

軟鋼における弾性先行波の減衰

栗山 慎 鋒*・会 田 督 夫・河 田 幸 三

Decay of Elastic Leading Wave in Hot Rolled Mild Steel

By

Shinhou KURIYAMA, Tokuo AIDA and Kozo KAWATA

Abstract: The decay of elastic leading wave is measured by use of the foil strain gauges when an impact of constant speed is suddenly imposed at the end of a rod. The material of specimens is hot rolled mild steel SS 55 and the impact velocities are about 50 m/sec. The points of observation are 2.5 mm and 10 mm from the impact end, where the amounts of strain of the elastic leading wave are 0.442% and 0.235% respectively. By application of the Johnston-Gilman-type constitutive equation, the initial mobile dislocation density N_0 and the characteristic drag stress D are obtained to be $2.3 \times 10^5 \text{ mm}^{-2}$ and 103 kg/mm^2 respectively.

概 要

一次元棒の端に速度一定の step 状衝撃を加えたときの、弾性先行波の減衰を箔ゲージで計測した。試験片は軟鋼 SS 50 で、衝撃速度は約 50 m/sec である。計測位置は衝撃端のごく近傍の 2.5 mm と 10 mm の所で、その位置における弾性先行波のひずみ量はそれぞれ 0.442% と 0.235% である。Johnston-Gilman 型構成方程式を適用すると、動き得る初期転位密度 N_0 は $2.3 \times 10^5 \text{ mm}^{-2}$ で、特性抵抗係数 D は 103 kg/mm^2 の値である。

1. 序

金属材料が衝撃荷重を受けたとき、どのような挙動を示すかは興味ある問題であり、ここ 30 年来研究されつづけてきた。この問題を応力波の伝播現象の観点から歴史的に顧みると、二つの流れに沿って研究されてきた。一つの流れは、Kármán, Taylor, Rakhmatulin らに始まる塑性ひずみを伴う応力波の伝播現象であり、もう一つの流れは、高圧時における体積変化と圧力の関係で、Rankine-Hugoniot の衝撃条件を用いて研究されてきた。

塑性ひずみを伴う応力波の伝播理論は、Kármán [1], Malvern [2], Cristescu [3] と受けつがれ研究されてきた。著者ら [4] [5] [6] は、この応力波伝播の分野に Johnston-Gilman 型構成方程式 [7] [8] [9] [10] を用いることによって、これらの理論の内、Malvern の理論

* 理化学研究所研究員。

東大宇宙航空研究所協同研究員。

が最も適切で、しかもその理論に用いられるべき構成方程式は Johnston-Gilman 型構成方程式、または、それに近い型をした関数であろうと結論づけた [5][6].

高圧時における体積変化と圧力の関係は、Rankine-Hugoniot の衝撃条件を用いて研究されてきた。研究は高圧から低圧へと進み、実験の主目的は主として、静水圧力下における Bridgman のデータの高圧側への外挿値との比較であった。これらの実験過程で、固体中を伝わる衝撃波の先端の挙動が注目された。衝撃波の先端は弾性波速度で伝播することが Minshall [11] によって報告され、減衰することが Marsh と McQueen [12] によって報告された。また、Jones [13] らは数種類の異なる材料について、Taylor と Rice [14] はアームコ鋼について波頭の減衰を確認した。その後、Taylor [15] は Johnston-Gilman 型構成方程式を適用することによって、波頭の減衰を説明した。この波頭を特に弾性先行波と名づける。

ここに至り、塑性ひずみを伴う応力波の伝播現象と弾性先行波の減衰は同一現象であり、構成方程式がこれらの現象を説明するために重要な役割を演じていることが判明した。それゆえ、著者ら [5][16] は、この減衰を利用すれば、構成方程式が決定できる可能性のあることを示した。

弾性先行波は quartz transducer technique [13], laser-interferometer technique [18], dc-capacitor technique [14] によって計測されてきたが、これらの実験方法では減衰を計測するのに、試片の厚さを変えて実験しなければならない。また実験ごとに、これらの計測器具を消費せざるを得ない。そこで著者らは、これらの実験回数と費用の面を改良するため、ひずみゲージを用いる。この論文の目的は、高く、しかも立ち上がりの急激な弾性先行波を、ひずみゲージによって衝撃端のごく近傍で計測できるかどうかであり、SS 50 軟鋼で得られた減衰はどのような曲線によって表わされるかである。

2. 理論的考察

一次元棒の端に速度一定の step 状衝撃を受けたときの、弾性先行波の減衰を扱う。弾性先行波は立ち上がりの急激な応力波で、衝撃波として扱う。実験で計測する位置は衝撃端のごく近傍であるから、横方向の変位は拘束されていると考える。このことにより、衝撃端のごく近傍での弾性先行波の伝播は、太い棒中を伝わる平面波の伝播に相当する。

