残留応力の coxing に対する寄与について*

平 修 二** 村 上 裕 則***

On the Contribution of Residual Stresses to the Coxing

by

Shuji TAIRA and Yasunori MURAKAMI
(Kyoto University) (Ritsumeikan University)

In the previous paper, we reported that residual stress distribution was introduced in annealed plate specimens of a low carbon (S 15 C) and a medium carbon steel (S 40 C) during the repeated stressing in reversed bending. These residual stresses showed maximum values at 10^5 stress cycles and thereafter faded gradually. When the stress level was raised during the stage of fading in residual stress, residual stresses increased instead of fading. As a continuation of the study, two kinds of steels, a medium carbon steel (S 25 C) and a low Ni-Cr steel (SNC 2) were tested in the present study. The former was subjected to test in an annealed condition, and the latter in a tempered state. The behaviors of residual compressive stresses in both steels were quite similar to those of the materials used in the previous study. As to coxing, ascending stressing in three stress levels was employed for the steel S 25 C, and that in two stress levels for the steel SNC 2. The change in hardness was also observed and it was found that the same trend as that in residual stress existed. By taking the residual stress as a mean stress and calculating the equivalent stress amplitude in reversed bending, the contribution of residual stress to the fatigue limit was studied. Also by assuming that the damage of material due to cyclic stressing proceeds as a certain power function of the number of stress cycles, the contribution of residual stress to the fatigue life in a constant stress level was calculated, and an ideal $S-N$ curve, which did not include the influence of residual stress, was introduced. Basing on the ideal $S-N$ curve, the contribution of residual stress to the coxing was calculated. The results of the analysis were compared with experimental results and the validity of the analysis was proved. According to the analysis, the contribution of residual stress to the fatigue limit and life in a constant stress level is small as far as the residual stresses introduced are small (about 10 kg/mm^2) as in this experiment. In the case of coxing, the contribution of residual stress was found noticeable.

(Received Dec. 14, 1959)

1. 緒 言

著者らが前に焼鈍鋼について行なった実験結果によれば、焼鈍鋼が両振り曲げの応力繰返しを受けると圧縮残留応力を生じ、この残留応力は繰返数 10^5 付近で最大値を示しその後¹⁾は漸次減衰する。この現象は Böhler などが丸棒試験片に回転曲げの応力繰返しを²⁾与えて軸方向圧縮残留応力を生じたと報告しているように、焼鈍鋼が回転曲げまたは両振り曲げの繰返応力を受けるとき共通に起こる現象である。一般に認められているように圧縮残留応力は疲れ強さに有効に寄与

するから、通常焼鈍鋼をもって行なわれている疲れ試験の結果はこの残留応力の寄与をも含んだ値として得られていることとなる。著者らは圧縮残留応力が平均応力として作用するものとして実際の応力振幅に対して等価応力振幅を仮定し、これに基づいて残留応力の疲れ限度に対する寄与について計算を行ない、さらに材料が繰返応力を受けるときにこうむる被害が繰返数のあるべき関数に従って進行するものと仮定して、³⁾残留応力の疲れ寿命に対する寄与についても計算し、残留応力の寄与を除外した $S-N$ 曲線を求めた。また一つの応力段階において生じた残留応力は応力段階を高めること、すなわち増加応力繰返しによって一層増加することを確かめ、上述の計算方法によって2段の増

* 原稿受付 昭和34年12月14日

** 正員 京都大学工学部

*** 正員 立命館大学理工学部

加応力繰返しによる coxing において、残留応力の疲れ寿命に対する寄与について計算を行ない、計算結果がほぼ実験結果と一致することを示した。この結果によると coxing における疲れ寿命の増加に対する残留応力の寄与はかなり大きく、主役を演じているものと言える。この計算は使用した2種の鋼材(S15CおよびS40C)のうち、残留応力が大きく生じたもの(S40C)について行なったもので、他の鋼材で残留応力の値が変われば当然寄与の程度も異なってくる。今回の実験は広く各場合についての資料を得る目的で材料を変え、さらに3段階増加応力繰返しによる coxing についても検討を行なった。

