

いると仮定し、900°C の鉄含量増加を計算してみると 0.7% となり、鉄損失が全くなければこの程度の鉄含量の増加がある筈である。結果はほぼこれに近いから、鉄の歩留りはほとんど 100% に近いものとみなされる。

これも銘柄による多少の相違はあるであろうが、1.3% Cl₂ 処理の結果の鉄含量増加曲線からみて、いづれの試料もその鉄の歩留りは 100% に近いと考えても大差なからう。

VI. 結 言

0.21~0.27% Cu の低銅含量の硫酸焼鈍を 6 種類と、これに加うるに 0.95% Cu の高銅含量のもの 1 種類とを用いて実験室的装置による流動化選択塩化焙焼実験を行ない、脱銅、脱亜鉛、脱硫、鉄の歩留りの程度を明らかにした。

脱銅におよぼす塩素含量、処理時間の影響をあらかじめ調べ、その結果から一応の好適条件として 1.3% Cl₂、30分を選択し、この条件下での銘柄による脱銅の相違を処理温度に関して明らかにした。脱銅速度はかなり大きく、とくに高温ほどそれがいちじるしい。いま、好適条件である 1.3% Cl₂、900°C、30分における結果を要

約してみると、脱銅率は悪くても 83%、多くは 90% 以上にも達し、したがって残存銅含量もかなり少なく、低銅含量試料の場合は 0.035% 以下、高銅含量試料でも 0.06% Cu にも低下する。また脱銅におよぼす粒子径の影響は小さい。

脱亜鉛速度は脱銅速度に優るとも劣るものではない。好適条件での脱亜鉛率は例外的に小さいものもあるが概して 80% 前後である。

脱硫もかなり良好であるが、これにおよぼす塩素の影響はわずかで、脱硫は主に処理温度によつて支配される。

上記の好適条件では脱銅、脱亜鉛、脱硫ともにかんりの成果がえられ、さらにこれに伴なう鉄損失もほとんど認められないから本法の優秀性は充分であるといえる。

終りにのぞみ、本実験遂行に当り熱心に協力された杉浦義次郎、小島吉夫両君に対し感謝の意を表する。

(昭和 36 年 1 月寄稿)

文 献

- 1) 岡嶋, 井上, 佐野: 鉄と鋼, 45 (1959), 595
- 2) 日本規格協会: 日本工業規格, 鋼および銑鉄の特殊成分の分析方法 (その 1), (1955), p. 61
- 3) 俵: 鉄鋼化学分析全書, (1952)
- 4) 佐野, 岡嶋: 鉄と鋼, 44 (1958), 859

軟鋼の高速衝撃引張荷重下における応力歪関係*

(鉄鋼の高速衝撃試験に関する研究—I)

作井 誠太**・中村 正久***・布村 成具**

Stress-Strain Relationship of Mild Steel under Impulsive Tensile Loading.

(Studies of tensile properties of steels under high speed impulsive loading—I)

Seita SAKUI, Tadahisa NAKAMURA and Shigetomo NUNOMURA

Synopsis:

Steels are subject often to an impact load or to a suddenly increasing load in service conditions or in its manufacturing processes. Study on the behaviours of the materials under such impulsive loading or under high rate of strain, which affects remarkably the strength and the deformation characteristics, is not only theoretically interesting but also important for practical purposes. The present authors designed and installed a new impact tensile testing machine, that is equipped with a large rotary disk, by which the testing speed up to 140 m/s could be obtained

In this paper, the impact tensile properties of a mild steel at a room temperature under various test conditions were reported and the form of the observed load-time curve was discussed theoretically. The load-time curve was measured by a strain-gauge attached on a load cell connected at the back end of the specimen opposite to the impact end. In this measurement, as the impact speed is increased or as the specimen becomes longer, the form of the observed load-time curve deviates from that of the conventional stress-strain curve, which is assumed to be similar to the form of the curve obtained in the static test. The

* 昭和35年4月本会講演大会にて発表 ** 東京工業大学 工博 *** 東京工業大学

propagation theory of the elastic and plastic strain waves was applied to the interpretation of the difference between the form of the observed load-time curve and that of the conventional stress-strain curve. The load-time curve was divided into two portions, that is, the loading and unloading ones, and the strain wave which corresponds to the latter portion was assumed to propagate at a similar velocity to that of the elastic strain. Thus, it was found that the form of the theoretical load-time curve derived from the conventional stress-strain curve under the above-mentioned assumption was in good agreement with that of the curve recorded experimentally.

The impact tensile strength of an annealed mild steel was increased markedly with the impact speed up to 20 m/s but the strength was kept unchanged in the test of the larger impact speed than 20 m/s. The observed critical impact velocity of the same steel was considerably smaller than the calculated one. This disagreement is due to a disregard of the strain rate effect in the calculation. Finally, the effect of the ferrite grain size of the specimen on the impact tensile properties was reported.