塑性せん断ひずみ速度 $\dot{\varphi}_p$ はせん断応力 τ と塑性せん断ひずみ φ_p の関数である。

$$\dot{\varphi}_p = f(\tau, \varphi_p) \quad (1)$$

この式を単純せん断ひずみで表わした塑性流動関数 [7]~[10] と、名づける。塑性流れは最大せん断応力方向に流れると仮定 [15] し、さらに横方向の変位は拘束されていると仮定すると、軸方向の一次元構成方程式は、(1) 式を用いて、

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon} - \frac{1}{\lambda + 2\mu} \dot{\sigma} &= \frac{8\mu}{3(\lambda + 2\mu)} f\left(\tau \left| \tau = \frac{3}{4} \left\{ \sigma - \left(\lambda + \frac{2}{3}\mu \right) \varepsilon \right\}, \varphi_p \left| \varphi_p = \frac{3}{8\mu} \{ (\lambda + 2\mu)\varepsilon - \sigma \} \right. \right) \\ &\equiv \frac{1}{\lambda + 2\mu} h(\sigma, \varepsilon) \end{aligned} \quad (2)$$

と表わされる [16]。 σ, ε は軸方向の垂直応力、垂直ひずみで、 λ, μ は Lamé の定数である。

応力波の伝播理論 [6] [16] は、この (2) 式の構成方程式のほかに、運動方程式と適合条件式によって成り立つ。これらの方程式は双曲型偏微分方程式に属し、特性曲線群を有する。特性曲線群の内、弾性先行波に関係する特性曲線、および、その特性曲線上で成り立つ微分関係は

$$\frac{dx}{dt} = C_d \quad \text{上で} \quad d\sigma - \rho_0 C_d dv = -h(\sigma, \varepsilon) dt \quad (3)$$

と表わされる。これらの式は Lagrange 座標で表わされており、 x と t は位置と時間である。 v, C_d, ρ_0 はそれぞれ粒子速度、膨脹波の伝播速度、変形前の密度で、

$$C_d = \{(\lambda + 2\mu)/\rho_0\}^{1/2} \quad (4)$$

である。弾性先行波を衝撃波の伝播として扱う。Hugoniot の衝撃条件より

$$\begin{aligned} \sigma &= -\rho_0 C_d v \\ v &= -C_d \varepsilon \end{aligned} \quad (5)$$

が導かれる。

弾性先行波の減衰は (1)~(5) 式より

$$\frac{d\varepsilon}{dx} = -\frac{4}{3} \frac{\mu}{(\lambda + 2\mu)C_d} f\left(\tau \Big|_{\tau=\mu\varepsilon}, \varphi_p \Big|_{\varphi_p=0}\right) \quad (6)$$

または

$$-\frac{3(\lambda + 2\mu)C_d}{4\mu} \frac{d\varepsilon}{dx} = f(\mu\varepsilon, 0) \quad (7)$$

と表わされる。

速度一定の step 状衝撃を加える実験を行ない、各位置で弾性先行波を計測し、 $(\varepsilon_e - x)$ 線図を得る。減衰を表わすこの $(\varepsilon_e - x)$ 線図から、 $\{-3(\lambda + 2\mu)C_d/4\mu\} \{d\varepsilon_e/dx\}$ と $\{\mu\varepsilon_e\}$ との関係を得れば、この関係が (7) 式で示されるように、 $\varphi_p = 0$ のときの塑性流動関数 f を与えることになる。

軟鋼の変形挙動は Johnston-Gilman 型構成方程式によって非常によく表わされるので、 f の関数として、

$$\varphi_p = b(N_0 + M\varphi_p)v^* \exp\{-(D + H\varphi_p)/\tau\} \quad (8)$$

を用いる [5] [10]。ここで b, N_0, M, v^*, D, H はそれぞれ、転位のバーガス・ベクトル、動き得る初期転位密度、増殖転位係数、せん断波速度、特性抵抗係数、加工硬化係数である。(8) 式を (6) 式に代入すると、弾性先行波の減衰は、

$$\frac{d\varepsilon}{dx} = -\frac{4\mu}{3(\lambda + 2\mu)C_d} b N_0 v^* \exp\left(-\frac{D}{\mu\varepsilon}\right) \quad (9)$$

と表わされ、両辺を対数でとれば、

$$\log_e\left(-\frac{d\varepsilon}{dx}\right) = \log_e \frac{4\mu b N_0 v^*}{3(\lambda + 2\mu)C_d} - \frac{D}{\mu\varepsilon} \quad (10)$$

となる。減衰曲線を $\log_e(-d\varepsilon_e/dx)$ と $(1/\varepsilon_e)$ との関係で表わせば、直線になることを (10) 式が示している。