2. 使用材料

中炭素鋼 S25C および低 Ni-Cr 鋼 SNC2 を使用した。S25C 材は焼鈍状態で、SNC2 材は焼入、焼戻し状態で実験した。両材の化学成分、熱処理および熱処理後の機械的性質を Table 1 および Table 2 に示す。試験片は従来どおり厚さ 3.2 mm の板状とした。熱処理は Table 1 に示してあるように S25C 材では 880°C, 2 hrs の完全焼鈍および 650°C, 1 hr の低温焼鈍を行なった。従来の腐食法による残留応力の測定結果では表面で約 0.8 kg/mm² の圧縮応力となったが、ほとんど無応力状態とみなしうる。SNC2 材に対しては 850°C, 1 hr 保持後 50°C の油中に焼入し、さらに 600°C, 1 hr 保持後空冷して焼戻しを行なった。Ni-Cr 鋼に対しては焼戻ぜい性を避けるために油中急冷の焼戻しを行なうのが普通であるが、薄肉であるためと初期状態における残留応力を最小におさえるために空冷を行なった。焼戻し後の残留応力は予期したよりも小

Table 1 Chemical composition and heat treatment of materials

Symbol	Chemical composition (%)						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
S25C	0.29	0.31	0.54	0.015	0.024	—	—
SNC2	0.28	0.29	0.54	0.017	0.008	2.88	0.78

Heat treatment

S25C 880°C, 2 hrs, full annealing
650°C, 1 hr, low temperature annealing
SNC2 850°C, 1 hr→50°C oil quench
600°C, 1 hr temper (air cool)

Table 2 Mechanical properties of materials

Symbol	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Actual breaking stress (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
S25C	26.8	45.9	78.8	27.1	50.0
SNC2	87.9	95.5	170.8	20.1	62.4

さく、表面で約 0.9 kg/mm² の圧縮応力であった。したがって、この場合もほぼ無応力と言いうる。

3. 疲れ試験

西原式板曲げ疲れ試験機によって両振り曲げの疲れ試験を行なった結果は Fig. 1 および Fig. 2 に示すとおりで、疲れ限度は S25C 材で 21.5 kg/mm², SNC2 材で 33 kg/mm² であった。Coxing における疲れ寿命を得るために、S25C 材では疲れ限度よりやや上の 23, 24 および 25 kg/mm² の3応力段階を選んで、23 kg/mm², 10⁵→24 kg/mm², 10⁵→25 kg/mm², 破壊までの試験を行なって総繰返数(3個の平均値) 7.34×10^5 を得た。Miner の直線法則による累積繰返数比 $\sum \frac{n_i}{N}$ を計算すると 1.661 となり、かなり

Fig. 1 S-N curve for the steel S25C

Fig. 2 S-N curve for the steel SNC2

coaxing 効果が現われている。⁶⁾ SNC 2 材に対しては疲れ限度や上の 2 応力段階 35, 36 kg/mm² を選び, 35 kg/mm², 10⁵→36 kg/mm², 破壊までの総繰返数を求めたところ 5.33×10^5 (これも 3 個の平均値) となり, 同じく $\sum \frac{n}{N}$ を計算すると 1.151 となってこの場合にはわずかに coaxing 効果がみられる。

4. 応力繰返しによる残留応力および硬度の変化

(I) S25C 材

残留応力の疲れ限度に対する寄与を計算する目的で疲れ限度の 21.5 kg/mm², および coaxing に対する寄与を調べるために 23, 24 および 25 kg/mm² における残留応力の変化を測定した。Fig. 3 はこの結果で図中下方の曲線はそれぞれ一定応力段階におけるもの, 中央の高い曲線は 23 kg/mm², 10⁵→24 kg/mm², 10⁵→25 kg/mm² の増加応力繰返しの場合の変化を示すものである。前に得た結果と同様残留応力は繰返数 10⁵ において最高値を示し, 増加応力の場合には 25 kg

Fig. 3 Change in surface residual stress in a constant stress level and in ascending three stress levels (S25C)

Fig. 4 Change in hardness in a constant stress level and in ascending three stress levels (S25C)

/mm², 10⁵ までは漸次上昇している。しかし残留応力の値は前の S40C 材の場合よりもかなり小さくなっている。疲れ限度以上の 3 応力段階で 10⁵ 以後の減衰の線をそれぞれの破壊繰返数まで延長してみると, いずれも 1 kg/mm² 以下となり, 前に得た結果と同様に破壊時においては残留応力はほとんど消滅するものと言える。

次に上記と同じ条件における硬度の変化をも微小硬度計(荷重 200 gr)で測定したが, Fig. 4 に見るように残留応力の変化と全く同様な結果を得た。ただし最高硬度を過ぎて後の下降は残留応力の減衰に比べて勾配はややゆるやかとなっている。

(II) SNC 2 材

上と同様に疲れ限度の 33 kg/mm² および 35, 36 kg/mm² における残留応力の変化は Fig. 5 に示すとおりで, Ni-Cr 鋼の焼入, 焼戻し状態においても炭素鋼

Fig. 5 Change in surface residual stress in a constant stress level and in ascending two stress levels (SNC 2)

