ジェットエンジン用コンプレッサーディスクに使用している アルミ合金材の寿命推定計算*

皆 田 日 出 男** 中 村 宏**

Estimation of Fatigue Life of Al-Alloy Used for Compressor Disc of Jet Engine

by

Hideo MINATA and Hiroshi NAKAMURA

(Technical Research Laboratory, Kawasaki Heavy Industry Co. Ltd., Akashi)

Compressor discs of jet engines and turbine discs of gas turbine engines are usually subjected to a combined stress σ_{comb} of centrifugal stress σ_t and thermal stress σ_{th} in the tangential direction during flight or start-stop time. However, there has been few studies on the life prediction for such components made of Al-alloy (2014-T6) at the condition of about 120°C and σ_{comb} of 21 to 22 kg/mm² during rotation. In this report, the life was estimated from the creep rupture data at 212, 400 and 600°F using the prediction method proposed by the authors.

(Received Apr. 28, 1978)

キー・ワード：タービンディスク，立体強度線図，変動クリープ

1 は し が き

航空機に取付けられているジェットエンジンの主軸の回転数は1フライト中，例えばRolls-Royce社のデータによるとFig.1のような変化を示している。この回転数の波形を簡単なOBCDの形とし，すなわち常温で回転を開始し，定格回転中（Fig.1のBCに相当）は高温を保ち，回転停止の開始時は高温でエンジンが停止したときは常温であるとして回転円板に適用すると1フライト期間中に回転円板に発生する応力変化はFig.2に示すようにA点（ボス部），B点（ディスクの先端部），C点（ブレード部）でそれぞれ異った合成応力 σ_{comb} を受けることになる¹⁾。ここで， σ_{comb} は接線方向の遠心力 σ_t と熱応力 σ_{th} の和である。形状の複雑なタービンディスクについては各部の受ける応力の大きさこそ異なるが，基本的には各部に発生する応力波形は回転円板のそれぞれと同じである²⁾。Fig.2のB点におけるような圧縮保持の台形波を材料が受けた場合とA点のように引張保持の台形波を材料が受けた場合において圧縮保持の方が引張保持よりもやや寿命が短くなるという実験結果もあるが，別の実験結果ではあまり差が見られないとも述べられている。この

Fig. 1. Variation in engine speed during flight.

二つの説の相違は前者がひずみをパラメータに取ってB点のような圧縮保持の波形を加えたためで，このとき引張側では圧縮よりも大きな応力を受けることになるため，通常，応力をパラメータに取るとB点のような波形とA点のような波形のそれぞれの応力の値と保持時間が互いに等しければ寿命にはあまり差異はない³⁾と考えられるし，またその方が寿命計算には便利であるから，圧縮保持の台形波の効果と引張保持の台形波の効果とは同等であるとして論ずることとする。

一方，ジェットエンジン用コンプレッサーディスクは重量を軽減する見地からAl合金2014-T6(Al-4.5Cu-1Mo-1Si-0.5Mg)で製作されているものであり，使用中，約120°C程度に温度上昇している。Al合金は

* 原稿受理 昭和53年4月28日

** 正会員 川崎重工業(株)技術研究所 明石市川崎町

Fig. 2. Centrifugal stress, thermal stress and those combined stress at rotary disc.

Fig. 3. Creep rupture curve for Al-alloy 2014-T6 at 212, 400 and 600°F.

温度 $T=0.4T_m$ (T_m : 溶融温度 °K) $\cong 100^\circ\text{C}$ からクリープ現象が現れるので、Al 合金材で製作されているコンプレッサーディスクはクリープ損傷を考慮に入れ、破断時間 t_r の寿命推定計算を行う必要がある。しかし、Al 合金 2014-T6 に関する筆者らの実験結果がなかったため、Aerospace Structural Metals Handbook 3 に掲載されている Fig.3 のような 212, 400 および 600°F の静クリープ破断寿命曲線を使用して

120°C の温度条件でディスクに生ずるとされる応力 21~22 kg/mm² での引張保持の台形波による寿命推定計算を試みた。ただし、これらの寿命推定計算は二、三の仮定を置いて行う一つの試みであり、二、三の仮定については、今後、充分実験を行い、検討を要するものと考えている。なお、Fig.3 の 1 KSI は 0.7 kg/mm² として計算した。

2 所定の温度の静クリープ破断寿命曲線の推定計算

Fig.3 の 212°F (85.78°C), 400°F (190.22°C) および 600°F (301.33°C) における静クリープ破断寿命曲線から Larson-Miller 曲線を描くと Fig.4 が得られた。なお、Larson-Miller 曲線のパラメータ p は

$$p = T(20 + \log t_r) \times 10^{-3} \quad (1)$$

Fig. 4. Larson-Miller curve for Al-alloy 2014-T6.