3. 実験方法及び装置

弾性先行波の減衰は衝撃速度が速いほど顕著であるから、実験装置として大砲を用いる。この装置は防爆の半地下室に設置され、以前、高速引張り試験 [17] に用いられたもので、改造して使用する。弾丸は 200 m/sec 程度まで加速することができる。実験の衝撃条件を単純化するため、弾頭には試験片と同じ材料で、しかも形状まで同一なものを使用し、弾丸に取り付ける。また、試験片と弾頭が平面で衝突するように、弾丸の大部分が砲身の中にある状態で衝突するように工夫する。この同一形状の同一材料の、しかも平面衝突によって、step 状衝撃が得られ、衝撃速度は弾丸速度の半分となる。実験装置の配置図を図 1 と 2 に、砲口付近の試験片取り付け図を図 3 に、試験片および飛しょう体の形状を図 4 に示す。大砲は口径 50 mm ϕ 、長さ 1,080 mm である。弾丸の形状は 50 ϕ \times 324 mm であり、材質はニッケル・クロム鋼 SNC2 で、表面は焼き入れされている。弾丸の重量は 4.88 kg で、弾頭の重量は 176 g であるから、飛しょう体の総重量は 5.06 kg である。弾丸は砂箱で止められたあと、再使用される。

試験片と弾頭が平面で衝突するように、図 3 に示す P₂ 面が砲身の内径に、図 4 の P₁ 面

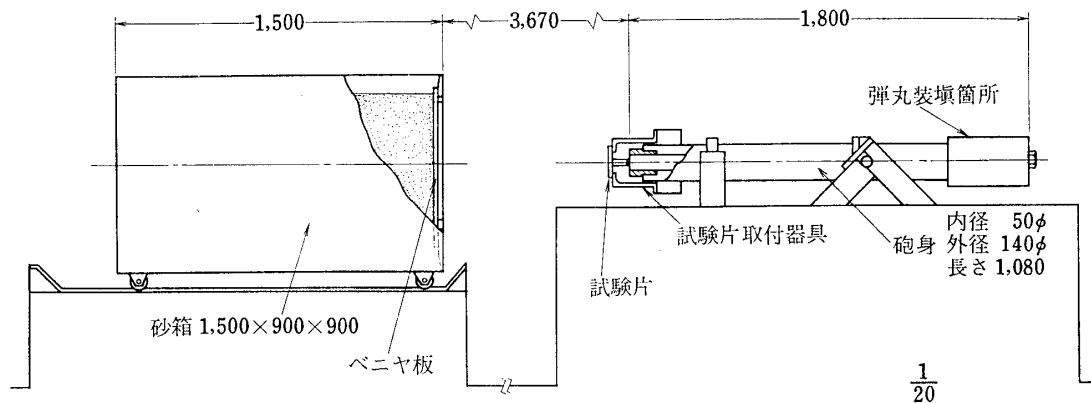


図 1 実験装置の概略図

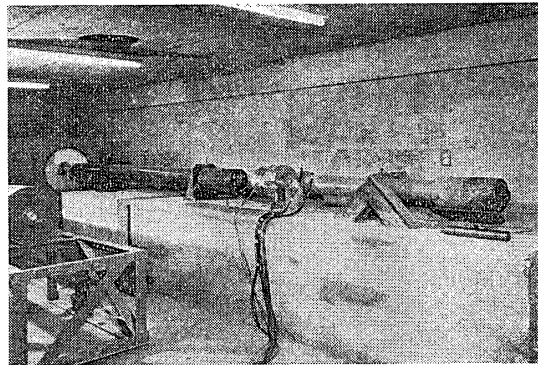


図 2 実験装置

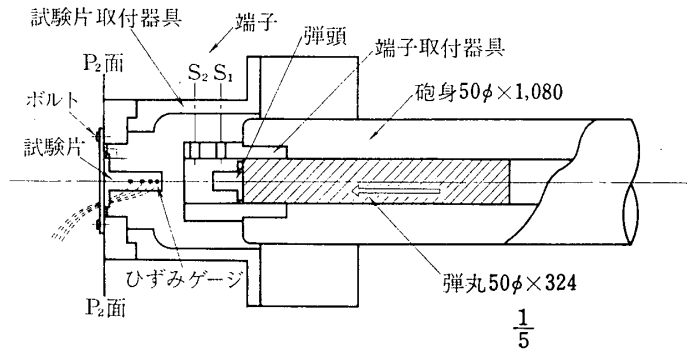


図 3 試験片取付図

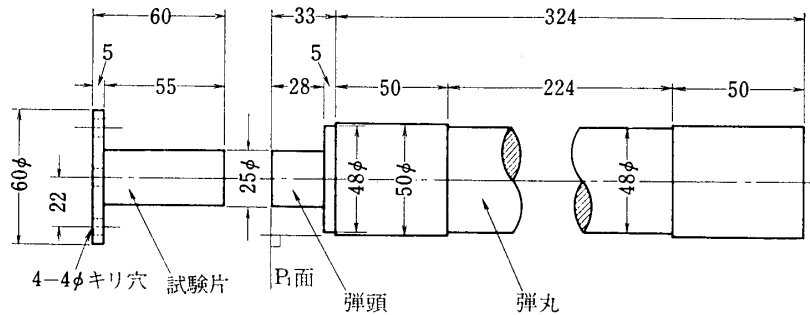


図 4 試験片と弾頭と弾丸の形状

が弾丸の外径に、それぞれ直角になるように工夫する。P₂ 面に関しては、直径 50 mmφ、長さ 400 mm の円柱状の直角測定治具を作り、砲身の中に入れて状態で P₂ 面の角度を調節し、直角にすることができる。P₁ 面に関しては、内径 50 mmφ、長さ 30 mm の円筒状のキャップを作り、弾頭をそのキャップで覆った状態で、弾丸に接着させる。この治具により、弾頭の P₁ 面は直角になり、なおかつ、弾頭は弾丸の中心にくる。接着剤には、アララダイトを使用する。試験片は 4 本のボルトによって、試験片取付器具に取り付けられるが、弾丸の通過の際、せん断力によって切断されるようにボルトの頭を薄く削る。火薬は黒色火薬 2.3 g と捕鯨用潮 50 g を用い、点火薬としてスキブを使用する。