Fig. 6 Change in hardness in a constant stress level and in ascending two stress levels (SNC 2)

の焼鈍状態と同様な結果を生じることがわかった。ただしこの場合には繰返数 10^5 後の減衰は炭素鋼材に比較してゆるやかであり、破壊時においても $4 \sim 6 \text{ kg/mm}^2$ の残留応力が残っている。硬度の変化は Fig. 6 に見るとおりこの場合にも大体残留応力の変化と同様な傾向を示している。

5. 一定応力振幅における残留応力の

疲れ限度に対する寄与

材料が応力振幅 σ_a の両振り曲げ応力を受けるとき、圧縮残留応力 σ_r が存在すれば、 $\sigma_e' = (1 + \sigma_r/\sigma_T)\sigma_a$ なる大きな応力振幅に耐えうるものと考えられる。ここに σ_T はその材料の真破断応力を表わす。いま、残留応力の寄与を含んで得られている S-N 曲線の疲れ限度を σ_w 、残留応力の寄与を含まないときのそれを σ_{w0} とすると、 σ_w は σ_e' に σ_{w0} は σ_a に相当するものと考えてよい。したがって、 σ_{w0} は

$$\sigma_{w0} = \frac{1}{1 + \sigma_r/\sigma_T} \sigma_w \quad (1)$$

として求められる。疲れ限度 σ_w における残留応力の変化は Fig. 3, 5 に見るように測定してあるから、繰返数の単位として 10^4 をとると繰返数 2, 10, 10^2 で区切られた各区分における残留応力の変化の式は一般に $\sigma_r = k + mn$ (k, m は定数, n は 10^4 単位の繰返数) の形で表わされる。計算の繰返数として n_n までとるものとすれば、(1)式の分母の項は次の積分により求められる。

$$\int_0^{n_n} \left(1 + \frac{\sigma_r}{\sigma_T}\right) dn = \sum_{n_i}^{n_n} \int_{n_i}^{n_{i+1}} \left(1 + \frac{k_i + m_i \cdot n}{\sigma_T}\right) dn \quad (2)$$

ここに k_i, m_i は各区分における値を表わす。したがって、(1)式は次のとおりになる。

$$\sigma_{w0} = \frac{n_n}{\sum_{n_i}^{n_n} \int_{n_i}^{n_{i+1}} [1 + (k_i + m_i n)/\sigma_T] dn} \quad (3)$$

計算には n_n として 10^8 (繰返数 10^7) をとった。

(I) S25C 材

疲れ限度 $\sigma_w = 21.5 \text{ kg/mm}^2$ における残留応力の変化は Fig. 3 に与えられているから、各区分 0~2, 2~10, $10 \sim 10^2$, $10^2 \sim 10^3$ ごとに残留応力の変化の式を作り(2)式によって各積分値の和を求めると 1022.048 となる。ゆえに(3)式から

$$\sigma_{w0} = \frac{1000}{1022.048} \times 21.5 = 21.0 \text{ kg/mm}^2 \text{ を得る。}$$

したがって、残留応力による疲れ限度の上昇率は 2.4% となる。

(II) SNC2 材

上と同様にして疲れ限度 $\sigma_w = 33 \text{ kg/mm}^2$ における残留応力の変化は Fig. 5 に示されているから、各区分における残留応力の変化の式を作り積分を行なって次の結果を得た。

(21)

$$\sigma_{w0} = \frac{1000}{1029.603} \times 33 = 32.1 \text{ kg/mm}^2$$

これより残留応力による疲れ限度の上昇率は 2.8% となる。

6. 一定応力振幅における残留応力の 疲れ寿命に対する寄与

前に行なった計算と同様にして繰返応力による被害が繰返数 N のあるべき関数に従って進行するものと仮定する。すなわち $D = r \cdot N^\alpha$ (4) 上式において r は被害進行速度を表わす。(4)式から任意の微小繰返数 ΔN 中の被害は

$$\Delta D = r \alpha N^{\alpha-1} \Delta N \quad (5)$$

ある応力段階 σ_1 における破壊繰返数を N_1 とすると、このとき被害は 1 に達するから、

$$r = 1/N_1^\alpha \quad (6)$$

Fig. 1 または Fig. 2 の S-N 曲線の時間強度を表わす傾斜部分は $\log N = a - b \cdot \sigma$ (a, b は定数)