で表される。なお、 T は絶対温度 (°R), t_r は静クリープの破断寿命時間 (hr) である。図中の P_1 , P_2 , P_3 , P_4 の各点は Fig.3 のそれぞれの点に相当している。図を見ると二つの曲線より成り、 P_1 , P_2 点を含む直線は

$$\log \sigma_{m0} + 0.092p = 2.9837 \quad (2)$$

で表され、 P_2 , P_3 , P_4 を含む直線は

$$\log \sigma_{m0} + 0.206p = 5.1120 \quad (3)$$

で表すことができる。なお、 σ_{m0} は静応力 (kg/mm²) である。 $T=120^\circ\text{C}=707.67^\circ\text{R}$ と $t_r=10^2, 10^3, 10^4\text{hr}$ をそれぞれ(2)式に代入して得た結果は Fig.4 の黒丸印で表示され、いずれも P_1 点と P_2 点の間に存在するので、 $T=120^\circ\text{C}$ のときは(2)式を使用すればよい。また、これより静クリープ破断寿命曲線を描くと Fig.5 のようになった。

3 寿命推定の考え方

常温においては破断繰返し数 N を一定に取り、Fig.6 に示すような立体強度線図を描くと、この円すい曲面から任意の波形の寿命曲線を求めることができる。つぎに、高温においては破断時間 $t_r = \sum t_i$ は上限

Table I. Numerical values of $\int_0^{2\pi} |1+A \sin \theta|^{\alpha_c} d\theta$.

$\frac{A}{\alpha_c}$	0 0	0.10	0 20	0 30	0 40	0.50	0.60	0.70	0 80	0 90	1.00
15.40	6.283	1 014×10	2 681×10	7 663×10	2.138×10 ²	5 701×10 ²	1 448×10 ³	3 507×10 ³	8 129×10 ³	1 808×10 ⁴	3 874×10 ⁴
15.50	6,283	1.020×10	2 720×10	7.840×10	2.204×10 ²	5.918×10 ²	1 513×10 ³	3 687×10 ³	8.593×10 ³	1 922×10 ⁴	4 139×10 ⁴
15.60	6,283	1.026×10	2.761×10	8 022×10	2 272×10 ²	6 143×10 ²	1 580×10 ³	3 875×10 ³	9.084×10 ³	2.043×10 ⁴	4.422×10 ⁴

$$\int_0^{2\pi} |1+A \sin \theta|^{\alpha_c} d\theta = 2 \int_0^{\pi/2} \{ (1+A \sin \theta)^{\alpha_c} + (1-A \sin \theta)^{\alpha_c} \} d\theta$$

Al 合金 2014-T6 に対する資料は Fig. 5 から

$$15.50 \log \sigma_{m0} + \log t_r' = 26.0397 \quad (4)$$

の寿命曲線が与えられているのみである。なお、 σ_{m0} および t_r' は静クリープ破断寿命曲線の静応力 (kg/mm²) および破断時間 (hr) である。この(4)式を使って Fig. 7 の P₁' 点から P₅' 点をまず計算し、P₅' 点から P₄' 点および P₃' 点を求める。

P₅' 点を計算する順序としては P₁' 点 ($A=\sigma_a/\sigma_m=0$) から M 点 ($A=1$) までをまず求め、M 点から P₅' 点を計算するが、 $\widehat{P_1'M}$ と $\widehat{MP_5'}$ のそれぞれの中間点の計算結果も示しておく。P₁' 点から M 点およびその中間点 $A=1/2$ (部分片振)^{13)~15)} の寿命曲線を求めるときは下記の解析結果を使用する。すなわち、

$$\sigma_{m0} = \sigma_m \left[\frac{2}{2\pi} \int_0^{\pi/2} (1+A \sin \theta)^{\alpha_c} + (1-A \sin \theta)^{\alpha_c} d\theta \right]^{1/\alpha_c - \zeta} \quad (5)$$

