1Cr-1/2Mo-1/4V 鋼の応力緩和特性*

篠 田 哲 守** 佐々木良一**

On the Properties of 1Cr-1/2 Mo-1/4V Steel Respecting Its Stress Relaxation

by

Tetsumori SHINODA and Ryoichi SASAKI

(Hitachi Research Laboratory, Hitachi)

Although it is important from the practical standpoint to study the effect of the initial stress of practical heat resisting steel on its stress relaxation properties, and to find thereby the phenomenological correlation between its initial stress and residual stress, it is regrettable that no systematic investigation on this problem has so far been made beyond Oding's works. Report is made in this paper of the examination made of the effect of the initial stress of 1Cr-1/2 Mo-1/4 V steel on its residual stress based on Oding's rule by varying the initial stress within the temperature range of 450~550°C. The temperature dependence of stress relaxation rate was also discussed here.

The results obtained are as follows;

(1) The initial stress in the lower temperature range gives effect of different order on the residual stress from the effect that will be given by the initial stress in the higher temperature range. The relaxation behavior of the residual stress may even be greater when the initial stress was in the lower temperature range than what might have been expected from the property of the initial stress which was in the higher temperature range.

(2) Accordingly the so-called Oding's correlation between σ_0 and $d\sigma$ ($=\sigma_0-\sigma_f$) fails in this kind of low alloy steels, but is possible of success in the kinds of high chromium ferritic and austenitic steels.

(3) The temperature dependence of stress relaxation rate $\dot{\epsilon}_{rp}$ for the data with same initial strain 0.15% within the temperature range of 450~550°C is represented experimentally as follows.

$$\dot{\epsilon}_{rp} = -1/E \cdot d\sigma/dt = \begin{cases} 1.41 \times 10^{-13} \sigma^{21.0} \exp[-9.40 \times 10^4/RT] & \dots\dots\dots 18 \leq \sigma \leq 22 \\ 2.51 \times 10^{-27} \sigma^{31.8} \exp[-(9.25\sigma - 13.9) \times 10^3/RT] & \dots\dots\dots 10 \leq \sigma \leq 18 \end{cases}$$

where, σ ; stress (kg/mm²), R ; gas constant (cal/mole/deg), and T ; test temperature (°K).

(Received May 17, 1969)

1 緒 言

実用耐熱鋼の応力緩和特性を、温度あるいは初応力のある範囲内で適用できる master curve で表わし、その範囲内では任意の条件の応力緩和特性を推定できるようにしておくことは実用上便利である。

著者らはさきにこのように便に適する master curve の一試案を提出した^{1)~3)}。しかし、初応力をかえた場合はさらに検討を行なう必要のあることを指摘しておいた¹⁾。

比較的低い温度で用いる低合金鋼では初期締付力、すなわち初応力の影響はかなり長時間まで存在することが予想され、初応力の影響についてより詳しく調べる必要があると思われる。

よって著者らは、今まで行なってきた一連の実用耐

熱鋼の応力緩和試験^{1)~4)}の続きとして、1Cr-1/2Mo-1/4V 鋼につき緩和試験を実施し、特に初応力の影響について検討を行なった。

初応力の影響については比較的早くから多くの研究者により研究されているが、なかでも最も系統的研究^{5)~9)}は、Oding⁹⁾らによって行なわれている。かれらは初応力の異なるデータを一つの master curve に整理することを試みている。

本報においては、この Oding の方法につき検討を行ない、あわせて緩和特性の温度依存性についても考察を行なった。以下結果を報告する。

2 試験材料および試験片

試験片は 930°C から油焼入れし、700°C で焼もどされた 1Cr-1/2Mo-1/4V 鋼の 70φ×500l の素材より長手方向にそって採取した。既報と同様試験片形状寸法は直径 10 mm、ゲージ長さ 100 mm で、試験機は

* 原稿受理 昭和44年5月17日

** 正 会 員 (株)日立製作所日立研究所 日立市幸町

Table I. Chemical composition and heat treatment of test specimen.