なる形で表わせる。残留応力の寄与のない場合の傾斜部分の式は同様にして

$$\log N_0 = a_0 - b_0 \cdot \sigma \quad (7)$$

となり、各応力振幅において a_0, b_0 を決定すればそれぞれの N_0 が求まり、したがって残留応力の寄与のない場合の時間強度線(以下 N_0 線と呼ぶ)が求められる。圧縮残留応力 σ_r が存在するとき、両振り繰返応力の振幅 σ_a は次の σ_e (以下等価応力振幅と呼ぶ)に相当するものと考えられる。

$$\sigma_e = \frac{\sigma_T}{\sigma_T + \sigma_r} \cdot \sigma_a \quad (8)$$

(7)式の σ に(8)式の σ_e を代入して N_0 を求めると

$$N_0 = 10^{a_0 - b_0 \sigma_e} \quad (9)$$

(9)式の N_0 を(6)式に入れると(5)式は

$$\Delta D = \frac{\alpha}{10^{\alpha(a_0 - b_0 \sigma_e)}} N^{\alpha-1} \Delta N \quad (10)$$

となる。5項で述べたように Fig. 3 または Fig. 5 に示す残留応力の変化から繰返数による残留応力の変化の式を作ると $\sigma_r = k + m \log N$ の形となり、(8)式は $\sigma_e = A/(B + m \log N)$ (A, B, m は定数) の形となるから(10)式は

$$\Delta D = \frac{\alpha}{10^{\alpha[a_0 - b_0 A/(B + m \log N)]}} N^{\alpha-1} \Delta N$$

となり応力段階 σ_1 においては

$$\int_0^{N_1} \Delta D = \int_0^{N_1} \frac{\alpha}{10^{\alpha[a_0 - b_0 A/(B + m \log N)]}} N^{\alpha-1} dN = 1$$

なる関係が成立する。他の応力段階 σ_2 においても同様な関係が成立するから、 a_0, b_0 を未知数としてこの連立方程式を解けばよいのであるが、上式の積分は陽関数としては積分不能である。したがって、繰返数 N_1 を細分し、その間の平均残留応力から σ_e を求め

$$\sum_{N_i}^{N_1} \frac{\alpha}{10^{\alpha(a_0 - b_0 \sigma_e)}} \cdot N^{\alpha-1} \Delta N = 1 \quad (11)$$

なる関係から a_0 , b_0 を数値計算によって求める方法をとることにする。以下の計算においては前例にならって $\alpha=2.5$ とした。

(I) S25C 材

Fig. 1 から S-N 曲線の時間強度線の式は

$\log N = 7.068 - 0.097(\sigma - 10) = 8.038 - 0.097\sigma$ となる。 N_0 線の式を $\log N_0 = a_0 - b_0(\sigma - 10)$ とし最初 S-N 曲線に平行すなわち $b_0 = 0.097$ と仮定して, $\sigma_1 = 23 \text{ kg/mm}^2$ ($N_1 = 6.3 \times 10^5$) に対して N_1 を約 5×10^4 までの 14 段階に分割して (11) 式から a_0 を計算すると $a_0 = 7.0204$ を得る。これより

$$N_{10} = 10^{7.0204 - 0.097 \times 13} = 10^{5.75940}$$

同様に $\sigma_2 = 24 \text{ kg/mm}^2$ ($N_2 = 5.0 \times 10^5$) において $b_0 = 0.097$ とし, N_2 を 12 段階に分けて a_0 を求めると $a_0 = 7.0140$ となり $N_{20} = 10^{7.0140 - 0.097 \times 14} = 10^{5.65600}$ これより 23, 24 kg/mm² 間の N_0 線の傾斜を求めると $b_0 = 5.75940 - 5.65600 = 0.1034$ となる。

ゆえに $b_0 = 0.103$ とし両応力段階における a_0 を再計算すると, それぞれ $a_0 = 7.09441$ および $a_0 = 7.09548$ を得た。よってこの平均値として $a_0 = 7.095$ をとると, 23, 24 kg/mm² の応力段階に適合する N_0 線の式は次のとおりになる。

$$\log N_0 = 7.095 - 0.103(\sigma - 10) = 8.125 - 0.103\sigma \quad (12)$$

上式を用いて両応力段階における被害を検算すると, それぞれ $D_1 = 1.0025$ および $D_2 = 0.9975$ となりいずれも 1 としてさしつかえない。さらに第 3 の応力段階 $\sigma_3 = 25 \text{ kg/mm}^2$ ($N_3 = 4.1 \times 10^5$) に対して, $b_0 = 0.097$ とし N_3 を 10 段階に分けて a_0 を求めると $a_0 = 7.00912$ となり

$$N_{30} = 10^{7.00912 - 0.097 \times 15} = 10^{5.55412}$$

を得る。よって 24, 25 kg/mm² 間の勾配は $5.65600 - 5.55412 = 0.102$ となり, 23, 24 kg/mm² 間の勾配 0.103 にほぼ等しい。ゆえに (12) 式が 25 kg/mm² に対しても適用されるものとして被害を求めてみると, $D_3 = 0.9968$ となり, (12) 式は 3 応力段階を通じて適用することができる。したがって (12) 式により各応力段階における残留応力の疲れ寿命に対する寄与の百分率を求めると次のとおりになる。