なお、 α_c は静クリープ破断寿命曲線の傾斜を表す材料定数で、(4)式から $\alpha_c=15.50$ 、また仮定(1)から $\zeta=1.0$ を使用する。また、 σ_{m0} は静クリープの静応力、 σ_m は平均応力である。(5)式はだ円関数であるから、(5)式の積分の項を電子計算機で A と α_c の種々の組合せの場合について計算した結果の一部を Table I に示した。Table I から $A=1.0$ のときの値を求めると 4.139×10^4 が得られたので(5)式に代入すると

$$\sigma_{m0} = \sigma_m \left(\frac{1}{2\pi} \times 4.139 \times 10^4 \right)^{1/15.50 - 1} = 1.834 \sigma_m \quad (6)$$

が求められた。一方、(4)式から $A=0$ における $t_r'=10^2, 10^3$ および 10^4 hr の σ_{m0} が得られるので、(6)式にそれぞれ代入すると Table II の $A=1$ における σ_m の値がそれぞれ得られる。これらの値から $A=1$ のときの寿命曲線は

$$15.50 \log \sigma_m + \log t_r = 21.9561 \quad (7)$$

と計算され、Fig. 8 の $A=1$ の寿命曲線を描くことができた。 $A=1/2$ のときも同様に Table I と(5)式を使

Table II. Numerical values of strength σ_m and σ_a of $A=0, 1/2$ and 1 at $t_r=10^2, 10^3$ and 10^4 hr.

t_r Stress	A	$1/2$			1	
		σ_{m0}	σ_m	σ_a	σ_m	σ_a
10^2		35.56	25.92	12.96	19.38	19.38
10^3		30.65	22.34	11.17	16.71	16.71
10^4		26.42	19.26	9.63	14.40	14.40

用すれば計算でき、その結果は Table II に示している。M 点から P₅' 点 ($A=\infty$) とその中間点 $A=2$ (部分両振)^{13) (15)} の寿命曲線を求めるときは下記の解析結果を使用する。すなわち

$$\sigma_{a0} = \sigma_a \left[\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \left| \frac{\eta}{A} + \sin \theta \right|^{\alpha_t} d\theta \right]^{1/\alpha_t} / \left[\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \left| \sin \theta \right|^{\alpha_f} d\theta \right]^{1/\alpha_f} \quad (8)$$

なお、 $A=0$ のときは、 $\alpha_c, 0 < A < \infty$ のときは α_t として $A=\infty$ のときは α_f とそれぞれの寿命曲線の傾斜を表示しているが、静クリープの破断寿命曲線のみが与えられているので、 $\alpha_c = \alpha_t = \alpha_f$ として計算しなければならない。また、仮定(1)から補正係数 $\eta=0.50$ を使用する。まず $A=1$ の繰返し応力 $\sigma_a (A=1$ のとき、 $\sigma_m = \sigma_a)$ から $A=\infty$ の繰返し応力 σ_{a0} を求めるため(8)式の

$$\int_0^{2\pi} \left| \frac{\eta}{A} + \sin \theta \right|^{\alpha_t} d\theta \quad (9)$$

に対しては $\sigma_t=15.50$ と $B=A/\eta=1/0.5=2$ を用いると Table III から 4.062×10^2 が得られる。また

$$\int_0^{2\pi} \left| \sin \theta \right|^{\alpha_f} d\theta \cong 4.4 \alpha_f^{-0.46} \quad (10)$$

で近似値が得られるから(8)式は

$$\sigma_{a0} = \sigma_a \left(\frac{1}{2\pi} \times 4.062 \times 10^2 \right)^{1/15.50} / \left(\frac{1}{2\pi} \times 1.247097 \right)^{1/15.50} = 1.491 \sigma_a \quad (11)$$

と計算され、Table II の $A=1$ の $\sigma_a = \sigma_m$ の値を(11)式に代入すると $A=\infty$ の σ_{a0} の値がそれぞれ得られる。 $A=2$ のときの σ_a を求めるときは(8)式と σ_{a0} の値とを使用しなければならない。すなわち、 $\alpha_f =$

*5 Fig 5 に示している 120℃の静クリープ破断寿命曲線から(4)式を求めると $\alpha_c=15.43$ 程度となる。しかし後述の Table I および Table III を使用するとき、15.50 の方が便利であるため $\alpha_c=15.50$ とした。その結果、Fig. 5 に示した値と Table II の σ_{m0} の値にはわずかな差異が生じている。

Table III. Numerical values of $\int_0^{2\pi} \left| \frac{\eta}{A} + \sin \theta \right|^{at} d\theta$.

