多軸熱応力下の熱疲労における寿命と熱き裂の伝ば*

井 上 達 雄** 高 尾 武***
植 田 秀 夫**** 加 藤 忠 司****

The Strength and Crack Propagation in Thermal Fatigue under Multiaxial Thermal Stresses

by

Tastuo INOUE

(Faculty of Engineering, Kyoto University, Kyoto)

Takeshi TAKAO

(Hitachi Shipbuilding and Engineering Co., Ltd., Osaka)

Hideo UEDA and Tadashi KATO

(Faculty of Engineering, Kyoto University, Kyoto)

In the present monograph is described a method to predict thermal fatigue resistance of metals under multiaxial thermal stresses, and the multiaxial and uniaxial thermal fatigue tests of low carbon steel and high carbon chromium steel are reported.

Two types of specimens were employed to produce multiaxial thermal fatigue; one was a solid cylinder cooled from one end, and the other was a thick walled cylinder cooled from the inner surface. The elasto-plastic thermal stresses in each case were calculated by using the finite element method and the method of successive approximations.

It is concluded that the lifetime for crack initiation in multiaxial thermal fatigue can be predicted from the conventional thermal fatigue test results. Attention was focused on the difference in the mode of crack propagation in the two given cases.

The results were applied to making estimation of the thermal fatigue strength of the rolls used in the hot strip mills.

(Received Nov. 21, 1969)

1 緒 言

高温で使用する各種構造物は、その始動休止や運転中に急激な温度こう配を生じ、そのために多軸熱応力の繰返しをうけることが多い。このような多軸熱応力下の熱疲労によって生ずる熱き裂は、ほとんどの場合物体の表面の浅い層に限られ、それ自身で破壊に導くことはまれであると考え、筆者らは多軸熱応力下の熱疲労における熱き裂発生^{1)~3)}の寿命を単軸応力下の熱疲労ないしは高温塑性疲労から推定する方法を提唱し、実験的にこれを検討した。

しかしながら、これらの熱き裂は、熱応力に重畳して加えられる機械的応力の集中源になったり、また、熱間圧延ロールのように圧延材の表面に凹凸を残して製品の汚れとなることがある。したがって、このような場合には、き裂の発生のみでなく、その大きさや深さなどをき裂の伝ば過程を明らかにすることが必要となる。

本研究では、低炭素鋼および高炭素クロム鋼のロール材を用い、それぞれに対して、片端面から冷却される円柱および内面から冷却される厚肉中空円筒を例にとって、まず、熱き裂の発生を単軸応力下の熱疲労と関連づけた。さらに、熱き裂の伝ばを観察することによって、単軸応力下の熱疲労と多軸熱応力下の熱疲労におけるき裂伝ばの相違を明らかにした。また、これらの研究から得られた知見を実用構造物に適用する一例として、熱間圧延ロールをとりあげ、その熱き裂の発生寿命および熱き裂の伝ばについて考察を加えた。

2 実験材料、試験片および実験装置

実験に用いた材料は、0.16% C 炭素鋼および高炭素クロム鋼であって、それぞれの化学成分および種々の温度における機械的性質を Table I および II に示す。ここで、低炭素鋼は1インチの丸棒から所定の大きさに切出した後、次に述べる試験片形状に機械加工して、600°C × 1/2 hr の真空焼なましを行なった。一方、高炭素クロム鋼では、一度熱間圧延ロールとして加工したものをから試験片を製作し、その後 900°C × 1 hr の真空焼なましを施した。

* 原稿受理 昭和44年11月21日

** 正 会 員 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町

*** 正 会 員 日立造船(株) 大阪市比花区桜島南之町

**** 学生会員 京都大学大学院 京都市左京区吉田本町

Table I. Chemical compositions and mechanical properties of 0.16% C carbon steel.

(a) Chemical compositions (%)								
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
0.16	0.23	0.48	0.017	0.026	0.07	0.01	0.02	0.01

(b) Mechanical properties						
Temp. (°C)	Upper yield stress (kg/mm ²)	Lower yield stress (kg/mm ²)	0.2% proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction in area (%)
20	29.3	25.5	—	42.9	38	60
300	—	—	14.5	38.9	30	61
350	—	—	13.0	38.6	34	66
450	—	—	12.3	29.6	42	76
550	—	—	8.4	18.4	40	85

Table II. Chemical compositions and mechanical properties of high carbon chromium steel.