23 kg/mm²

$$N_{10} = 10^{8.125 - 0.103 \times 23} = 10^{5.756} = 5.702 \times 10^5$$

$$\phi_1 = \frac{6.3 - 5.702}{5.702} \times 100 = 10.5 \%$$

24 kg/mm²

$$N_{20} = 10^{8.125 - 0.103 \times 24} = 10^{5.653} = 4.498 \times 10^5$$

$$\phi_2 = \frac{5.0 - 4.498}{4.498} \times 100 = 11.2 \%$$

25 kg/mm²

$$N_{30} = 10^{8.125 - 0.103 \times 25} = 10^{5.550} = 3.548 \times 10^5$$

$$\phi_3 = \frac{4.1 - 3.548}{3.548} \times 100 = 15.5 \%$$

Fig. 1 に 5 項で計算した σ_{wo} , および上記の計算による N_0 線, すなわち残留応力の寄与を除外した場合の $S_0 - N_0$ 線を点線で示してある。

(II) SNC 2 材

Fig. 2 から時間強度線の式は $\log N = 5.987 - 0.031(\sigma - 25) = 6.742 - 0.031\sigma$ となる。 N_0 線の式を $\log N_0 = a_0 - b_0(\sigma - 25)$ とし (1) と同様に最初 $b_0 = 0.031$ と仮定して, $\sigma_1 = 35 \text{ kg/mm}^2$ ($N_1 = 4.7 \times 10^5$, 11 分割) において $a_0 = 5.96202$, $\sigma_2 = 36 \text{ kg/mm}^2$ ($N_2 = 4.4 \times 10^5$, 10 分割) においては $a_0 = 5.95404$ を得た。これより両者間の勾配は

$$N_{10} = 10^{5.96202 - 0.031 \times 10} = 10^{5.65202}$$

$$N_{20} = 10^{5.95404 - 0.031 \times 11} = 10^{5.61304}$$

$$5.65202 - 5.61304 = 0.039 \text{ となる。}$$

よって $b_0 = 0.039$ としそれぞれ a_0 を再計算すると $a_0 = 6.03110$ および $a_0 = 6.03202$ を得た。ゆえに $a_0 = 6.032$ とし N_0 線の式を求めると

$$\log N_0 = 6.032 - 0.039(\sigma - 25) = 7.007 - 0.039\sigma \quad (13)$$

上式によって各応力段階における被害を検算すると, $D_1 = 0.9969$, $D_2 = 1.0001$ となっていずれも 1 としてよい。よって (13) 式から両応力段階における N_0 および ϕ を計算すると次のとおりになる。

35 kg/mm²

$$N_{10} = 10^{7.007 - 0.039 \times 35} = 10^{5.642} = 4.385 \times 10^5$$

$$\phi_1 = \frac{4.7 - 4.385}{4.385} \times 100 = 7.2 \%$$

36 kg/mm²

$$N_{20} = 10^{7.007 - 0.039 \times 36} = 10^{5.603} = 4.009 \times 10^5$$

$$\phi_2 = \frac{4.4 - 4.009}{4.009} \times 100 = 8.5 \%$$

Fig. 2 に 5 項で計算した σ_{wo} および上記の計算による N_0 線からなる $S_0 - N_0$ 曲線を点線で示している。

7. Coaxing における残留応力の疲れ

寿命に対する寄与

SNC 2 材に対しては 2 段増加応力, S25C 材に対しては 3 段増加応力における coaxing について実験したが, この際の残留応力の疲れ寿命に対する寄与の計算は次のように行なった。1 次応力または 1 次および 2 次応力における繰返数を, 被害が等しいという条件から最終の応力段階における繰返数に換算し, coaxing に伴う残留応力の増加を計算に入れて最終応力段階における被害が 1 に達する繰返数を求めた。この項では計算の簡単な 2 段増加応力の SNC 2 材の場合をさきに述べる。

(I) SNC 2 材

1 次応力 35 kg/mm² において繰返数 10⁵ 後の被害は 0.02662 となり, 2 次応力 36 kg/mm² においてこ

れと等しい被害を与える繰返数は 9.4×10^4 (このときの被害は 0.02667) となる。Miner の直線法則から計算してみると、 $10^5 \times \frac{4.35}{4.7} = 9.26 \times 10^4$ となり、残留応力の存在のため繰返数はやや大きくなっている。この繰返数後は Fig. 5 に示す 2 次応力 36 kg/mm^2 における残留応力の変化から等価応力振幅 σ_e を計算し、(11)式により被害が 1 に達する繰返数を計算すると、 4.44×10^5 (被害 1.0140) を得る。