$at \backslash B$	1.0	2.0	3.0	4.0	5.0	6.0	7.0	8.0	9.0	10.0
15.40	3.435×10^4	3.915×10^2	6.038×10	2.167×10	1.134×10	7.271	5.269	4.135	3.429	2.958
15.50	3.661×10^4	4.062×10^2	6.192×10	2.208×10	1.151×10	7.358	5.320	4.168	3.451	2.973
15.60	3.902×10^4	4.215×10^2	6.350×10	2.250×10	1.168×10	7.445	5.371	4.201	3.474	2.989

$$A/\eta = B$$

$$\int_0^{2\pi} \left| \eta/A + \sin \theta \right|^{at} d\theta$$

Table IV. Numerical values of life strength σ_m and σ_a of $A=1, 2$ and at $10^2, 10^3$ and 10^4 hr.

t_r \ Stress	1		2		∞
	σ_m	σ_a	σ_m	σ_a	
10^2	19.38	19.38	11.85	23.69	28.89
10^3	16.71	16.71	10.22	20.43	24.91
10^4	14.40	14.40	8.88	17.75	21.47

Fig. 8. Life curves of $A=\infty, 2, 1$, and $1/2$ on the basis of σ_a . Fig. 9. Time strength diagram at $t_r=10^2, 10^3$ and 10^4 hr.

15.50 と $B=2/0.5=4$ とにより(9)式の値を Table III から求め, (8)式に代入すると,

$$\sigma_{a0} = \sigma_a \left(\frac{1}{2\pi} \times 22.08 \right)^{1/15.50} / \left(\frac{1}{2\pi} \times 1.247097 \right)^{1/15.50} = 1.219 \sigma_a \quad (12)$$

が計算され, $A=2$ における σ_a と σ_m の値をそれぞれ求め, Table IV にまとめている. 以上, $A=1/2, 1, 2$ および ∞ の計算結果を σ_a 基準で描いたのが Fig. 8 のそれぞれの実線である. Fig. 8 と Fig. 5 から $t_r=10^2, 10^3$ および 10^4 hr の時間強度線図を描くと Fig. 9 が得られた. この図は Fig. 6 または Fig. 7 の $\overline{P_1'P_5'}$ に相当する曲線である. つぎに, Fig. 7 における $\overline{P_1'P_3'P_4'}$ を求めなければならないが, Al 合金 2014-T6 の 120°C においては Fig. 5 のクリープ破断寿命曲線にも若干のクリープ現象が現れているので, 既述したように $\overline{P_1'P_3'P_4'}$ は直線になると便宜上仮定して計算する. また, P_4' 点の台形波と両振のそれぞれの寿命曲線での相関性については未だ充分なる解明がなされていないことは既述した. しかし, 筆者らの実験結果や他の実験結果を見ると, 高温になる程静クリープ破断寿命の方が両振の寿命よりも短く, 温度が低くなるに従って次第に等しく, 更には長くなる傾向が見られる. また 120°C においてであるが, Fig. 5 の静クリープの寿命曲線 ($A=0$) と Fig. 8 の両振の寿命曲線 ($A=\infty$) を比較すると若干前者の方が寿命は長いけれども, P_4' 点の台形波はクリープ損傷 ϕ_c と疲労損傷 ϕ_f の和であると考えれば, 静クリープの破断寿命よりもやや寿命は短いことが推察でき, 従って両振の寿命曲線と台形波のそれとは便宜上あまり差がないと考え, 以下, 等しいとして計算する.

Fig. 8 または Table IV に示した両振 ($A=\infty$) の $t_r=10^2, 10^3$, および 10^4 の σ_{a0} の値の台形波のそれぞれの値として図を描いたのが Fig. 10 の C, C' および C'' 点である. これらの点は Fig. 6 における P_4' 点に相当し, $\overline{P_1'P_3'P_4'}$ は Fig. 10 の B ($A=0$) と C ($\bar{A}=-1$) を結ぶ直線で描かれている. Fig. 10 の黒丸印 D 点は間欠負荷クリープ $t_r = \sum t_i = 10^2 \text{ hr}$ における破断強度で, 図よりその破断強度の値が求められ, 図にそれらの値を記入している. これらの値から間欠負荷クリープの寿命曲線を求め, Fig. 5 および Fig. 8 にプロットしたのがそれぞれの破線である.

以上の結果から, 静クリープ ($A=\sigma_a/\sigma_m=0$), 間欠負荷クリープ ($\bar{A}=\sigma_m'/\sigma_m=\pm\infty$) および台形波 ($\bar{A}=-1$) の各寿命曲線を一つの図に描いたのが Fig.

