リラクゼーションとクリープの相関性について*

平 修 二** 鈴木 房 幸***

Relationship between Relaxation and Creep

by

Shuji TAIRA and Fusayuki SUZUKI

(Faculty of Engineering, Kyoto University)

It is said that there exists an intimate relation between relaxation and creep although loading conditions of both tests are quite different. It is practically desirable to estimate relaxation properties of materials from creep data. In this paper, the relationship between relaxation and creep which is a basis for doing this estimation is described.

In relaxation, rate of plastic strain is an important factor for knowing its characteristics as well as for calculating residual stress based on the stress dependency of strain rate. Previous studies have revealed that rate of plastic strain holds a linear relation with stress in log scale. However, the results of test in the present study illustrate the relation of strain rate to stress as consisting of a break line in the same diagram. The primary region (the 1st stage of relaxation), earlier stage after loading, shows that the rate of plastic strain depends on stress and total strain, consequently on plastic strain. The secondary region (the 2nd stage of relaxation), which dominates in latter stage, shows that the rate of plastic strain depends on stress, and the effect of total strain on it is considerably small. The 1st stage seems to correspond to the transient creep and the 2nd stage to the steady creep.

The residual stress-time relation is also divided into two regions similarly to the case of strain rate-stress relation. Up to the present, the interests have been placed mainly on the latter region of the second stage and consequently the stress-time relation has been presented by a straight line on log-log coordinates.

Analysis was made to predict the residual stress and the rate of strain for 1st stage from transient creep data, based on strain hardening theory, and also to predict the residual stress in 2nd stage from the data of steady creep rate in creep test. The calculated results were not coincide satisfactorily with the experimental values. It is considered as the reason for this incoincidence that in the analysis the effects of stress history and creep recovery phenomenon which would presumably influence to relaxation process are not taken into account.

Relaxation process is taken as the creep under successively decreasing stress. Stress decrease would inevitably accompany the creep recovery. Although creep recovery that is considered to occur in relaxation has not been fully understood in the present stage of study in this field, the analysis was corrected by taking this phenomenon into account. The corrected value became nearly equal to the experimental result.

(Received Dec. 28, 1961)

1. 緒 言

金属材料の高温強度の基礎試験としては、一定荷重下の静クリープ試験が広く行なわれている。これは応力を基準とした試験であるが、これと対称的な高温強度にリラクゼーション(Relaxation 応力し(弛)緩)の問題がある。すなわち、全ひずみ一定の条件下で負荷される構造部材では応力は時間の経過とともに減少す

る。この応力し緩現象も重要な高温強度の一つであって、ガス・タービン、蒸気タービンのローター締付けボルト、フランジの締付けボルトの締付け力、焼ばめ部分の締付け圧力、あるいは高温で使用されるスプリングの力などに多くの実例が見られる。この負荷状態は高温で使用される部材に限らず、鋳造、溶接などの加工の際に生ずる内部応力を焼なましによって除去する際にも生じ、また常温においても見られるものでプレストレスト・コンクリートに用いられる PC 鋼線でも問題となる。

* 原稿受付 昭和36年12月28日、当協会第4回高温強度シンポジウムにて講演(昭36.9)

** 正員 京都大学工学部

*** 正員 京都大学大学院

リラクゼーションと一定荷重下のクリープとは荷重条件が異なるものの互に密接な関係があり、標準試験としてのクリープ・データよりリラクゼーションの残留応力を定量的に予測することは実際上問題となる。本報告では、このようなリラクゼーション問題の基礎となるクリープとリラクゼーションの相関性につき検討する。

2. リラクゼーションに関する従来の研究の概要

高温における金属材料のリラクゼーションに関する組織的な研究は米国で始められたようである。すなわち、1936年に蒸気タービンなどに使用される高温のボルト材をおもな対象として ASTM と ASME の合同委員会の下に全米各地の研究所で組織的に研究が行なわれ始め^{1,2)}、各種の材料のリラクゼーション性質が1939年の ASME および 1948 年の ASTM の刊行物に報告された^{3,4)}。その後も引続いて研究が行なわれ、1956年に再度報告された⁵⁾。これらはほとんど材料のリラクゼーション強度のみに言及するものである。