よって coaxing における残留応力の寄与は

$$\phi_{cr} = \frac{4.44 - 4.009}{4.009} \times 100 = 10.8\%$$

いっぽう、coaxing における疲れ寿命の増加率は

$$5.33 \times 10^5 - (10^5 - 0.94 \times 10^4) = 5.27 \times 10^5 \text{ を用いて}$$

$$\phi_c = \frac{5.27 - 4.009}{4.009} \times 100 = 31.5\%$$

したがって、この差 $31.5 - 10.8 = 20.7\%$ は Sinclair などのいうひずみ時効⁸⁾その他による寄与となる。この場合には残留応力とひずみ時効などの寄与の比は約 1:2 の値になる。

(II) S25C 材

この場合は 3 段増加応力であるから。まず 1 次応力 23 kg/mm^2 、 10^5 における被害 0.00833 と等しい被害を与える 2 次応力 24 kg/mm^2 における繰返数を計算すると 7.9×10^4 (被害 0.00828) を得る。Miner によると 7.93×10^4 となりこの場合には両者ほぼ一致する。Fig. 3 の残留応力の変化から 2 次応力 24 kg/mm^2 、 10^5 後の被害を求めると 0.03716 となる。このときの 24 kg/mm^2 に換算した繰返数は 1.79×10^5 であるから、これをさらに 3 次応力 25 kg/mm^2 に換算すると 1.49×10^5 となる。

このときの Miner による値は 1.47×10^5 となり両者ほぼ等しい。Fig. 3 の 3 次応力 25 kg/mm^2 における残留応力の変化から被害が 1 に達する繰返数を計算してゆくと、 5.09×10^5 において被害は 1.0175 となりほぼ 1 に達する。よって coaxing における残留応力の寄与は

$$\phi_{cr} = \frac{5.09 - 3.548}{3.548} \times 100 = 43.5\%$$

いっぽう、coaxing における疲れ寿命の増加率は

$$7.34 \times 10^5 - (2 \times 10^5 - 1.49 \times 10^5) = 6.83 \times 10^5 \text{ から}$$

$$\phi_c = \frac{6.83 - 3.548}{3.548} \times 100 = 92.5\%$$

したがって、ひずみ時効などに寄与は $92.5 - 43.5 = 49.0\%$ となり、この場合には両者の寄与の率はほぼ等しくなる。

8. 実験結果による計算結果の検討

前回行なったと同様に計算結果を吟味するため、両材とも繰返数 10^5 ごとに 500°C 、1 hr の低温焼鈍を行なって、一定応力振幅および coaxing における疲れ試験を行なった。焼鈍温度として 500°C を選んだのは再結晶を避けてできるだけ微小クラックなどの被害の組織をそのまま残しておき、しかも生じた残留応力を除去するためである。S25C 材では 23 および 25 kg/mm^2 の一定応力振幅において、各 3 個の平均値として $N_{10} = 5.92 \times 10^5$ 、 $N_{30} = 3.69 \times 10^5$ の値を得た、これらと計算結果とを比較すると実験結果のほうがやや大きめになっているが、ほぼ一致しているものと言える。Table 3 に計算結果と実験結果との対照を示してある。coaxing では 23 kg/mm^2 、 10^5 、焼鈍 $\rightarrow 24 \text{ kg/mm}^2$ 、 10^5 、焼鈍 $\rightarrow 25 \text{ kg/mm}^2$ 、 10^5 ごとに焼鈍しつつ破壊までの実験を行なって総繰返数 6.001×10^5 (3 個の平均値)を得た。これより応力段階 25 kg/mm^2 に換算した残留応力の寄与を除外した繰返数は $6.001 - 0.51 \times 10^5 = 5.491 \times 10^5$ となり、計算結果では $3.548 \times 10^5 \times 1.49 = 5.287 \times 10^5$ となるのでこの場合にも両者はほぼ一致する。上記の比較において実験結果が計算結果よりもやや大きく得られた原因としては、(1)再結晶温度は避けたが低温焼鈍によって回復を生じていること、(2)繰返数 10^5 ごとに焼鈍したが 10^5 までの応力繰返し中に残留応力を生じていること、などが挙げられる。次に SNC2 材については 35 および 36 kg/mm^2 の一定応力振幅において、各 3 個の平均値とし