計測器具の配置図を図 5 に示す。弾丸速度は図 3 に示す砲口付近の端子 S₁ と S₂ によって計測される。S₁ と S₂ の距離は 30 mm で、端子 S₂ はシンクロ・スコープのトリガー用端子でもある。計数器には小野測器の自動計数器 Q-171 を用い、1 μsec まで計測できる。

弾性先行波は試験片にはられた長さ 0.3 mm の箔ゲージで計測される。共和電業の KFC-03-C1 で、抵抗は 120 Ω である。接着剤には EP-18 か、表面処理剤 S-5 を塗布後接着剤

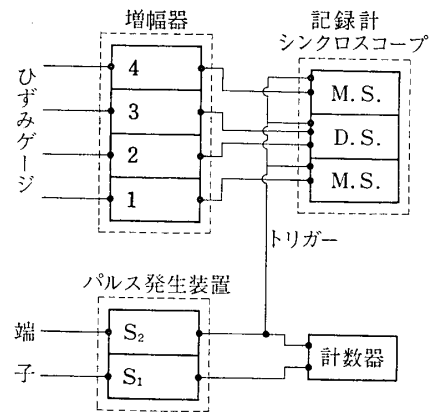


図 5 計測器配置図

CC-15 を使用する。ひずみの時間履歴は増幅器を通し、シンクロ・スコープで記録する。増幅器には、50 MHz まで有効な日本計測工業の動ひずみ測定用増幅器、MODEL 5208 を使用する。計測器には、岩崎通信機の DS-5158 A 15 MHz, MS-5507 50 MHz, MS-5103 A 10 MHz を使用する。

4. 試 験 片

試験片の末端における衝撃条件を単純にするため、一つの鋼棒から試験片と弾頭を切り出す。材料は市販されている一般構造用圧延鋼棒 SS 50, JIS G 3101 で、熱処理せずに使用する。試験片および弾頭の形状は直径 25 mm ϕ 、長さ 55 mm と 28 mm の円柱状のものである。衝突後、弾頭中を伝わる反射波が試験片中を伝わる応力波に影響を与えないために、少なくとも試験片の長さを弾頭の長さの倍にする必要がある。

試験片の化学成分を表 1 に挙げる。この材料の圧縮における静的な応力-ひずみ関係を図 6 に示す。圧縮用試片の形状は 20.0 ϕ \times 35.0 mm で、平均ひずみ速度は $\dot{\epsilon} = 0.26 \times 10^{-4}/\text{sec}$ である。弾性係数は $E = 2.26 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ で、静的な降伏応力、降伏ひずみは $\sigma_{YS} = 33.4 \text{ kg/mm}^2$, $\epsilon_{YS} = 0.148\%$ である。

表 1 軟鋼の化学成分

名 称	化 学 成 分 %				
	C	Si	Mn	P	S
SS 50	0.35	0.06	0.52	0.018	0.024

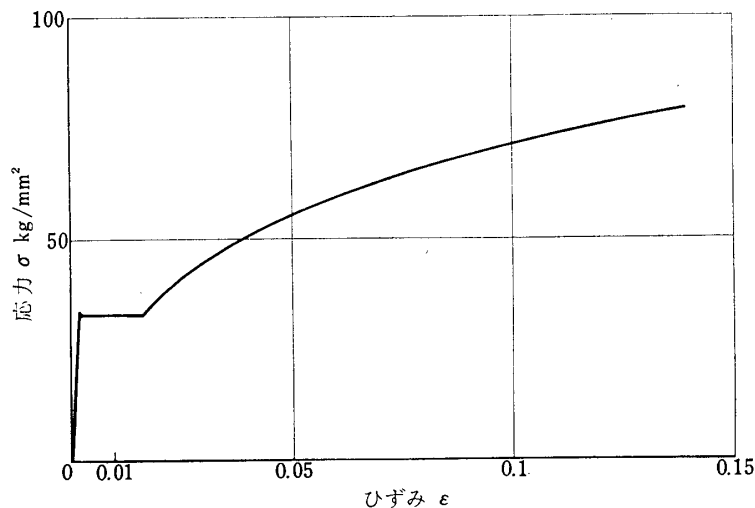


図 6 圧縮における静的な応力-ひずみ関係
ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 0.26 \times 10^{-4}/\text{sec}$