クリープとの関連性については Soderberg が1936年に初めて論じているが、これは全ひずみ理論によりクリープ試験結果をリラクゼーションに適用する方法について述べたもので、計算の容易な利点はあるが理論的には誤まれるものである。実際に、同一材料についてクリープおよびリラクゼーション試験を行なったのは E.A. Davis で、かれは1943年に銅につき実験を行ない、ひずみ硬化理論により検討を行なっている⁶⁾。その後 I. Roberts も1952年にひずみ硬化および時間硬化理論に基づいてクリープ・データからのリラクゼーションの予測について詳細に論じ、ひずみ硬化理論がかなり良好な結果を与えると結論している。これも銅に関するもので、鉄鋼材料には直ちにあてはめえない。

他方、英国においては1940年代にはいって一連の研究が行なわれ始めた⁷⁾。1949年に Johnson は Cr-Mo 鋼についてクリープおよびリラクゼーション試験を行ない、ひずみ硬化と時間硬化理論により検討している⁸⁾。1955年に Draper がリラクゼーション試験方法について⁹⁾、また Watson が試験開始時の負荷速度の残留応力に及ぼす影響につき調べ、長時間後にはこの影響はほとんど無視しようとしている¹⁰⁾。

以上は基本的な単純引張応力の場合であるが、1956年に Griffith と Marin により引張りとねじりの組合せの場合の実験と解析が行なわれた¹¹⁾。このほか、1959年には Johnson らが二、三の軽合金材料について、高温で組合せ応力状態の下で実験を行ない、ひずみ硬化理論と時間硬化理論の中間に存在する理論、すなわち、ひずみ速度が応力と時間と塑性ひずみに依存すると仮定して理論式を導き、実験値に最もよく一致する式を

求めた。

以上の解析では、応力履歴およびクリープ回復の現象が全く考慮されていないことと、同時にほとんど遷移クリープ段階のみを対象としているために、おおよそ数百時間の範囲のリラクゼーションにのみ適用するものである。したがって、これらの応力履歴ならびに定常クリープ段階などをも考慮した解析が望まれる。

3. リラクゼーション試験機

本研究に用いたリラクゼーション試験機は移動重錘式およびばね負荷方式の2種である。移動重錘式のリラクゼーション試験機は Fig. 1 に示す構造のものであり、2段レバー型でレバー比 340:1、容量は3t である。試験片の伸びは差動変圧器で検出し、あらかじめ定められた規定の伸び以上になれば電気接点が閉じて電気モーターが回転し、レバー上の重錘が移動して試験片は除荷され弾性ひずみが減少することにより、規定の全ひずみ量が一定に保持される機構のものである。

Fig. 1 Diagram of relaxation testing machine (I)
(Moving weight type)

Fig. 2 Diagram of relaxation testing machine (II)
(Spring loaded type)

る。

ばね負荷方式のリラクゼーション試験機は通常の単レバー型のクリープ試験機にわずかの改造を施したもので、その構造の概略を Fig. 2 に示す。レバーの一端の負荷用重錘の下につる巻きばねを取りつけて、重錘とばね力により荷重を加える構造のものである。試験片の伸びは2個の1/1000 mm のダイヤル・ゲージにより測定し、伸びが規定値以上になればばねのたわみを減じて、ばね力を減少させて試験片の全ひずみを一定に保持する。

試験片の加熱には電気炉を使用し、白金線の電気抵抗の温度変化による自動温度調整装置を用いて試験片の温度を一定に調整している。

4. リラクゼーション試験結果¹⁴⁾¹⁵⁾

実験に用いた材料は、低炭素鋼、2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼である。その化学成分、熱処理条件は Table 1 に示すとおりである。Fig. 3 は低炭素鋼のリラクゼーション曲線の一つで、温度450°C、全ひずみ0.25%の条件下に試験したものである。試験初期には応力減少が大きく、その後時間の経過とともにしだいに応力減少がゆるやかになる。これを両対数目盛で表わしたのが Fig. 4 であり、ほぼ直線的な関係がある。同様に2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼について温度500°Cで行なった試験結果を Fig. 5 に示す。これは低炭素鋼よりも長時間試験を行なったもので、その残留応力-時間関係は短時間と長