Table 3 Comparison between results of analysis and experimental results

Material	Test condition	Results of analysis	Experimental results
S25C	Constant stress amplitude at 23 kg/mm^2	5.702×10^5	5.92×10^5
	Constant stress amplitude at 25 kg/mm^2	3.548×10^5	3.69×10^5
	Coaxing in three stress levels	5.287×10^5	5.49×10^5
SNC2	Constant stress amplitude at 35 kg/mm^2	4.385×10^5	4.17×10^5
	Constant stress amplitude at 36 kg/mm^2	4.009×10^5	3.73×10^5
	Coaxing in two stress levels	4.839×10^5	4.66×10^5

て $N_{10}=4.17 \times 10^5$, $N_{20}=3.73 \times 10^5$ が得られ, 35 kg/mm², 10⁵, 焼鈍→36 kg/mm², 10⁵ ごとに焼鈍しつつ破壊まで, の coaxing では繰返回数 4.72×10^5 (3 個の平均値) を得た. これらと計算結果とを比較すると, 一定応力振幅の場合には実験結果がやや低目に得られたがほぼ一致している. Coaxing の場合には $4.72 \times 10^5 - 0.06 \times 10^5 = 4.66 \times 10^5$ と $4.009 \times 10^5 \times 1.207 = 4.839 \times 10^5$ となり, この場合も実験結果がやや低いながらもほぼ一致しているものと言える. このように SNC 2 材では一定応力振幅, coaxing の場合とも実験結果のほうやや小さく得られたが, これは 500°C の焼鈍によって Ni-Cr 鋼の焼戻ぜい性の影響が現われたものと思われる.

9. 結果の考察

前に行なった S40C 材についての 2 段増加応力における coaxing に関する計算では, 残留応力が最高約 21 kg/mm² のかなり高い値を示したために残留応力の疲れ寿命に対する寄与は一定応力振幅で平均約 35 % のかなり高い率となり, coaxing においても残留応力とひずみ時効などの寄与の比は約 3:1 という大きな値を得た. 今回の実験では S25C, SNC 2 両材とも残留応力の値は最高で 8~10 kg/mm² となり低い値であるため, 一定応力振幅における寄与は S25C 材で約 10~15 %, SNC 2 材では 10 % 以下という低率となった. したがって, 生じる残留応力の値が小さいときには, 一定応力振幅における残留応力の疲れ寿命に対する寄与は問題とするほど大きなものではない. しかし中炭素鋼ないし高炭素鋼では著者らの実験からもまた Bühler などの実験結果からも言うように, かなり高い残留応力を生じるから残留応力の寄与は無視できなくなる. SNC 2 材では生じた残留応力の値は S25C 材に比べてやや大きかったにもかかわらず, 寄与の率が低く得られたのはこの材料の真破断応力 σ_r が 170.8 kg/mm² で, S25C の 78.8 kg/mm² に比べて倍以上に大きいことが計算にひびいたものである.

次に coaxing においては, 2 段増加応力の SNC 2 材の場合にはひずみ時効などの寄与に比べて残留応力の寄与は約 1/2 となったが, 3 段増加応力の S25C 材では両者はほぼ同率となり残留応力もまたかなりの寄与をしていることとなる. この結果からたとえ生じる残留応力の値は小であっても, 応力段階を数多く上げてゆくならば残留応力の寄与は漸次増加するものと言える.

残留応力の疲れ限度に対する寄与は本実験では, 約 2.5 % という低い値であったが, これも残留応力の値が小さい結果であり, 前に行なった S40C 材の計算では約 5 % の上昇率であった. 以上の結果から寄与の率のみで比較すると, 残留応力の疲れ寿命に対する寄与

は疲れ限度に対する寄与より大きいと言える.

10. 結 論

以上の実験結果から次の結論を得る.

(1) 焼鈍した炭素鋼および焼入, 焼戻した Ni-Cr 鋼で初期状態においてほとんど無応力とみなしうる板材に, 両振り曲げの繰返応力を加えると圧縮残留応力を生じる.

そうしてこの値は繰返回数 10⁵ で最高値に達し, 以下漸次減衰する. 繰返回数 10⁵ ごとに増加応力を与えると, 残留応力の値は漸次上昇する. この場合硬度も残留応力とほぼ同様な変化を現わす.

(2) 残留応力が平均応力として作用するものとして真破断応力を通る耐久限度線から等価応力振幅を仮定し, また, 材料が繰返応力を受けるときの被害が繰返回数のあるべき関数に従って進行するという仮定の下に, 残留応力の寄与による疲れ限度の上昇率および一定応力振幅における残留応力の寄与による疲れ寿命の増加率を計算し, 残留応力の寄与を除外した S-N 曲線を作った. さらにこれをもとにして coaxing における残留応力の疲れ寿命に対する寄与の率を計算した. そうして残留応力除去の目的で繰返回数 10⁵ ごとに低温焼鈍を行なった実験結果から, 計算結果のほぼ正しいことを実証した.