Chemical composition (%)								Heat treatment
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	
0.47	0.34	0.61	0.015	0.009	0.90	0.48	0.27	930°C Oil quench 700°C Air cool

4t の自動式応力緩和試験機を用いた。Table I に供試材の化学組成を示す。

3 試験法

450～550°Cの温度範囲で初応力を変え、最長 1000 時間程度の応力緩和試験を実施した。Table II に試験実施状況を示す。以下の解析にあたって必要な弾性率には実測値（初負荷時の応力-ひずみ線図より求めた値）の平均値を用いた。実測初ひずみは若干のばらつきを示しているため、表注記の方法により補正した値を初ひずみとして採用した。Table II にある弾性限は初負荷時の応力-ひずみ曲線において直線性からはずれる点として求めたものである。

4 試験結果ならびに検討

4・1 初応力の影響

4・1・1 実験結果 Fig. 1 に各試験温度における残留応力-時間の関係を示す。初応力または初ひずみの影響はよく知られているように一般的にいて長時間側で消失する。本実験結果でもある初応力範囲では同様な傾向が示されている。しかし、初応力がある値

Fig. 1. Relaxation curves for 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel at various temperatures with different initial strains.

Table II. Testing condition for stress relaxation.

Test piece No.	Test temp. (°C)	Testing machine	Initial stress (kg/mm²)	Initial strain (%)		Elastic limit** (kg/mm²)	Young's modulus $\times 10^4$ (kg/mm²)	
				Obs.	Corr.*		Eobs.	Eav.
1-1	450	R-1	26.7	0.154	0.159	22	1.76	1.725
1-2	450	R-1	19.1	0.114	0.111	—	1.68	
1-3	450	R-1	32.5	0.188	0.192	23.6	1.77	
1-4	450	R-2	25.5	0.150	0.151	21	1.75	
2-1	475	R-1	32.5	0.184	0.197	30	1.80	1.685
2-2	475	R-2	25.5	0.154	0.154	18	1.65	
2-3	475	R-1	20.0	0.120	0.119	20	1.62	
3-1	500	R-3	24.8	0.154	0.152	24.8	1.62	1.645
3-2	500	R-2	24.8	0.142	0.154	21	1.78	
3-3	500	R-3	20.0	0.120	0.122	20	1.48	
3-4	500	R-3	15.9	0.104	0.097	—	1.55	
3-5	500	R-3	10.0	—	0.061	—	1.75	
3-6	500	R-3	25.5	0.177	0.157	21	1.48	
4-1	525	R-2	24.4	0.157	0.160	16	1.62	1.605
5-1	550	R-2	21.2	0.154	0.154	12	1.58	1.565
5-2	550	R-1	13.25	0.087	0.085	13.5	1.56	
5-3	550	R-2	10.0	0.072	0.064	10	1.38	

* : Corrected initial strain is obtained from following ϵ_q Corr. initial strain = $\epsilon_{e0} + \epsilon_{p0}$

Where ϵ_{e0} is elastic initial strain with the value of $\sigma_0/\text{Eav.}$, and ϵ_{p0} is plastic strain whose value is given by $(\text{Eobs}/\text{Eav}) \times (\text{Observed plastic initial strain})$.

** : This elastic limit is obtained from initial loading curve, i.e., $\sigma_0-\epsilon_0$ diagram for each relaxation test.

以下では、それ以上の初応力をもつグループの収れんする傾向から逸脱するようである。このことをよりわかりやすく示すために、Oding らの方法に基づき、応力低下量 $\Delta\sigma (= \sigma_0 - \sigma_t$, ここでは σ_t 時間 t における残留応力) と初応力 σ_0 の関係で再整理すると Fig. 2 および 3 のようになる。図に見るように $\Delta\sigma$ と σ_0 の関係は二つの互いに収れんする直線グループによって表わされる。

この二つの直線グループの境に相当する初応力は高温になるに従い小さくなる。もっとも Fig. 2 の 475°C の場合には直線の折れ曲がり実験範囲内で現われていないが、これも 20 kg/mm^2 以下の初応力は現われると思われる。図中には Table II に示した弾性限を、ばらつきを考慮した矢印で示したが、高温側ではこの

Fig. 2. Relationship between initial stress σ_0 and fall in stress $\Delta\sigma$ (i.e. $\Delta\sigma$ - σ_0) diagram for 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel at 450°C. Arrows indicate elastic limit range shown at Table II.

Fig. 3. $\Delta\sigma$ - σ_0 diagram for 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel at 550°C.