Fig. 3 Relaxation curve of 0.10 % carbon steel

Fig. 4 Log stress vs. log time diagram of 0.10 % carbon steel

Fig. 5 Log stress vs. log time diagram of STB 42 D

Fig. 6 Log stress vs. log time diagram³⁾⁴⁾

(Data by Westinghouse Co. and others)
 A: Cr-Mo-V steel 900°F $\epsilon_0=0.163\%$
 B: SAE tubing 930°F $\epsilon_0=0.215\%$
 C: C-Mo 4140 1050°F $\epsilon_0=0.20\%$

Table 1 Chemical composition of tested materials (%)

Testing materials	C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	
STB 42 D (2.25 Cr-1 Mo steel)	0.13	0.57	0.30	0.013	0.021	0.12	0.10	2.41	1.05	Note 1
Carbon steel	0.10	0.50	0.14	0.033	0.040					Note 2
A(Cr-Mo-V steel)	0.43			V=0.30				0.88	0.51	Note 3
B(SAE 4140)	0.37	0.63	0.14	0.015	0.02			0.98	0.26	Note 4
C(C-Mo tubing)	0.15	0.53	0.21	0.016	0.016				0.56	Note 4

Heat treatment

Note 1; 920°C·1h furnace cooled to 760°C air cooled reheat to 720°C·1h air cooled

Note 2; 900°C·1h in vacuum, furnace cooled

Note 3; reference (4)

Note 4; reference (3)

時間領域の二つにほぼ分けられ、充分長時間に至ると直線となる。このような傾向は他の材料においても見られる。Fig. 6 は Westinghouse Co. その他で行なわれた試験結果を示すものである。その試験に用いられた材料の化学成分は Table 1 に示す。Fig. 6 も、おおそ 200 時間以内の短時間と長時間範囲では互に傾斜の異なる 2 本の直線で表わされるようである。

Robinson によれば、残留応力-時間関係は両対数目盛上において直線で表わされるのが普通であり、Fig. 5, 6 に示されるような傾斜の変化は材料の弱化 (Weakening) によると説明されているが、これは必ずしも正当なものではない。この傾向は、試験片に生ずる材料の弱化によっても生ずるが、一般には次節にも述べるようにリラクゼーションの本質的な特性によるものと思われる。事実、実験に用いられた $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼のクリープ曲線のごく普通の形のもので、特に弱化が生じたとも思われな。また、この材料は組織的にも安定であり、クリープ過程の顕微鏡写真にも変化が認められなかった。

5. リラクゼーションにおける塑性ひずみ速度

クリープは時間依存性で、履歴によりクリープひずみは異なり、変動応力下のクリープ問題では、一般にひずみ速度に基づいて解析が行なわれている。したがって、リラクゼーション過程でも、ひずみ速度は重要な因子であるといえる。リラクゼーションにおいて弾性ひずみを $\varepsilon_e = \sigma/E$ 、塑性ひずみを ε_p 、全ひずみを ε_0 、弾性係数を E とすると次式が得られる。

$$\varepsilon_e + \varepsilon_p = \varepsilon_0 = \text{const.} \quad (1)$$

$$\dot{\varepsilon}_p = -\frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} \quad (2)$$

全ひずみを規定して試験を行えば、任意の時刻での残留応力が一意的に定まり、その時刻における応力低下率 $d\sigma/dt$ が求められる。よって、(2) 式よりそれぞれの全ひずみの下での残留応力と塑性ひずみ速度の関係が得られる。Fig. 7 は、このようにして低炭素鋼について求めた結果を示す。両対数目盛上で塑性ひずみ速度は応力に対して、全ひずみ量により決まるほぼ平