(a) Chemical compositions (%)							
C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo
1.52	0.47	0.87	0.013	0.014	0.08	1.09	0.53

(b) Mechanical properties						
Temp. (°C)	Upper yield stress (kg/mm ²)	Lower yield stress (kg/mm ²)	0.2% proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction in area (%)
20	47.9	47.4	—	77.6	2.8	2.8
450	—	—	45.0	71.6	4.3	7.1
550	—	—	40.1	54.6	9.2	18.6
650	—	—	23.3	34.3	19.5	38.9

(a) Uniaxial
 (b) Multiaxial-0.16% C carbon steel
 (c) Multiaxial-high carbon chromium steel

Fig. 1. Test specimens employed.

Fig. 1 は本実験に用いた試験片の寸法形状を示すものである。(a)は単軸応力下の熱疲労試験に, また, (b)および(c)は, それぞれ低炭素鋼および高炭素クロム鋼

に対する多軸熱応力下の熱疲労試験に用いた。

単軸応力下の熱疲労の実験には, Coffin 型の試験機を用い, 試験片の加熱には 400 kc の高周波誘導加熱装置を使用した。一方, Fig. 1 (b)および(c)の試験片を用いた多軸熱応力下の熱疲労試験においては, 同じ高周波誘導加熱装置で試験片の側面を加熱し, 前者では片端面から水と空気の噴霧によって, また後者では中空部分に水道水を流入して冷却を行なう操作を繰り返し与えた。

3 熱ひずみの解析

多軸熱応力下の熱疲労と単軸熱応力下の熱疲労を比較するにあたって, 物体中の熱応力ないしは熱ひずみを求める必要がある。ここでは, まず試験片の温度分布を求めた後, Fig. 1 (b)の片端面から冷却される中実円柱では有限要素法を, (c)の内面から冷却される中空円筒では逐次近似法を用いて熱ひずみの解析を行なった。

3・1 片端面から冷却される中実円柱

半径方向および軸方向に温度分布を有する場合の熱伝導方程式は次式で表わされる。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad a = \frac{k}{\rho c} \quad (1)$$

ここに T : 温度, t : 時間, k : 熱伝導率, ρ : 比重, c : 比熱, a : 温度拡散係数である。大きな熱応力が発生するとき, すなわち水と空気の噴霧によって冷却が行なわれる際の初期条件を

$$[T]_{t=0} = f(r, z) \quad (2)$$

とする。次に半径 r_0 , 長さ l の試験片の片端面は噴霧によって h_1 の相当熱伝達係数 (熱伝達係数/熱伝導率) で冷却され, また, 側面は相当熱伝達係数 h_2 で自然放冷, さらに他の端面は簡単のため熱的に遮断されているとすると境界条件は次のようになる。

$$\left[\frac{\partial T}{\partial z} + h_1 T \right]_{z=l} = 0 \quad (3)$$

$$\left[\frac{\partial T}{\partial r} + h_2 T \right]_{r=r_0} = 0 \quad (4)$$

$$\left[\frac{\partial T}{\partial z} \right]_{z=0} = 0 \quad (5)$$

これらの初期条件および境界条件を用いると(1)式の解は次で与えられる。

$$T(r, z, t) = \frac{2}{r_0^2 l} \sum_{s=1}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{k_m^2 + h_1^2 l^2}{k_m^2 + h_1 l + h_1^2 l^2} \cdot \frac{\lambda_s^2}{[\lambda_s^2 + h_2^2 r_0^2] [J_0(\lambda_s)]^2} \cdot \exp \left[-a \left(\frac{\lambda_s^2}{r_0^2} + \frac{k_m^2}{l^2} \right) t \right] J_0 \left(\frac{\lambda_s r}{r_0} \right) \cos \frac{k_m z}{l} \cdot \int_0^{r_0} \int_{-l}^l f(\rho, \xi) J_0 \left(\frac{\lambda_s \rho}{r_0} \right) \left(\cos \frac{k_m \xi}{l} \right) \rho d\xi d\rho \quad (6)$$