矢印以下の初応力で折れ曲がりが見られるようである。

Fig. 3 の 550°C では、低初応力側の直線グループが一点に収れんする傾向が明白になっておらず、長時間側で $\Delta\sigma$ が大きく、緩和が相対的に促進した結果になっている。このことは Fig. 1 の 550°C の結果を見てもわかる。このような傾向は材料の組織変化などによる緩和の促進からくるとは考えにくく、試験機の機能上に起因するものとも考えられる。しかし、通常この種の試験機で用いる性能試験をこの荷重レベルで行なっても特に異常は認められず、なぜこのような結果が生じたか、原因は明らかでない。

以上の結果から、この鋼においては初応力が比較的小さい場合でも $\Delta\sigma$ が大きく、緩和がかなり進行するといえる。

4・1・2 結果の検討 Oding⁹⁾によれば、 $\Delta\sigma$ と σ_0 の間には経験的につぎの関係

$$\Delta\sigma = m_t(\sigma_0 - \sigma_r) \quad (1)$$

Fig. 4. $\Delta\sigma$ - σ_0 diagram for various low alloy steels (Original data from refs., whose number shown in brackets).

*1 (1) 曲げ荷重発生の有無, (2) 除負荷時の伸び-荷重曲線, および (3) 所定の固定荷重を加えた場合, それを補償する移動荷重の量などを測定する。

が成立するという。ここで m_t は時間で決まる定数であり、 σ_r は材料定数として与えられる。 σ_r はその値以下の初応力で緩和は起こらないものとして規定され、かれらはこれを緩和限界と呼んでいる。 σ_r は温度が高くなるにつれて小さくなるという。もし(1)式が成立する場合には、 $\Delta\sigma$ と σ_0 の関係は m_t をこう配とし、 $\Delta\sigma=0$ のレベルで σ_r に収れんする直線群として与えられる。

しかし、Fig. 2, 3 に見られるように、本実験では $\Delta\sigma$ と σ_0 の関係は簡単ではなく、(1)式で単純に表わされない。

試みに本鋼と同じ数種の低合金鋼の緩和データについて $\Delta\sigma$ と σ_0 の関係を求めると Fig. 4 のようになる。この場合 Fig. 2, 3 と似た傾向を示している。これに対し著者がさきに求めた 12Cr 系鋼や、オーステナイト系鋼の緩和データについて $\Delta\sigma$ と σ_0 の関係を求めると Fig. 5, 6 のようになる。この場合は初応力の低下に伴ってほぼ比例して $\Delta\sigma$ が小さくなっており、ほぼ(1)式が成立すると見てよい。このようにほぼ(1)式が成立する場合は、初応力のことなる緩和データを、(1)式よりつぎのように導入したパラメータ

$$S_t = 1 - m_t = (\sigma_t - \sigma_r) / (\sigma_0 - \sigma_r) \quad (2)$$

S_t と時間の関係により、統一的に表示することができ

る。なぜならば m_t が時間の関数であることより、ある任意の時間 t に対し S_t がいかなる初応力の場合でも一意的に定まるからである。

Oding らはやはり(1)式をほぼ満足する実験例をオーステナイト鋼について得ている。したがって 12Cr 系鋼や、オーステナイト系鋼については Oding らのいう傾向が成立するが低合金系鋼では比較的小さな初応力の場合でも $\Delta\sigma$ が大きく、したがって緩和しやすく、緩和限界 σ_r といったものが存在しないことになろう。

(1)式は実験式である。しかしながら長時間側における $\Delta\sigma$ と σ_0 が比例するようになることは、つぎのような関係から説明されよう。すなわち長時間側の緩和における塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{rp}$ はほぼ次式

$$\dot{\epsilon}_{rp} = -1/E \, d\sigma/dt = A\sigma^n \quad (3)$$

で表わされる。ここで E はヤング率、 n は初応力などに依存しない定数である。充分長時間側での初応力と $\Delta\sigma$ との間の関係は(3)式を積分した式

$$\int_{t_0}^t dt = \{1/EA(n-1)\} \{1/\sigma^{n-1} - 1/\sigma_0^{n-1}\} \quad (4)$$

より数値計算により求められる。今 12Cr 系鋼につきこの関係を求めると Fig. 7 のようになり、長時間で $\Delta\sigma$ と σ_0 がほぼ比例していることがわかる。しかし、以上の考察からは(1)式における収れん性は説明できない。

Fig. 5. $\Delta\sigma$ - σ_0 diagram for 12Cr-1Mo-1W-1/4V steel (Original data from ref. 10).