Fig. 7 Log stress vs. log strain rate diagram of 0.10% carbon steel

行な直線群で表わされる。同様に Fig. 5 に示す $2\frac{1}{4}$ Cr-1 Mo 鋼の実験結果から、塑性ひずみ速度を求めて応力に対して図示したのが Fig. 8 である。図は二つの直線部分に分かれている。試験初期の応力の大きい範囲を第 1 期、長時間後の応力の低下した部分を第 2 期と名づける。第 1 期では、ひずみ速度は全ひずみの値により異なるが、その応力依存性はほぼ等しい。塑性ひずみは (1) 式から $(\varepsilon_0 - \sigma/E)$ で表わされるので、第 1 期リラクゼーションでのひずみ速度は応力とともに塑性ひずみにも依存することになる。一方、第 2 期においてはひずみ速度に及ぼす全ひずみの影響は小さく、ひずみ速度はほぼ応力にのみ依存している。したがって、リラクゼーションの第 1 期は遷移クリープに対応し、第 2 期は定常クリープに対応するものと思われる。

このように、ひずみ速度が 2 期に分けられることに対応して、前述のように応力-時間関係も 2 期に分けられる。上述のひずみ速度に関する特性は、組織的に安定な他の材料についても一般になりたつ。Fig. 6 に示した実験結果から求めたひずみ速度-応力曲線が Fig. 9 であって、明らかに二つの過程に分かれている。これらは短時間ならびに長時間範囲をも含めて整理した場合であって、短時間試験のみを対象とすれば、遷移クリープ段階に対応する塑性ひずみだけが生じて、

Fig. 8 Stress-strain rate relation in relaxation (STB 42 D)

Fig. 9 Stress-strain rate relation in relaxation (Data by Westinghouse Co. and others)³⁾⁴⁾

第1期リラクゼーションのみが見られる。低炭素鋼について得られた Fig. 7 はこの一例を示すものである。他方、長時間試験を対象とすれば第2期のみとなる。ASTMの報告にある実験結果の大部分は、100時間以上の時間範囲について整理したものであって、第2期のみが現われている。

上述のようにひずみ速度にリラクゼーションの特性が存在することが認められるので、この点について以下に一定応力下のクリープとリラクゼーションの相関性を詳細に論議する。

第1期リラクゼーションのひずみ速度とクリープ速度を比較した一例を Fig. 10 に示すが、両者は全く相違している。これは応力履歴が異なるためである。変動応力下のクリープ問題の解析については、物理的意義ならびに解析結果の点からひずみ硬化理論 (Strain hardening theory) が妥当であることが一般に認められている。この理論を第1期リラクゼーション過程に適用すれば、そのひずみ速度は次のように計算される。すなわち、クリープの全塑性ひずみ(全ひずみ-弾性ひずみ)を

$$\varepsilon_c = \beta \sigma^m t^n \quad (3)$$

で表わすと、

$$\dot{\varepsilon}_c = n \beta \left(\frac{\sigma_0 - \sigma}{E} \right)^{1-\frac{1}{n}} \frac{m}{\sigma^n} \quad (4)$$

ただし、 $\sigma_0 = E \varepsilon_0$

2¹/₄ Cr-1 Mo 鋼につき行なった計算結果の一例が Fig. 10 に示されており、実験値と傾向的に等しいが、同一応力に対し実験値より大きいひずみ速度を与えている。

第2期は定常クリープに完全に対応すれば、ひずみ

速度の応力依存性は定常クリープのそれにほとんど等しくなるはずである。2¹/₄ Cr-1 Mo 鋼の定常クリープ速度と第2期リラクゼーションのひずみ速度の比較もまた、Fig. 10 に示されている。両者はほぼ等しい値を示しているが、定常クリープ速度のほうが同一応力に対して幾分大きい。Table 2 は、第2期におけるひずみ速度の応力依存性、すなわち、クリープおよびリラクゼーションにおける両対数目盛上のひずみ速度-応力直線の傾斜を示す。両者における傾斜はほぼ同等の大きさであるが、一、二の例外を除き定常クリープ速度の応力依存性のほうが大きい。

