には σ_u を用いる。
- ③ 平均応力補正された応力レンジ頻度分布に対し、修正マイナー則を適用する。

同推定法による寿命推定結果を Fig. 15 に示す。すべてのケースが $D=0.5\sim 2.0$ の領域におさまっており、上のように2, 3の手順を加えるだけで、レインフロー法および修正マイナー則の適用性が大きく広がることわかる。

4. 結 論

本研究で得られた主な結論は、以下の通りである。

- (1) 同一の2次ランダム波に対しては、1次波が DC の場合よりも GAG の場合の方が疲労被害度が増大する。

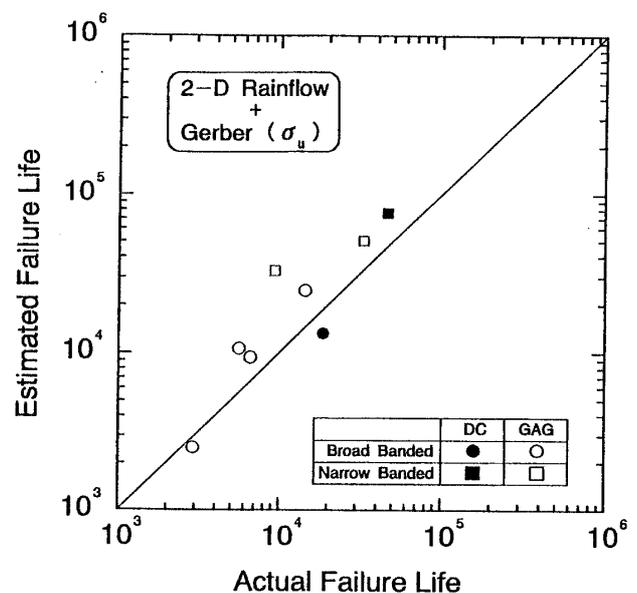


Fig. 14 Results of life estimation by the 2-D rainflow method, the Gerber's correction (using σ_u), and the modified Miner's law

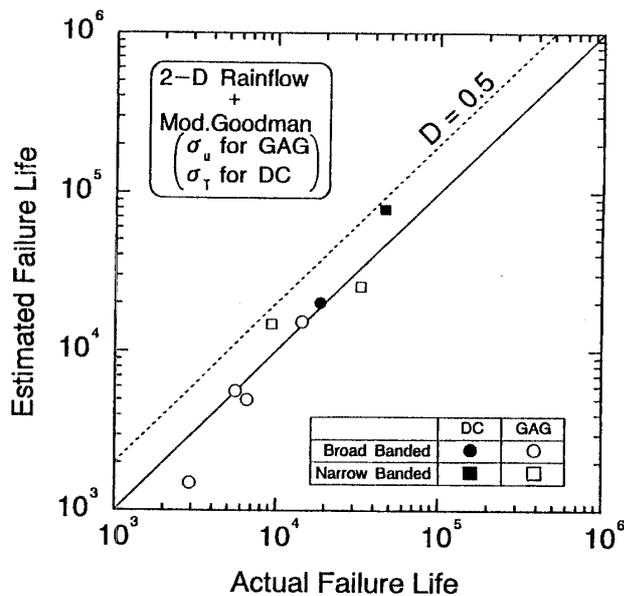


Fig. 15 Results of life estimation by the 2-D rainflow method, the modified Goodman's correction (using σ_u for GAG and σ_T for DC), and the modified Miner's law

この原因としては、GAG 1次波自体の繰返しによる疲労被害増大のほかに、GAG 1次波が2次ランダム波に対して一種の平均応力として作用し、その作用がDCの場合よりも大きくなるということが考えられる。

(2) 1次元レインフロウ法および修正マイナー則による寿命推定はすべて危険側となっており、同方法によって高平均応力域の重畳ランダム疲労寿命を推定すると、推定誤差が寿命比で1桁近くなる場合もあり、適用に際して注意を要する。

(3) カウント法として2次元レインフロウ法を用い、1次波がGAGのときには σ_u を、DCのときには σ_T を用いて修正グッドマン補正をほどこした後、修正マイナー則を適用すると、最も良好な寿命推定結果が得られた。

謝 辞

本研究の実施にあたり、日立造船株式会社 神奈川工場

艦船部の井上 清副部長、同部 品質保証課の古武敏明係長をはじめとする方々には、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。また、文献7)に対して寄せられた数々の討論は、本研究の実施に際し重要なヒントを与えるものでした。この場を御借りして討論者の方々に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 谷口紀久, 阿部允, 阿部英彦: 鋼鉄道橋における垂直補剛材下端部の疲労変状, 土木学会第40回年次学術講演会講演概要集第1部 (1985), pp.219-220.
- 2) 酒井啓一, 上村武, 飯野暢, 後川理ほか: アルミニウム合金 5083-O 板骨溶接構造の疲労設計法の検討, 日本造船学会論文集第153号 (1983), pp. 268-280.
- 3) 遠藤ほか: レインフロウ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) O. Pártl and J. Schijve: Reconstitution of Crack Growth from Fractographic Observations after Flight Simulation Loading, *Int J Fatigue* 12 No. 3(1990), pp. 175-183.
- 5) D. Aliaga, A. Davy, and H. Shaff: A Simple Crack Closure Model for Predicting Fatigue Crack Growth Under Flight Simulation Loading, *Mechanics of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 982* (1987), pp. 491-504.
- 6) 日野幹雄: 『スペクトル解析』, 朝倉書店 (1984).
- 7) 高橋, 前中: 重畳ランダム歪波形下におけるアルミニウム合金 A 5083 P-O 材の疲労挙動, 日本造船学会論文集, 第171号 (1992), pp. 449-457.
- 8) 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. 461-469.
- 9) 竹内勝治: 『アルミニウム合金の疲労強度』, (社) 軽金属溶接構造協会 (1990).
- 10) JIW Commission XIII: Position of JIW Commission XIII on IIW International Joint Research (1992).
- 11) 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.