Fig. 7. Relationship between $\Delta\sigma$ and σ_0 , calculated by using equation $\dot{\epsilon}_{rp} = 4.57 \times 10^{-10} \sigma_0^{2.9}$ for 12Cr-1Mo-1W-1/4V steel at 550°C.

Fig. 6. $\Delta\sigma$ - σ_0 diagram for 19Cr-9Ni-W-Mo-Nb steel at 650°C.

4・2 応力緩和特性の温度依存性

温度依存性を基礎的に調べ、実験式等を求めておくことは、やはりデータの実用的表示法を検討する際に必要と思われる。ここでは以上の立場で温度依存性について検討する。

4・2・1 実験結果 (3)式の第2項で定義された応力緩和過程での塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{rp}$ (弾性率で規格化された緩和速度ともいえる) と温度の関係を求めるため、初ひずみ約0.15%で、温度の異なる緩和データにつき、 $\dot{\epsilon}_{rp}$ と応力との関係をもとめ、それより各応力レベルをパラメータとした $\dot{\epsilon}_{rp}$ と $1/T$ (T は °K 単

Fig. 8. Temperature dependence of $\dot{\epsilon}_{rp}$ for 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel. The value of each straight line shows stress level (kg/mm²) in corresponding $\dot{\epsilon}_{rp}$ - σ diagram.

位) との関係求めた. Fig. 8 に $\dot{\epsilon}_{rp}$ を対数目盛上にとった $\dot{\epsilon}_{rp}$ - $1/T$ 線図を示す. 図より各応力レベルでの $\log \dot{\epsilon}_{rp}$ と $1/T$ の関係は, ほぼ直線で近似されることがわかる. この直線関係から $\dot{\epsilon}_{rp}$ の温度依存性はいわゆる熱活性過程特有の関係

$$\dot{\epsilon}_{rp} = A \exp(-Q_r/RT) \quad (5)$$

で示されることが知れる. ここで便宜上直線のこう配を Q_r/R (R は気体定数で, Q_r は Cal/mole の単位とする) で示した. Q_r と応力との関係を求めると Fig. 9 のようになる.

(5)式 A の応力依存性を調べるため, 応力と A の関係を両対数目盛にとると Fig. 10 のようになる. 応力 18 kg/mm² を境に A は応力と二つのべき剰の関係で結ばれている. またこれに対応して Q_r は応力と二つの直線の関係で結ばれる. 以上の関係を式で示すとつぎのようになる.

Fig. 9. Stress dependence of apparent activation energy for relaxation "Q_r" for 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel.

Fig. 10. Stress dependence of A in Eq. (5).

$$\dot{\epsilon}_{rp} = \begin{cases} 1.41 \times 10^{-13} \sigma^{21.0} \exp[-9.40 \times 10^4/RT] & \dots\dots 18 \leq \sigma \leq 22 \\ 2.51 \times 10^{-27} \sigma^{31.8} \exp[-Q_r/RT] & \dots\dots 10 \leq \sigma \leq 18 \end{cases} \quad (6)$$

ただし $Q_r = (9.25\sigma - 13.9) \times 10^3$: Cal/mole,
 $\dot{\epsilon}_{rp}$: 1/hr, σ : kg/mm², R : 気体定数
 (Cal/mole/deg)

4・2・2 考察 (5)式の Q_r の応力依存性を他の鋼種のそれと比較するため, NEL の Smith らが求めた 1Cr- $\frac{3}{4}$ Mo- $\frac{1}{2}$ V 鋼の緩和データ¹⁰⁾ 文献の Fig. 1, 初応力 0.15%, 525~640°C) について Q_r と応力の関係を求めると Fig. 11 のようになる. 図より Q_r の応力依存性が本鋼のそれと類似していることがわかる. また著者らがさきに求めた 12Cr 系鋼の場合も Q_r の応力依存性は本鋼のそれと類似している. これに対しやはり著者らが求めた TAF 鋼では逆の関係が見られ, 応力の低いところでは Q_r はほぼ一定で, ある応力値以上では応力に逆比例して小さくなる.