ここに, k_m および λ_s は次式の根である。

$$\cot k_m = \frac{k_m}{h_1 l} \quad (7)$$

$$\lambda_s J_1(\lambda_s) - r_0 h_2 J_0(\lambda_s) = 0 \quad (8)$$

(2)式の初期条件は、試験片温度を実測したところ、 z のみの関数であって、 A 、 B および C を定数とすると次の形で表わされることがわかった。

$$f(r, z) = f(z) = A + Bz^2 + Cz^3 \quad (9)$$

さらに、(3)式および(4)の相当熱伝達係数 h_1 および h_2 は既報¹²⁾にわたくし述べたような逆問題の手法によって推定した。

このようにして求められた温度分布における熱応力熱ひずみは、別報^{7,8)}でくわしく論じたように、有限要素法によって求めた。ここで、塑性領域の計算を行なうにあたっては、Prandtl-Reuss の関係

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon'_{ij} &= \sigma'_{ij} d\lambda + d\sigma'_{ij}/2G \\ d\lambda &= 3d\sigma^*/2\sigma^*H' \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

から導かれる山田らの提唱による次のマトリックスで⁹⁾応力とひずみを関連づけた。

$$[D_p] = 2G$$

$$\left[\begin{array}{ccc} \frac{1-\nu}{1-2\nu} \frac{\sigma_r'^2}{s} & \text{SYM} & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} \frac{\sigma_r' \sigma_z'}{s} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} \frac{\sigma_z'^2}{s} & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} \frac{\sigma_r' \sigma_\theta'}{s} & \frac{\nu}{1-2\nu} \frac{\sigma_z' \sigma_\theta'}{s} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} \frac{\sigma_\theta'^2}{s} \\ -\frac{\sigma_r' \tau_{rz}}{s} & -\frac{\sigma_z' \tau_{rz}}{s} & -\frac{\sigma_\theta' \tau_{rz}}{s} \quad \frac{1}{2} - \frac{\tau_{rz}^2}{s} \end{array} \right] \quad (11)$$

ただし

$$s = \frac{2}{3} \sigma^{*2} \left(1 + \frac{H'}{3G} \right) \quad (12)$$

ここに、 σ'_{ij} 、 ϵ'_{ij} は応力およびひずみの偏差成分、 σ^* は相当応力、 G および H' はせん断弾性係数および加工硬化係数である。

有限要素法によって求めた円柱のひずみ分布の一例をFig. 2に示す。熱疲労によるき裂は冷却される端面すなわちFig. 2の上端に発生するので、熱ひずみ範囲としては、その部分における相当全ひずみの最大値を用いることにする。

3・2 内面から冷却される厚肉中空円筒

Fig. 1(c)に示す円筒状試験片は、まず均一温度 T_0 に加熱した後、中空部分に水を流入させて冷却するが、この場合の熱伝導方程式、初期条件および境界条件は次のようになる。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad a = \frac{k}{\rho c} \quad (13)$$

$$[T]_{t=0} = T_0 \quad (14)$$

$$\left\{ \begin{aligned} \left[\frac{\partial T}{\partial r} - h_3 T \right]_{r=r_i} &= 0 \\ \left[\frac{\partial T}{\partial r} \right]_{r=r_0} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Fig. 2. Thermal strain distributions in a solid cylinder calculated by the finite element method.

円柱の場合と同じく、境界条件、(15)式における相当熱伝達係数 h_3 を逆問題¹⁰⁾の手法で求めた後、温度分布は差分法による近似解を用いた。

この温度分布に対するひずみ分布は、Manson ら^{11,12)}によって提唱された逐次近似法によって決定した。くわしくは既報にゆずるが、次の(16)式と(17)式を繰り返して用いることによってひずみ ϵ_θ 、 ϵ_r 、 ϵ_z を求めるものである。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_\theta &= \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{\alpha}{r^2} \int_{r_i}^r T r dr \\ &\quad + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r (\epsilon_{\theta p} + \epsilon_{r p}) r dr \\ &\quad + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \int_{r_i}^r \frac{\epsilon_{\theta p} - \epsilon_{r p}}{r} dr + \frac{C_1}{2} + \frac{C_2}{r^2} \\ \epsilon_r &= -\epsilon_\theta + \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha T + \frac{1-2\nu}{1-\nu} \epsilon_{r p} \\ &\quad + \frac{1-2\nu}{1-\nu} \int_{r_i}^{r_0} \frac{\epsilon_{\theta p} - \epsilon_{r p}}{r} dr + C_1 \\ \epsilon_z &= \frac{2}{1 - \frac{r_i^2}{r_0^2}} \left[\frac{\alpha}{r_0^2} \int_{r_i}^{r_0} T r dr \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{r_0^2} \int_{r_i}^{r_0} (\epsilon_{\theta p} + \epsilon_{r p}) r dr \right] \\ C_1 &= \frac{2}{1 - \frac{r_i^2}{r_0^2}} \left[\frac{1-3\nu}{1-\nu} \frac{\alpha}{r_0^2} \int_{r_i}^{r_0} T r dr \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{1}{r_0^2} \int_{r_i}^{r_0} (\epsilon_{\theta p} + \epsilon_{r p}) r dr \right. \\ &\quad \left. - \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \int_{r_i}^{r_0} \frac{\epsilon_{\theta p} - \epsilon_{r p}}{r} dr \right] \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