5. 実験結果

一つの試験片に4枚のひずみゲージをはり、6回実験を行なった。その内、ひずみ-時間履歴が記録できたのは4点だけで、他ははく離か、トリガーの時間ずれで計測できなかった。実験の諸条件、および実験結果を表2に、ひずみ-時間履歴を図7に示す。表2には、弾丸

表2 実験結果

試片番号	弾丸速度 m/s	衝撃速度 m/s	計測位置 mm	弾性先行波の歪量 $\epsilon_{YD}\%$	静的な降伏歪との比* $\epsilon_{YD}/\epsilon_{YS}$	接着剤
2	104.2	52.1	10	0.197	1.33	EP-18
3	102.3	51.2	10	0.235	1.59	EP-18
				0.221	1.49	S-5 と CC-15
5	104.5	52.3	2.5	0.442	2.99	EP-18

* $\epsilon_{YS}=0.148\%$

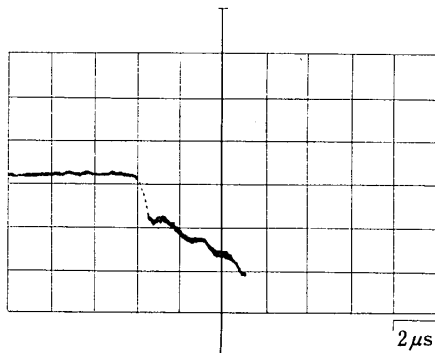


図7(a) ひずみ-時間関係を示す波形
計測位置 10 mm, 衝撃速度 52.1 m/s

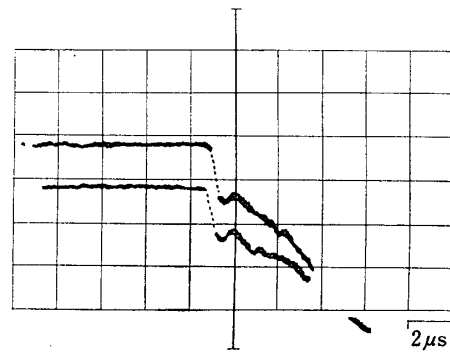


図7(b) ひずみ-時間関係を示す波形
計測位置 10 mm, 衝撃速度 51.2 m/s

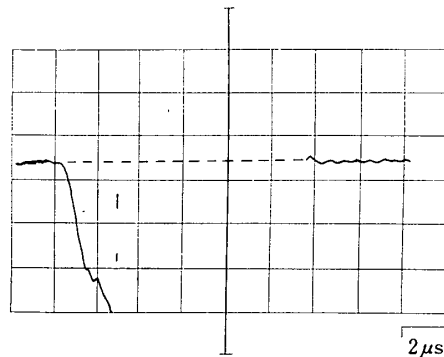


図7(c) ひずみ-速度時間関係を示す波形
計測位置 2.5 mm, 衝撃速度 52.3 m/s

速度，衝撃速度，計測位置，接着剤，弾性先行波のひずみ量，および，静的な降伏ひずみとの比が記載されている．弾丸の平均速度は 103.6 m/s で，ばらつきは小さい．平均衝撃速度は 51.8 m/s である．

衝撃端から 10 mm の所のひずみ-時間線図が図 7(a), (b) に示されている．これらの線図を考察すると，応力波の到達後，ひずみは急激に増大し，その後少し減少して再び増大する．この急激な増大が弾性先行波の到達を示しており，overshoot ぎみの所が上降伏点に相当する．その後の再び増加するひずみは塑性ひずみの増大による．図 7(b) に 2 本のビームがあるのは，試験片の両面にひずみゲージをはったことによる．上のビームには，接着剤に EP-18 を，下のビームには CC-15 を使用する．弾性先行波のひずみ量は図 7(a) の場合は 0.197%，図 7(b) の上のビームの場合は 0.235%，下のビームの場合は 0.221% である．

衝撃端から 2.5 mm の所のひずみ-時間線図が図 7(c) に示されている．この場合，計測位置が衝撃端に非常に近いから，試験片の表面を少し削り，平面にしてひずみゲージを接着させた．ひずみ-時間線図は図 7(a), (b) と同様，弾性先行波到達後増加するが，ビームは 2 μsec 後急激に減少し，消失している．ひずみゲージの長さは 0.3 mm で，弾性先行波の伝播速度は 5.95×10^3 m/s であるから，先行波がひずみゲージを通過に要する時間は 0.05 μsec 程度である．しかるに，記録されているひずみ-時間線図は 2.4 μsec 程度であるから，弾性先行波の立ち上がりを考慮しても，先行波の通過中にひずみゲージがはく離したと考えるよりは，通過後，塑性ひずみの増大によってはく離が生じたと考える方が妥当である．弾性先行波のひずみ量は 0.442% である．なお，ひずみの算定には，1% の電気抵抗変化をブラウン管面上に記録し，これを較正值として用いる．