Q_r の応力依存性は $\dot{\epsilon}_{rp}$ の応力依存性とおおいに関係していると思われるので, Q_r を求めた際に用いた $\log \dot{\epsilon}_{rp}$ - $\log \sigma$ 図線上にこう配 n

$$n = (\partial \log \dot{\epsilon}_{rp} / \partial \log \sigma) \quad (7)$$

Fig. 11. Stress dependence of "Q_r" for 1Cr- $\frac{3}{4}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel (Calculated from NEL data¹⁵).

Fig. 12. Relationship between "n" (Slope of $\log \dot{\epsilon}_{rp}$ against $\log \sigma$ at $\log \sigma$ - $\log \dot{\epsilon}_{rp}$ curves) and stress for 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel.

Fig. 13. Relationship between "n" and stress for 1Cr- $\frac{3}{4}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V steel (Original data from NEL data¹⁵).

を求め、応力との関係を求めた。Fig. 12 にそれを示す。同様にFig. 13はFig. 11を求める際に用いたデータより求めた n と応力との関係である。図に見るように、いずれの場合も、応力の高い（すなわち短時間側）ところでは n は温度依存性を有している。これに対し応力の低い（すなわち長時間側）ところでは n の温度依存性は少なくなり、その値もほぼ一定の3.5~4に近づく。

Q_r の応力依存性はこの n の温度依存性と密接に関係すると思われる。今同じ初応力あるいは初ひずみのデータについて $\dot{\epsilon}_{rp}$ と応力および温度との間につぎの関係^{*2}

$$\dot{\epsilon}_{rp} = A_0 \sigma^m \exp(-Q_{app}/RT) \quad (8)$$

*2 応力緩和の短時間側の挙動がクリープの遷移段階から、たとえはひずみ硬化側によって近似されるとすると、以下のようになる。遷移クリープにおいてクリープひずみ ϵ_0 は次式で表わされる。¹¹⁾¹²⁾

$$\epsilon_0 = Z \sigma^r \exp(Q_c/RT) \quad (a)$$

ここで Z , r は多少温度依存性を有する。ひずみ硬化側より、 $\dot{\epsilon}_{rp}$ は近似的に次式で

が成立すると仮定する。ここで A_0 , Q_{app} は温度に依存しない定数とする。今温度 T_1 , T_2 ($T_1 > T_2$ とする)に対応して $\dot{\epsilon}_{rp1}$, $\dot{\epsilon}_{rp2}$ (以下単に $\dot{\epsilon}_1$, $\dot{\epsilon}_2$ とする), および m_1 , m_2 が定まるとする。 Q_{app} を m の温度依存性を無視して求めた“見掛けの活性化エネルギー”として次式

$$Q'_{app} = -4.6(\log \dot{\epsilon}_1/\dot{\epsilon}_2)/(1/T_1 - 1/T_2) \quad (9)$$

で定義する。つぎに(8)式より、 m の温度依存性を考慮して、ある応力での Q_{app} を求めるとつぎのようになる。

$$Q_{app} = 4.6\{\log \dot{\epsilon}_1/\dot{\epsilon}_2 + (m_2 - m_1)\log \sigma\} / (1/T_1 - 1/T_2) \quad (10)$$

Fig. 9および11での Q_r はちょうど Q'_{app} に対応する。

もし $m_1 > m_2$ ならば $Q'_{app} > Q_{app}$ となり、 Q_r として大きな値が算定されることになる。Fig. 12および13の n は m のものではないが、 m の温度依存性が n のそれに近いものと考えたとFig. 11, 12の場合、ちょうど Q_r が応力とともに増加するような応力範囲で $n_1 > n_2$ であり、 $Q'_{app} > Q_{app}$ の関係が成立することが説明される。逆にTAF鋼については Q_r が応力に逆比例して減少する応力範囲で $n_1 < n_2$ であり、 $Q'_{app} < Q_{app}$ となることが説明されよう。

最後に(7)式で m の温度依存性がなくなれば $Q'_{app} = Q_{app}$ となるので、長時間側で求めた Q_r はその物理的意味が比較的明りょうなものとなろう。