上述のひずみ速度の応力依存性におけるクリープとリラクゼーションの相違は残留応力-時間曲線においても明らかに見られる。すなわち、(2)と(4)式より残留応力はクリープ・データから次のように計算される。

$$t = - \frac{1}{n(E\beta)^{\frac{1}{n}}} \int_{\sigma_0}^{\sigma} \frac{(\sigma_0 - \sigma)^{\frac{1}{n}-1}}{\sigma^{\frac{m}{n}}} d\sigma \quad (5)$$

2¹/₄ Cr-1 Mo 鋼について、全ひずみ $\varepsilon_0 = 0.12\%$ の場合につき行なった計算結果を Fig. 11 に示すが、計算値は実験値より低めの値を与えている。このことは Fig. 10 より当然予測されるところである。

Table 2 Stress dependency of strain rate

Testing materials		STB 42 D	K 20 0°35C	C-Mo tubing	4-6 Cr-Mo tubing
Testing temp.		500°C	850°F	1 050°F	1 200°F
Strain rate	Steady- state creep	4·6	3	5·6	2·5
	Relaxa- tion	5·1	4·7	4·55 3·5	2·25

(Slope of strain rate-stress curve in log scale)

Fig. 10 Stress-strain rate relation in creep and relaxation (STB 42 D)

Creep rate: —
 { A: in steady-state
 B: at 1000 min
 C: at 500 min
 D: at 100 min

Relaxation rate
 Experimental: —
 Calculated:
 - - - Based on strain hardening theory
 - - - - Corrected with considering creep recovery

Fig. 11 Comparison of experimental and calculated stress vs. log time relation (STB 42 D)

Experimental: —
 Calculated:
 - - - Strain hardening theory
 - - - - Corrected with considering creep recovery
 - - - - Time hardening theory

6. リラクゼーションにおけるひずみ回復

上述のようにクリープとリラクゼーションとは単純には対応しない。その原因としては、第1にリラクゼーション過程中的応力低下に伴って生ずるひずみ回復現象があげられる。クリープあるいはリラクゼーション過程中、任意の時刻において応力を完全に除去すれば、ひずみの回復 (Creep recovery) が生ずる。Fig. 12 は $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼のひずみ回復を示すものである。この結果および Johnson¹⁶⁾ による 0.17% 炭素鋼に関する同様の実験結果から、 σ なる応力を完全に除去したときに生ずるひずみ回復は除荷時に起こる弾性収縮および除荷時間の対数に比例して次式で示される。

$$\varepsilon_r = n\sigma \log(1 + t/t_0) \quad (6)$$

ここで、 ε_r は回復ひずみ、 n 、 t_0 は定数である。たとえば、Fig. 12 からこれらの定数を求めると

$$n = 6.4 \times 10^{-6} \% / \text{kg/mm}^2, t_0 = 20.8 \text{ min} \quad \text{となる。}$$

以上は応力を完全除去した際のひずみ回復であるが、応力が連続的に低下するリラクゼーション過程中でもこの現象は生ずる。すなわち、応力を段階的に低下させてほぼ全ひずみ一定の条件を満たす近似的なリラクゼーション試験法であるステップ・ダウン試験¹⁵⁾において、得られた全ひずみと時間の関係を Fig. 13 に示す

Fig. 12 Creep recovery vs. log time diagram

- $\varepsilon_0 = 0.15\%$, $10 \text{ kg/mm}^2 \rightarrow 2 \text{ kg/mm}^2$ after 1080 h step down test
- $\varepsilon_0 = 0.20\%$, $10 \text{ kg/mm}^2 \rightarrow 2 \text{ kg/mm}^2$ after 1080 h step down test
- $\sigma = 8 \text{ kg/mm}^2$, $8 \text{ kg/mm}^2 \rightarrow 0 \text{ kg/mm}^2$ after 1130 h creep test