計測位置と弾性先行波のひずみ量との関係を図 8 に示す．この関係が弾性先行波の減衰を示している．実験値が○印で示されている．衝撃直後では，金属は弾性的に変形し，塑性変形は生じないと考えられる．Hugoniot の衝撃条件を仮定すれば，平均衝撃速度は 51.8 m/s

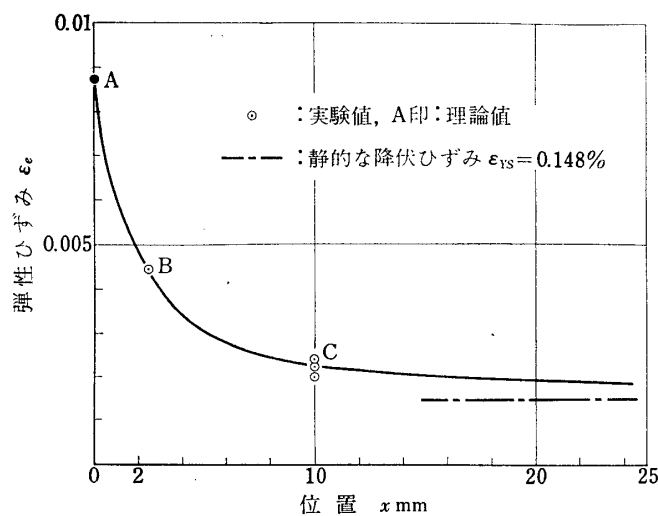


図 8 弾性先行波の減衰

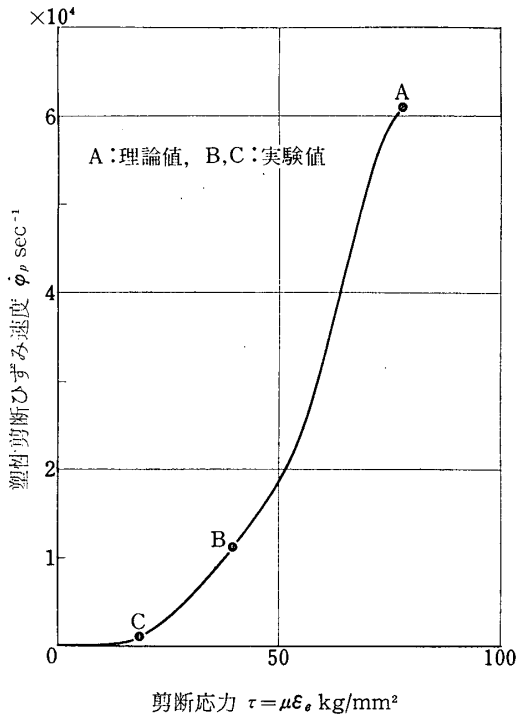


図 9 塑性流動関数 $f(\mu\epsilon, 0)$

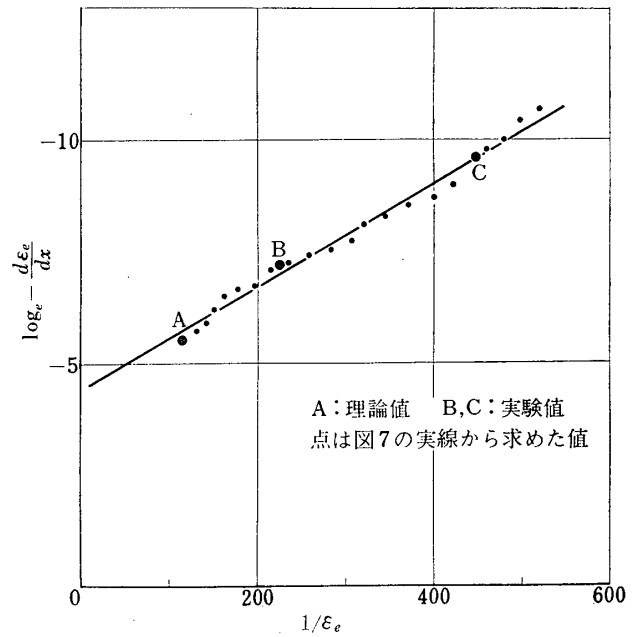


図 10 $\log_e \left(-\frac{d\epsilon_e}{dx} \right) - \frac{1}{\epsilon_e}$ 関係

であるから、(5) 式より、 $x=0$ のところの弾性ひずみは 0.871% となる。この値、および、 $x=2.5 \text{ mm}$ と $x=10 \text{ mm}$ の値をそれぞれ図面上で A, B, C と表わす。また、弾性先行波が衝撃端から遠ざかるにつれ減衰し、 $x \rightarrow \infty$ の所では静的な降伏ひずみ ϵ_{rs} に近づくと考えられる。この値を一点鎖線で示す。実験点が少ないから、以後の議論は実線で表わされた減衰曲線について進める。