5 結 言

以上1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo- $\frac{1}{4}$ V鋼について、試験温度450°~550°Cで初応力を変えて応力緩和試験を実施し、以下の点を明らかにした。

- (1) 初応力の残留応力に対する影響は高初応力側と低初応力側とで異なり、低初応力の場合でも予想以上に緩和する。
- (2) このため本鋼のごとき低合金鋼では応力低下量 $\Delta\sigma$ と初応力との間にはOdingらのいわゆる直線関係は成立しない。しかし、12Cr系鋼や、オーステナイト系鋼では近似的にOdingらの関係が成立する。
- (3) 本鋼の初ひずみ0.15%, 450°~550°Cにおける応力緩和特性の温度依存性は実験的にほぼ次式で示される。

$$\dot{\epsilon}_{rp} = SZ^{1/8} \sigma^q (\epsilon_0 - \sigma/E) \exp(-Q_c/SRT) \quad (b)$$

表わされる。ここで $P=1/S-1$, $q=r/s$ である。もし $\epsilon_0 = \sigma_0/E$ ならば(b)は(c)で近似されよう。

$$\dot{\epsilon}_{rp} = SZ^{1/8} E^p (\sigma^q / (\sigma_0 - \sigma)^p) \exp(-Q_c/SRT) \approx A_0 \sigma^m \exp(-Q_{app}/RT) \quad (c)$$

ここで m は σ_0 に依存し、 r をとおして温度にも依存する。遷移段階での Q_c はここで定常クリープで測定される Q_0 より S 倍ほど小さいとすれば、^{11)~14)} Q_{app} としては定常クリープで、 Q_c 程度の値が算定される。

*3 (c)式によれば、 A_0 は Z および E をとおして温度に依存するが、その程度は小さいと仮定する。

*4 (7)式でもし A_0 , Q_{app} が応力に関係しなければ、 $n=m$ となる。

$$\dot{\epsilon}_{rp} = \begin{cases} 1.41 \times 10^{-13} \sigma^{21.0} \exp[-9.40 \times 10^4/RT] & \dots\dots 18 < \sigma < 22 \\ 2.51 \times 10^{-27} \sigma^{31.8} \exp[-(9.25\sigma - 13.9) \times 10^3/RT] & \dots\dots 10 < \sigma < 18 \end{cases}$$

ここで $\dot{\epsilon}_{rp} = -1/E \, d\sigma/dt (1/hr)$ σ : 応力 (kg/mm²) R : 気体定数 (Cal/mole/deg)

(4) 応力緩和速度 $\dot{\epsilon}_{rp}$ の応力依存性を示す指数 n (本文(7)式) は長時間側では初応力, 温度, 応力に依存しない傾向をもち, その値は 3.5~4 である.

本研究を行なうにあたり, ご指導いただいた当所根本博士に厚くお礼申し上げる.

(昭和44年5月20日 日本材料学会第18期通常総会講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) 佐々木良一, 篠田哲守, 材料, **16**, 150 (1967).
- 2) 篠田哲守, 佐々木良一, 材料, **18**, 240 (1969).
- 3) 篠田哲守, 佐々木良一, Proc. 12th. Japan Cong. Mater. Res., 265 (1969) Soc. Mater. Sci., Japan
- 4) 佐々木良一, 篠田哲守, 材料, **13**, 169 (1964).
- 5) Barr, W., and W. E. Bardgett, Proc. Inst. Mech. Engrs., **122**, 285 (1932).
- 6) Boyd, J., Proc.. ASTM, **37**, 218 (1937).
- 7) Boyd, J., Tr. ASME, **61**, 551 (1939).
- 8) Trumpher W.E., Tr. Appl. Phys, **12**, 248 (1946).
- 9) И.Я.Одинг, Вестник Машиностроения XXVI 1 (1946).
- 10) Smith, A.I., O.J. Armstrong, and G. R. Tremain, Iron & Steel, **20**, 614 (1961).
- 11) 西原利夫, 平 修二, 田中吉之助, 大南正瑛, 機械学会論文集, **24**, 424 (1958).
- 12) Hazzelt. T.H., Parker E.R., JrMet. Tr. AIME, 318 (1953).
- 13) Feltham, P., Phil. Mag., **45**, 11 (1954).
- 14) 大原秀晴, 日立製作所社内報 (1958).