Fig. 13 Strain vs. log time diagram in the step down test

が、応力をわずかに低下させた直後にひずみの回復が明らかにみられる。しかし、リラクゼーションの漸減応力過程に生ずるひずみ回復量は(6)式とは異なるもので、現在まだ明確にされていない。Lubahn¹⁷⁾によれば、ひずみ回復は非弾性挙動 (Anelastic behavior) であって、重畳の原理 (Superposition principle) がほぼ適用しうることが報告されている。したがって、この重畳の原理によればリラクゼーション過程中的時刻 t_1 で生じているひずみ回復量は次のようになる。

$$\varepsilon_r = \int_{\sigma_0}^{\sigma_1} n \log\left(1 + \frac{t_1 - t}{t_0}\right) d\sigma \quad (7)$$

ここで σ_1 は時刻 t_1 での残留応力である。Fig. 12 から直ちに求められる単位応力低下の場合の回復ひずみ曲線およびリラクゼーションの残留応力-時間曲線を用いることにより、(7)式は容易に図式積分される。 $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋼で全ひずみ $\varepsilon_0 = 0.12\%$ の場合に生ずるひずみ回復量を計算したものが Fig. 14 である。ひずみ回復を考慮すれば、クリープ・データから予測されるリラクゼーションのひずみ速度は回復ひずみ速度だけさらに低下することになる。Fig. 14 より回復ひずみ速度を求め、上述のように補正したものを Fig. 10 に示してある。補正值はリラクゼーションのひずみ速度によく接近している。なお、(7)式の係数 n は定常クリープからの除荷では一定であるが、遷移クリープにおいてはクリープ時間に多少依存している。したがって、精密にひずみ回復の影響を求めるにはこの点をも考慮する必要がある。

上記のようにリラクゼーション過程中的のひずみ回復量が求められると、ひずみ硬化理論による(4)式を積分して得られる塑性ひずみ量はひずみ回復量だけ補正されねばならない。この補正された塑性ひずみ量よりひずみ回復を考慮した残留応力-時間曲線が計算される。かなり実験値に近い値が得られるが、まだ幾分低めの値である。

7. 応力履歴の影響

前節に述べたように、ひずみ回復を考慮してひずみ

Fig. 14 Calculated creep recovery in the relaxation at $\varepsilon_0 = 0.12\%$ vs. log time diagram (STB 42 D)

硬化理論による計算値を補正しても、リラクゼーションの実験値に充分によく一致しない。これは、ひずみ硬化理論が材料の硬化のみに注目しているためである。高温におけるクリープ変形は応力履歴の影響を受ける。履歴の影響を生ぜしめる原因は前述のひずみ回復以外に時間的に進行する材料の回復が考えられる。¹⁸⁾¹⁹⁾既に筆者の一人は、すべり性質に対する加工硬化と回復の影響を考慮した変形理論を導いている。¹⁹⁾すなわち、熱揺動の助けなしに変形しうる応力を $\bar{\sigma}$ と表わすと、ひずみ速度は $\dot{\epsilon}_0 = f(\bar{\sigma}, \sigma, T)$ で表わされる。この考え方に基けばクリープ・データからリラクゼーションの応力はさらに精密に解析されるものと考えられる。この応力履歴のリラクゼーションに及ぼす影響については現在解明中であり、近いうちにその詳細を報告する予定である。

8. 結 論

組織的に安定な材料についてリラクゼーション試験を行ない、あわせて文献に発表されている実験結果をも参照してリラクゼーションと一定応力下のクリープとの相関性につき考察を行なった結果につき報告した。

その結果によると、リラクゼーションにおけるひずみ速度の応力依存性は2期に分けられ、それぞれ遷移クリープと定常クリープに対応する。これは析出などの組織変化の著しくない材料において、一般に成立す

るものと思われる。クリープ試験結果からリラクゼーションのひずみ速度あるいは残留応力を推定する場合、ひずみ硬化理論に基づくだけでは厳密には行なえない。リラクゼーションの応力履歴、すなわち材料の回復ならびに応力低下に伴うひずみ回復の影響を考慮すれば、かなり良好な結果が得られる。