減衰曲線 ($\epsilon_e - x$) 線図から、 $\{-3(\lambda+2\mu)/4\mu\} \{d\epsilon_e/dx\}$ と $\{\mu\epsilon_e\}$ との関係をもとめた線図が図 9 で、これが (7) 式で示されるように塑性流動関数の一部 $f(\mu\epsilon, 0)$ に相当する。また、 $\log_e(-d\epsilon_e/dx)$ と $(1/\epsilon_e)$ との関係をもとめた図が図 10 の点で、これは (10) 式で示されるようにほぼ直線で近似できる。図 9, 10 における A, B, C は図 8 の記号に相当する。直線を

$$\log_e \left(-\frac{d\epsilon_e}{dx} \right) = C_1 - \frac{C_2}{\epsilon_e} \quad (11)$$

と表わすと、 $C_1 = -4.36$ 、 $C_2 = 1.16 \times 10^3$ となる。ここで Johnston-Gilman 型構成方程式を適用すると、(10) 式より、

$$\log_e \frac{4\mu b v^*}{3(\lambda+2\mu)C_d} + \log_e N_0 = -4.36 \quad (12)$$

$$D/\mu = 1.16 \times 10^3$$

となる。 $\mu = 8.87 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\lambda = 1.08 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ 、 $C_d = 5.97 \times 10^6 \text{ mm/s}$ 、 $b = 2.5 \times 10^7 \text{ mm}$ 、 $v^* = 3.2 \times 10^6 \text{ mm/s}$ の値を用いると、特性抵抗係数 D は $1.03 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$ 、初期転位

表 3 特性抵抗係数 D と初期転位密度 N_0

材 料 名	研 究 者 名	特性抵抗係数 D kg/mm ⁻²	初期転位密度 N_0 mm ⁻²	実験データ再 整理者及び引 用者名	備 考
0.025% C steel	J. F. Butler	104.0 157.1		J. W. Taylor [14]	0.022-mm grain size 0.018-mm grain size リュウダース 帯の伝播速度
Fe-3.25% Si	D. F. Stein and J. R. Low, Jr.	306			単結晶におけ る転位の移動 度
Armco iron	J. W. Taylor and M. H. Rice	174.4 202.0	2.0 × 10 ⁶	R. S. Lee and N. P. Suh [19]	弾性先行波の 減衰
			5 × 10 ⁶		電子顕微鏡
		122.4			J. J. Gilman が修正した値
AISI 1020 cold rolled steel	R. S. Lee and N. P. Suh	168.7	1.16 × 10 ⁴		弾性先行波の 減衰
En 2 A 0.045% C steel	J. D. Cambell, R. H. Cooper and J. J. Fischhof	199.4			降伏遅れ現象
En 2 A 0.085% C steel	J. D. Cambell and K. J. Marsh	161.7			
0.17% C steel	D. S. Wood and D. S. Clark, J. M. Krafft and A. M. Sullivan	270.7			
4340 steel	B. M. Butcher and D. E. Munson [18]	224.4 418.?	10 ⁵ 2 × 10 ⁷		弾性先行波の 減衰
軟鋼 SS 50	S. Kuriyama, T. Aida and K. Kawata	103	2.3 × 10 ⁵		弾性先行波の 減衰

密度 N_0 は $2.3 \times 10^5 \text{ mm}^{-2}$ となる。

特性抵抗係数と動き得る初期転位密度に関し、他の研究者によって得られている値を表 3 に示す。著者らが得た値は、特性抵抗係数については少し小さめの値である。初期転位密度に関しては、アームコ鋼の場合、 10^6 mm^{-2} は少し多い目の値であると報告されている [15]。著者らの値はむしろ望ましい値であろうと推定される。試験片は直径 25 mm ϕ の棒であり、計測されている位置は衝撃端のごく近傍で、しかも、棒の側面である。棒中を伝わる衝撃波が棒の側面でどのようなようになるかは不明であるが、得られた実験値は従来得られた値に近いものである。

6. 結 論

ひずみゲージを用いて、軟鋼中における弾性先行波の減衰を計測した。衝撃速度は 51.8

m/s である。計測位置は衝撃端から 2.5 mm と 10 mm の所で、弾性先行波のひずみ量はそれぞれの位置において、0.442% と 0.235% である。

Johnston-Gilman 型構成方程式を適用して求めた特性抵抗係数 D と動き得る初期転位密度 N_0 は $D=1.03 \times 10^2 \text{ kg/mm}^2$, $N_0=2.3 \times 10^5 \text{ mm}^{-2}$ である。これらの値は従来得られている値に近いものである。

ひずみゲージで弾性先行波を計測することができたが、ほとんどのひずみゲージは弾性先行波である衝撃波によってはく離し、計測できなかった。この点を改良すれば、弾性先行波はもっと歩留りよく計測できるものと考えられる。

Summary and Conclusion: The decay of elastic leading wave is measured by use of the foil strain gauges when an impact of constant speed is suddenly imposed at the end of a rod. Assuming that the plastic strain-rate $\dot{\varphi}_p$ represented by the simple shear strain is a function of the plastic simple shear strain φ_p and the shear stress τ as Eq. (1), we obtain the one-dimensional constitutive equation of Eq. (2) in a case of thick rod. By use of the characteristic line of Eqs. (3) and the Hugoniot's shock conditions of Eqs. (5), the decay of the elastic leading wave is represented by Eq. (6) or (7). Furthermore the decay is also represented concretely by Eq. (9) or (10) when we try to apply the Johnston-Gilman-type equation shown by Eq. (8).