$$\begin{aligned}
 C_2 = & \frac{2}{1 - \frac{r_i^2}{r_0^2}} \left[\frac{1 + \nu}{1 - \nu} \frac{\alpha}{r_0^2} \int_{r_i}^{r_0} T r dr \right. \\
 & + \frac{1}{2(1 - \nu)} \frac{1}{r_0^2} \int_{r_i}^{r_0} (\varepsilon_{\theta p} + \varepsilon_{r p}) r dr \\
 & \left. - \frac{1}{2(1 - \nu)} \int_{r_i}^{r_0} \frac{\varepsilon_{\theta p} - \varepsilon_{r p}}{r} dr \right] \\
 \varepsilon_{\theta p} = & \frac{1}{3} \frac{\varepsilon_p^*}{\varepsilon^*} (2\varepsilon_{\theta} - \varepsilon_r - \varepsilon_z) \\
 \varepsilon_{r p} = & \frac{1}{3} \frac{\varepsilon_p^*}{\varepsilon^*} (2\varepsilon_r - \varepsilon_{\theta} - \varepsilon_z)
 \end{aligned} \quad (17)$$

る。ここに、 $\varepsilon_{\theta p}$ 、 $\varepsilon_{r p}$ は接線方向および半径方向の塑性ひずみ成分であり、 ε_p^* は相当塑性ひずみである。Fig. 3 は、逐次近似法による計算の過程を示したものであり、数回の繰返しで充分収束することがわかる。厚肉中空円筒の場合は、熱き裂は内表面に生ずるので、この部分の最大相当全ひずみを熱疲労におけるひずみ範囲とした。

Fig. 3. Process of computing thermal strain in a thick walled cylinder by the method of successive approximation.

4 実験結果および考察

4・1 熱き裂の発生寿命

試験片に与えられる熱ひずみは前節のようにして求められるが、このような熱ひずみが繰返し与えられると試験片には微細なき裂が発生する。このようなき裂は、試験中に試験片を取り出して、中実円柱の場合は実体顕微鏡で、また中空円筒では内面検査器で検出した。Fig. 4 および 5 は、それぞれ 0.16% C 炭素鋼および

Fig. 4. Thermal fatigue test results for 0.16% C carbon steel (Solid cylinder).

Fig. 5. Thermal fatigue test results for high carbon chromium steel (Thick walled cylinder).

び高炭素クロム鋼に対する結果であり、図中の白丸点は、このようなき裂がはじめて検出された繰返し数 N ととき裂が生ずる部分の相当全ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon^*$ の関係を示している。また、図中の黒丸点は単軸応力下の熱疲労における結果であり、多軸熱応力下の熱疲労の場合と同じくき裂発生繰返し数を寿命の基準としている。なお、単軸応力下の熱疲労における上下限温度の平均温度 T_m は図中に示したように、0.16% C 炭素鋼では 380°C、高炭素クロム鋼では 400°C である。

ところで、異なる種類の熱疲労試験結果を比較する場合には、熱ひずみの拘束率が等しくなければならない^{1)~5)}。ここに、熱ひずみの拘束率 η は、熱ひずみと自由膨張量の比すなわち

$$\eta = \frac{\Delta\varepsilon^*}{\alpha \Delta T} \quad (18)$$

で与えられるものである。Fig. 6 および 7 は、それぞれ

Fig. 6. Relation between thermal constraint factor and equivalent total strain range for 0.16% C carbon steel (Solid cylinder).

Fig. 7. Relation between thermal constraint factor and equivalent total strain range for high carbon chromium steel (Thick walled cylinder).