参 考 文 献

- 1) E.L. Robinson, Trans. ASME, vol. 59, p. 451 (1937)
- 2) N.L. Mochel, *ibid.*, p. 453 (1937)
- 3) E.L. Robinson, Trans. ASME, vol. 61, p. 543 (1939)
- 4) E.L. Robinson, Proc. ASTM, vol. 48, p. 214 (1948)
- 5) ASTM STP No. 187 (1956). Relaxation properties of steels and super strength alloys at elevated temperatures
- 6) C.R. Soderberg, Trans. ASME, vol. 53, p. 733 (1936)
- 7) E.A. Davis, J. Appl. Mech., vol. 65, p. A-101 (1943)
- 8) I. Roberts, Proc. ASTM, vol. 51, p. 811 (1951)
- 9) A.E. Johnson, Engineering, 168: 237 (1949)
- 10) J.H.M. Draper, *ibid.*, 179: 564 (1955)
- 11) S.J. Watson, *ibid.*, 179: 565 (1955)
- 12) J.F. Griffith and J. Marin, J. Mech. and Physics, vol. 4 (1956)
- 13) A.E. Johnson, J. Henderson and V.D. Mathur, Aircraft Engineering (Mar., Apr. 1959)
- 14) 平, 鈴木, Proc. 4th Jap. Cong. Test. Mat., p. 56 (1961)
- 15) 平, 鈴木, 山口, 機械学会論文集, 28, No. 188 (1962) に掲載予定
- 16) A.E. Johnson, Proc. IME, vol. 145, p. 210 (1941)
- 17) J.D. Lubahn, Trans. ASM, vol. 45, p. 787 (1953)
- 18) Cottrell, Dislocation and plastic flow in crystal (1953)
- 19) 西原, 平, 田中, 大略, 機械学会論文集, 24, No. 452 (1958)

(164 頁より)

円筒のねじりクリープ (Creep of Cylinder in Torsion) R.V. Hesketh, Brit. J. Appl. Phys., Vol. 12, No. 7, p. 349/350 (1961)

等方材料のクリープ試験に際して、温度を一定に保ちたい場合に、角変位を測定する方法は熱膨張の影響を除外しうる利点がある。通常、ねじりクリープ試験が行なわれるが、薄肉円筒にしえない場合には中実円筒のねじりクリープと単一応力下のクリープとの相関性が問題となる。本論文ではこの点につき解析を行ない、クリープ速度の応力依存性の異なる場合にも、観測される変形は単一応力下の変形に非常によく接近することを示した。

すなわち、中実円筒のねじりクリープでねじり力を一定として全角変位に注目する。せん断ひずみと応力の間には McVetty により提案されたクリープ式を仮定することにより、全角変位速度 $\dot{\gamma}$ はある特定半径

R_i でのその塑性成分 $(\dot{\epsilon}_c)_{R_i}$ とクリープ指数で表わされる。単一応力下のクリープでは、全角変位速度はその塑性成分のみとなる条件を考慮することにより、 $\dot{\gamma}$ と $(\dot{\epsilon}_c)_{R_i}$ の関係が求められる。両者はほぼ等しく、したがって変形は半径 R_i におけるのと同一の単一応力下の変形にほぼ等しくなる。一例として、Manjoine と Mudge により実験された Zi につき計算が行なわれている。試験開始時において $\dot{\gamma} = 0.92 (\dot{\epsilon}_c)_{R_i}$ であり、210 時間の後に $\dot{\gamma} = 0.99 (\dot{\epsilon}_c)_{R_i}$ となり、その差は 10% 以内である。同じ材料の薄肉円筒で厚さが $0.14 R_i$ より小となれば、 $\dot{\gamma}$ は 1% 以内の誤差で $(\dot{\epsilon}_c)_{R_i}$ に一致する。この場合 R_i は平均半径の 101% になる。以上の解析は他の型式のクリープ式を用いてもなりたつ。

(鈴木房幸)

(183 頁へ)