Fig. 10. Time strength diagram included static creep, intermittent creep and push-pull wave with hold time.

Fig. 11. Comparison of static creep, intermittent creep and push-pull wave with hold time by life curves.

11である。

一方、ジェットエンジン用コンプレッサーディスクは定格回転中、接線方向の遠心力 σ_r および熱応力 σ_{th} の合成応力 $\sigma_{comb}=21\sim22\text{ kg/mm}^2$ を受けると計算されているので、Fig. 11の台形波の寿命曲線からディスクの寿命を推定すると約 $10^4\sim6\times10^3\text{ hr}$ 程度となる。しかし、Fig. 2に示している台形波は大きな温度範囲 $4T$ による熱応力で占められている合成応力を示しているものであり、常温と 120°C の温度範囲ではあまり大きな熱応力は発生しないとすれば、Fig. 11の間欠負荷クリープの寿命曲線（破線で表示）の方へ移行する。他方、対象とするジェットエンジンのコンプレッサーディスクは12段で、各段のディスクをボルトで結合して組立てている関係上、そのボルト孔の応力集中による寿命低下が考えられ、この方面の研究を更に進める必要がある。しかし、実績としては現在、使用時間 $t_r(t_r=\sum t_i)$ に相当が $1900\sim2000\text{ hr}$ で全数交換を行っているの、もしも応力集中部の応力が $21\sim22\text{ kg/mm}^2$ であるとするならば、時間寿命において約3～5倍の安全率を見ていることになる。

5 む す び

以上、静クリープ破断寿命曲線の資料のみから Fig. 6 または Fig. 7 に示した P_3' , P_4' および P_5' の各点のそれぞれの寿命曲線を設計者の立場に立てて推定計算した。しかし、これらの寿命推定計算は二、三の仮定を立てて行った一つの試みであるから、二、三の仮定に対する解明は急がなければならないけれども、かなりの時間が必要であろう。したがってとりあえずジェットエンジンやガスタービンに使用する材料が選定され、その基礎試験を行う場合には本資料が一つの指針として役立つのではないかと考えている。

本資料を作成するに際し、種々ご助言をいただいた立命館大学の南正瑛教授に深く感謝します。また、資料整理や計算に協力した川崎重工業（株）技術研究所強度研究室の岡田友信係員に深く感謝します。

参 考 文 献

- 1) 平 修二, “熱応力と熱疲労”, p. 223 (1974) 日刊工業新聞社
- 2) 例えば, 薦 紀夫, 竹中 豊, 山地成一, 小竹俊一, 未発表
- 3) Load, D. C., and L. F. Coffin, Jr., Met. Trans., **4**, 1647 (1973).
- 4) Lagneborg, R., and R. Attermo, Met. Trans., **2**, 1821 (1971).
- 5) 清水茂樹, 池本喜和, 材料, **26**, 255 (1977).
- 6) 皆田日出男, 中村 宏, 材料, **25**, 542 (1976).
- 7) 中村 宏, 皆田日出男, 機械の研究, **28**, 1146 (1976).
- 8) 皆田日出男, 中村 宏, 岡田友信, 日本機械学会第53期関西支部講演文集, 52 (1978).
- 9) 中村 宏, 堀川 武, 材料, **25**, 76 (1976).
- 10) 平 修二, 南正瑛, 皆田日出男, 白石忠司, 日本機械学会論文集, **28-191**, 792 (1962).
- 11) Coffin, L. F. Jr., R. P. Wesley, Schenectady N. Y., Trans. ASME **76**, 923 (1954).
- 12) 中村 宏, 皆田日出男, 機械の研究, **28-11**, 1373 (1976).
- 13) 皆田日出男, 中村 宏, 材料, **25**, 509 (1976).
- 14) 中村 宏, 皆田日出男, 機械の研究, **28-5**, 687 (1976).
- 15) 中村 宏, 皆田日出男, 機械の研究, **28-6**, 787 (1976).
- 16) 皆田日出男, 中村 宏, 材料, **27**, 525 (1978).
- 17) 皆田日出男, 中村 宏, 材料, **27**, 532 (1978).
- 18) 平 修二, 熱応力と熱疲労, 111 ; 213 (1974) 日刊工業新聞社
- 19) 中村 宏, 皆田日出男, 機械の研究, **28-8**, 1013 (1976).
- 20) NACA Subcommittee on Power Plant Materials, NACA Report, 1288 (1956).
- 21) 日本機械学会, 回転体の強さ試験研究分科会報告書 (1977).