れ、0.16% C 炭素鋼および高炭素クロム鋼における多軸熱応力下の熱疲労と単軸熱応力下の熱疲労の熱ひずみの拘束率を示す。これらの図から明らかのように、両試験において、熱ひずみの拘束率は、同じひずみ範囲に対して等しい値をとることから、Fig. 4 および 5 の実験はそれぞれ共通比較基準をもつことがわかる。これらの図中、白丸点と黒丸点がかかなり良い一致をみせていることは、多軸熱応力下の熱疲労におけるき裂発生は、熱ひずみの拘束率を等しくする単軸熱応力下の熱疲労試験結果から推定できることを示している。

4・2 熱き裂の伝ば

試験片に熱ひずみが繰返し加えられると、高温における酸化・腐食にも助けられて熱き裂が発生し伝ばす

る。Fig. 8(a)および(b)は、0.16% C 炭素鋼および高炭素クロム鋼の多軸熱応力下の熱疲労における熱き裂の変化の様子を示したものである。この場合には、最大主応力に垂直の方向にき裂を生ずるが、繰返し数が増すとともに亀甲状に進展していることがわかる。一方、単軸熱応力下の熱疲労においては、接線方向に細いき裂が発生し、それが次第に大きくなるとともに数を増し、一部が巨視的なき裂へと発展し破断にいたる。

Fig. 9 は単軸熱応力下の熱疲労におけるき裂長さの変化の例である。これからわかるようにき裂は一度発生すると急速にその伝ば速度を増し破断する。これは、本実験で用いたようないわゆる Coffin 型の熱疲労試

Fig. 9. An example of crack length during thermal cycling for uniaxial thermal fatigue (0.16% C carbon steel).

(a) $n=200$ (b) $n=400$ (c) $n=1012$
←→ Radial direction
(a) 0.16% C carbon steel (Solid cylinder)

(a) $n=600$ (b) $n=900$ (c) $n=3000$
←→ Axial direction
(b) High carbon chromium steel (Thick walled cylinder)

Fig. 8. Modes of thermal crack propagation for multiaxial thermal fatigue.

験機では、熱応力は外部的拘束によって発生するために、き裂の先端が応力集中源となっているからであると考えられる。Fig. 10 は多軸熱応力下の熱疲労におけるき裂長さの変化を示す。図から明らかなように、この場合には、き裂長さは繰返し数とともにその増加速度を減じ、一定の繰返しの後にはほとんど進展しなくなる。これは、物体内部に発生する熱応力が、生じた熱き裂自身によって解放されるためである。多軸熱応力下の熱疲労においては、き裂長さのみでなく、Fig. 11 に示すように深さ、さらには幅についても同様の傾向を有している。

Fig. 12 および 13 は、それぞれ多軸熱応力下の熱疲

Fig. 10. An example of the variation of total length of cracks during thermal cycling for multiaxial thermal fatigue (Solid cylinder of 0.16% C carbon steel).

Fig. 11. An example of the variation of maximum crack depth during thermal cycling for multiaxial thermal fatigue (Thick walled cylinder of high carbon chromium steel).

Fig. 12. Relation between total crack length and equivalent total strain range (Solid cylinder of 0.16% C carbon steel).

Fig. 13. Relation between maximum crack width and equivalent total strain range (Thick walled cylinder of high carbon chromium steel).

劣におけるき裂の長さおよび幅と試験片に加えられる相当全ひずみ範囲との関係を、繰返し数をパラメータとして示したものである。これからわかるように、き裂の大きさはひずみ範囲とほぼ直線的関係にある。このことは、実用構造物の熱き裂の大きさを知るうえで、有益であると考えられる。

5 実用構造物への応用

以上得られた知見を実際へ応用するために、ここでは、高炭素クロム鋼の熱間圧延ロールを例にとることにする。ロールはストリップによって加熱され、冷却水で冷却される。したがって、1回転に1度の温度サイクルをうけることになり、この結果ロールの表面には熱疲労によるき裂を生ずる。

ストリップに接触する部分の温度を 700°C とし¹³⁾て、带状の移動熱源の問題と考えて温度分布を求め、これを基にして有限要素法によって弾塑性応力およびひずみの計算を行なった。Fig. 14 はロールがストリップと接する部分の近傍、すなわち最も応力が大きい部分における接線方向応力の分布を示したものである。また、Fig. 15 はロール表面の円周上の相当ひずみの分布を求めた結果である。図中に示すように、相当ひずみの最大値と最小値の差は0.32%であり、したがってこの大きさのひずみが1回転毎に繰返されると考えてよい。一方、ロール表面における熱ひずみの拘束率は52%であり、これはFig. 7における熱疲労試験の結果とも一致している。したがって、ロールの熱疲労寿命は、同じ材料の実験結果と対応させることができる。

Fig. 14. Distribution of tangential stress on the cross section of the roller.