A smooth-bore cannon is used for the high velocity impact, and the specimens and the heads of projectiles, whose configurations are 25 mm ϕ in diameter, are cut from a single billet of mild steel. The impact of constant speed is obtained by means of the plane collision of the same material and of the same configuration. Experimental arrangements are shown in Figs. 1, 3 and 5, and the configurations of the specimen, the head and the projectile are shown in Fig. 4. The specimens are commercial hot rolled mild steel SS50 JIS G 3101, and have the composition written in Table 1. The static stress-strain curve of the specimen is shown in Fig. 6. The cement EP-18 or CC-15 are used to bond the foil strain gauges 0.3 mm in length to the specimen.

The experimental strain-time traces are shown in Figs. 7, whose (a) and (b) are ones at 10 mm from the impact end and whose (c) are one at 2.5 mm. The impact velocities and the amounts of strain of the elastic leading waves are shown in Table 2. The mean impact velocity is 51.8 m/s.

The relation between the amounts of elastic strain of the elastic leading waves and the distances from the impact end is shown in Fig. 8, which is the decay of the elastic leading wave. Experimental values and static yield strain are represented by mark \odot and by a dotted-dash-line respectively in the figure and mark A is obtained theoretically from the Hugoniot's shock conditions. The relation between $\{-3(\lambda+2\mu)C_d/4\mu\} \{d\varepsilon_e/dx\}$ and $\{\mu\varepsilon_e\}$, obtained from the decay of the (ε_e-x) curve, is shown in Fig. 9, which represents a part of the function f at $\dot{\varphi}_p=0$ as predicted by Eq. (7). Also the relation between $\log_e(-d\varepsilon_e/dx)$ and $(1/\varepsilon_e)$ is shown in Fig. 10, which may be represented by the straight line. From this relation of Eqs. (11) and (12), we obtained the initial mobile dislocation density N_0 and the characteristic drag stress D to be $2.3 \times 10^5 \text{ mm}^{-2}$ and 103 kg/mm^2 respectively. Comparison of our data with other investigators' is shown in Table 3.

謝 辞

本研究にあたり，討論をしていただいた東京大学工学部 塩入淳平教授，東京大学宇宙航空研究所 小林 昭助教授，また熱心に助力して下さった当研究所，橋本彰三助手，本堂明技官，佐藤 正技官に感謝の意を表す。さらに，実験に協力して下さった工作工場，エレクトロニクス・ショップ，丹羽研，塩入研の諸氏と河田，小林研の大学院生諸氏におん礼申し上げる。

1973年11月30日 材料部

参 考 文 献

- [1] T. Von Karman and P. Duwez: J. Appl. Phys. 21 (1950) 987.
- [2] L. E. Malvern: J. Appl. Mech. 18 (1951) 203.
- [3] N. Cristescu: Dynamic Plasticity (North-Holland, Amsterdam, 1967).
- [4] K. Kawata, S. Fukui and J. Seino: Aeronautical Research Institute, University of Tokyo Report No. 389 (1964) 29.
- [5] 栗山慎鋒: 東京大学学位論文 (1971).
- [6] S. Kuriyam and K. Kawata: J. Appl. Phys. 44 (1973) 3445.
- [7] W. G. Johnston and J. J. Gilman: J. Appl. Phys. 30 (1959) 129.
- [8] W. G. Johnston: J. Appl. Phys. 33 (1962) 2716.
- [9] P. P. Gillis and J. J. Gilman: J. Appl. Phys. 36 (1965) 3370.
- [10] G. T. Hahn: Acta. Metall. 10 (1962) 727.
- [11] S. Minshall: J. Appl. Phys. 26 (1955) 463.
- [12] S. P. Marsh and R. G. McQueen: Bull. Am. Phys. Soc. 50 (1960) 506.
- [13] O. E. Jones, F. W. Neilson, and W. B. Benedick: J. Appl. Phys. 33 (1962) 3224.
- [14] J. W. Taylor and M. H. Rice: J. Appl. Phys. 34 (1963) 364.
- [15] J. W. Taylor: J. Appl. Phys. 36 (1965) 3416.
- [16] S. Kuriyama and K. Kawata: 未発表.
- [17] K. Kawata, S. Fukui, J. Seino and N. Takada: Behaviour of Dense Media under High Dynamic Pressures (Proc. HDP Symposium 1967) Dunod, Paris, edited by IUTAM (1968) 313.
- [18] B. M. Butcher and D. E. Munson: Dislocation Dynamics (McGraw-Hill Book Company, New York, 1967).
- [19] R. S. Lee and N. P. Suh: J. Mech. Phys. Solids 20 (1972) 251.