(3) 一定応力振幅において生じる残留応力の値が 10 kg/mm² ぐらいの小さいものならば, 残留応力の疲れ限度に対する寄与は約 2.5 % となり, 疲れ寿命に対する寄与は 10 % 程度のものでいずれもたいした影響はなく, 疲れ試験のばらつきの範囲内にはいる程度である.

(4) 2 段または 3 段増加応力による coaxing においては残留応力は漸次増加するため, 一定応力振幅の場合に比べて寄与の率は大きく現われる. しかし, 残留応力の値が低いときはひずみ時効などによる寄与に比べて小さな率となる. 本実験では 2 段増加応力のとき全増加率の約 1/3, 3 段増加応力のとき約 1/2 の値を得た.

終りに本実験に協力された立命館大学学生宇佐美亨, 川西猛の両君に厚く謝意を表する.

参 考 文 献

- 1) 平, 村上, 機械学会論文集, 26, 164, 591 (1960)
- 2) H. Bühler and H. Buchholtz, Mitt. Forschungs-Inst., 3, 8, 235 (1933)
M. Hetényi, Handbook of Exp. Stress Analysis, 526 (1957)
- 3) D. Rosenthal and G. Sines, Proc. ASTM, 51, 593 (1951) など
- 4) H.T. Corten and T.J. Dolan, Int. Conf. on Fatigue of Metals, IME, 235, (1957)
- 5) M.A. Miner, J. Appl. Mech., 12, A-159 (1945)
- 6) J.B. Kommers, Proc. ASTM, 43, 749 (1943)

J.A. Bennett, Proc. ASTM, 46, 693 (1946)
 F.E. Richart and N.M. Newmark, Proc. ASTM, 48, 767 (1948)
 T.J. Dolan, F.E. Richart, and C.E. Work, Proc. ASTM, 49, 646 (1949)
 T.J. Dolan and H.F. Brown, Proc. ASTM, 52, 733 (1952)
 G.M. Sinclair, Proc. ASTM, 52, 743 (1952)
 A.M. Freudenthal, Proc. ASTM, 53, 896 (1953)
 H.T. Corten, G.M. Sinclair and T.J. Dolan, Proc. ASTM, 54, 737 (1954)

H.E. Frankel and J.A. Bennett, Proc. ASTM, 55, 891 (1955)
 G.M. Sinclair, T.J. Dolan, Trans. ASME, 75, 867 (1953)
 S.M. Marco and W.L. Starkey, Trans. ASME, 76, 627 (1954)
 A. Drozd, E.G. Gerold and E.H. Schultz, Arch. Eisenhüttenw., 13, 353 (1952)
 7) 西原, 平, 機械学会論文集, 13, 45, 119 (1947)
 8) J.C. Levy and G.M. Sinclair, Proc. ASTM, 55, 866 (1955)

ニッケル-クロム合金における ふんい気の影響の温度および応力依存について (Temperature and Stress Dependence of the Atmosphere Effect on a Nickel-Chromium Alloy) by Paul Schahinian & M.R. Achter, Trans. ASM, Vol. 51, 244/255 (1959)

本論文はニッケル-クロム合金(19.2% Cr, 1.5% Fe, 1.4% Si, 0.47% Mn, 0.1% Al) について 1100, 1300, 1500, および 1700°F の温度および 15000~60000 psi の応力範囲について真空中および空气中でクリープ破断試験を行ない, そのふんい気の影響と温度および負荷応力との関係を実験的に明らかにしたものである。すなわち, 本合金について破断強度は高温および低ひずみ速度の場合, 空気中のものが真空中のものより高く, また温度が低く, かつひずみ速度の大

なるときは上述と反対の関係にあることを見出している。真空中で長時間の寿命をもつような負荷応力においては, 空気中の試片のクリープ速度は試験の初期では低い, したがいに大きくなることを指摘している。これらの反対の関係を説明する機構として二つの相反する過程, すなわち一つは酸化に原因する強化作用といま一つは表面エネルギーの減少による弱化作用をあげている。また, ニッケル-クロム合金とニッケルに対するふんい気の影響の相違は酸化抵抗における相違と一致することを指摘している。最後にニッケル-クロム合金のクリープに対する活性化エネルギーが約 88000 cal/mol であること, および低応力のクリープ試験結果は 4.4 あるべき数をもつ応力のべき関数法則に従うことを見出している。(大南正瑛)