Fig. 15. Distribution of equivalent total strain along the surface of the roller.

すなわち、0.32%の相当全ひずみが繰返されるロールの熱き裂発生までの繰返し数は、Fig. 5から、およそ100～200サイクルであることが予想される。また、Fig. 11および13さらに他の熱き裂伝ばに関する実験結果から、2000～3000サイクル程度までは熱き裂は伝ばするが、機械的応力などが外部から加わらない限り、それ以上はほとんど伝ばしなくなることがわかる。このような、熱き裂の発生および伝ばの推定結果は、現場の観察によって裏付けられている。

6 結 言

本研究では0.16%炭素鋼および高炭素クロム鋼を用いて、二種類の多軸熱応力下の熱疲労に関する実験を行ない、単軸応力下の熱疲労との比較検討を試み、さらに、これらの結果を熱間圧延ロールの熱疲労に適用した。得られた結論は次のとおりである。

(1) 熱き裂の発生を基準とした多軸熱応力下の熱疲労強度は、相当全ひずみ範囲を用いると、熱ひずみの拘束率を等しくする単軸応力下の熱疲労試験結果から推定することができる。

(2) 熱き裂の伝ばに関する観察結果から、単軸応力下の熱疲労の場合は、一度き裂が生ずるとき裂先端の応力集中によって、き裂は急速に伝ばし破断にいたるが、物体内部の温度こう配の繰返しによる多軸熱応力下の熱疲労の場合は、むしろ熱き裂によって応力が緩和され、き裂伝ば速度は繰返し数とともに小さくなり、熱き裂は一定の大きさに着くことがわかる。

(3) 多軸熱応力下の熱疲労におけるき裂の長さ、深さ、幅などは、繰返し数をパラメータにとると、与えられる熱ひずみの大きさと直線関係を有する。

(4) 実用構造物の例としてとりあげた熱間圧延ロールにおいて、熱き裂発生までの寿命は単軸応力下の熱疲労試験結果から、また、熱き裂の伝ばについては多軸熱応力下の熱疲労の簡単な実験結果から、その熱疲労挙動をほぼ推定することができる。

終わりにのぞみ、本研究を行なうにあたって、終始ご懇篤なご指導を賜った京都大学工学部平 修二教授ならびに研究遂行に協力されたバブコック日立（株）蛭田龍一郎氏に、心からの謝意を表する次第である。

(昭和44年5月20日 材料学会第18期通常総会、昭和44年9月22日 熱応力および熱疲労に関する国際会議にて講演)

参 考 文 献

- 1) Taira, S., M. Ohnami, and T. Inoue, Proc. 8th Jap. Cong. Test. Mat., 40 (1965).
- 2) 平 修二, 大南正瑛, 井上達雄, 庵文 隆, 材料, **14**, 145, 898 (1965).
- 3) 平 修二, 大南正瑛, 井上達雄, 庵文 隆, 材料, **16**, 161, 94 (1967).
- 4) 平 修二, 大南正瑛, 井上達雄, 金属材料, **8**, 1, 43 (1968).
- 5) 平 修二, 井上達雄, 材料, **18**, 186, 208 (1969).
- 6) 井上達雄, 材料, **18**, 194, 1026 (1969).
- 7) 植田秀夫, 井上達雄, 平 修二, 材料, **19**, 197, 241 (1970).
- 8) 井上達雄, 材料, **18**, 193, 944 (1969).
- 9) Yamada, Y., N. Yoshimura, and R. Sakurai, Int. J. Mech. Sci., **10**, 343 (1968).
- 10) Hatch, J.E., R.L. Schach, L. U. Albers, and P. G. Saper, NASA TR R-56 (1960).
- 11) Mendelson, A., and S.S. Manson, NASA TN, 4088 (1957).
- 12) Mendelson, A., and S.S. Manson, NASA TR R-28 (1960).
- 13) 佐藤次彦, 日本機械学会論文集, **23**, 132, 603 (1957).