I. 緒 言

いろいろの工業材料は、その製造過程、使用時などにおいて衝撃荷重あるいは高速荷重を受ける機会が多い。そしてこのような歪速度が大きいときの材料の挙動、たとえば強度および変形能などは実用的に重要であるのみならず学問的にも興味深い問題を多く含んでいる。

高速衝撃試験に関する研究は、重要な課題であるにもかかわらず比較的数が少ないように見受けられる。

著者らは材料の変形抵抗および変形能に対する歪速度の影響を広い範囲に検討する目的を以て、最近、変形速度を 2m/s ないし 140m/s、試験温度を -60°C ないし 1300°C の範囲に変化できる、従来発表された何れの試験機より広い範囲の試験が可能な本格的な高速衝撃試験機を設計し、建設した。

本報告はこの試験機を用いて測定された荷重-一時曲間線と衝撃引張荷重の下における金属材料の応力-歪関係

との関連を、弾性および塑性波の伝播理論を用いて検討し、もつとも適した試験条件の決定を行ない、高速衝撃引張試験の実用化に対する知見の一部を提供するとともに、衝撃荷重の下における軟鋼の引張性質に及ぼす結晶粒度の影響を調べた結果について述べる。したがって試料は一種類の軟鋼を主として用い、常温において行なつた実験であり、低温または高温における実験、各種の材料、異形試験片による実験については続報以下にゆずる。

II. 実験装置および試料

Fig. 1 に試験機の概要を示す。重量約 2.3 t の円板①を希望の円周速度に駆動し、その回転に同期した信号によりヨーク⑩を打ち上げる。アンビル⑨にロードセル⑧を介して取付けた試験片⑦の先端は、このヨーク⑩によつて回転円板の爪⑥と接続され、試験片は瞬間的に衝撃引張荷重をうけて切断する。試験機はすでに報告したの

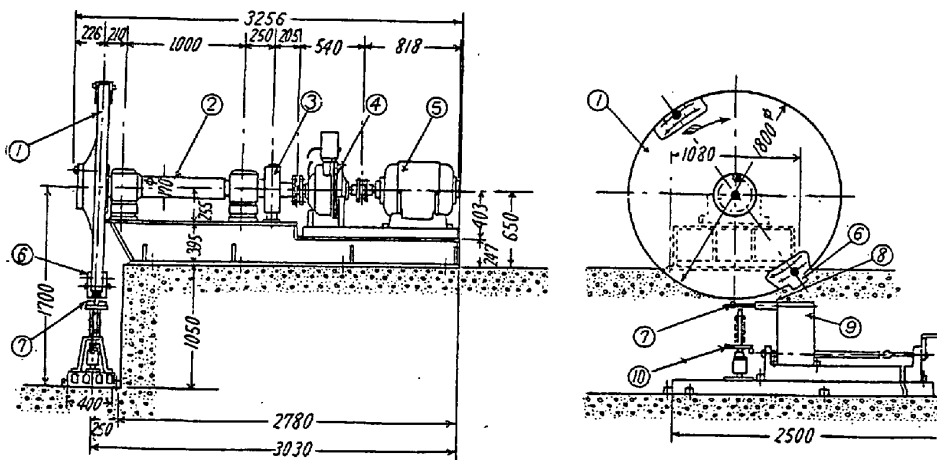


Fig. 1. General view of the impact tension testing machine designed by the authors. 1. Rotary disk, 2. Rotary shaft, 3. Brake, 4. Torque converter, 5. Main motor, 6. Jaw, 7. Test piece, 8. Load cell, 9. Anvil, 10. Accessories for connecting a test piece and the jaw of rotary disk.

の音
荷重の測定はロードセル⑧ (JIS
SNC 2 調質材) の表面に貼り付け
た電気抵抗歪計素子の抵抗変化
を広い歪計 (30 C/s ~ 100 KC/s
 $\pm 1.5\text{db}$) により増幅し、シンク
ロスコープ (D. C. ~ 10 MC/s ± 1.5
db) にて記録し行なつた。Fig.
2 (a) は歪計素子の出力端子に標
準信号発振機を用い矩形波信号を
導入するときの 10 kC/s の記録
例である。この装置は十数 kC/s 程度
の矩形波信号までは十分信頼ので
きる記録を得ることができると考
えられる。なお弾性体に接着型ゲ

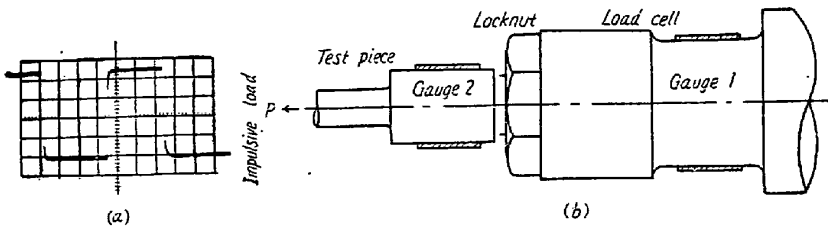


Fig. 2. Fidelity test of the impulsive load measurement system... (1). (a) Oscilloscope photograph of 10 kC square wave put into the terminals of wire strain gauge elements. (b) Assemblies of load detecting system.

ージを貼りつける形式の測力系の応動性については、この程度の現象に対しては十分保証されている⁹⁾

試験片はネジによりロードセルに接続するが、この接続部の影響を調べる目的には、同じく Fig. 2 (b) に示すように、直接試験片に貼りつけたゲージ 2 とロードセルに貼りつけたゲージ 1 の両者による波形を比較した。両ゲージの標点距離が等しく、試験片とロードセルをロック・ナットなどによつて十分強固に接続するならば、E. SIEBEL⁷⁾ らによつて述べられているような両者の相異は認められなかつた。試験はすべて荷重-時間曲線を記録した。回転円板の慣性はこれまで報告されているいずれの試験機と比較しても非常に大きいため、試験片の破断の前後において円板の速度変化は無視できるので試験片の変形は時間に比例するものと考えられるからである。

試験速度を表わすには、衝撃端の引張速度 (m/s)、試験片の歪速度 (S⁻¹) および荷重速度 (kg/mm²/s) の三者が用いられているが、著者らは試験片の長さなど他の条件によつて左右されることのない、衝撃端における引張速度を以て表わすことにした。本実験における三者の関係は Table 1 に示す。

として用いた試験片は Table 2 に化学組成を示した低炭素キルド鋼で、900°C、1000°C および 1300°C

にそれぞれ 1 h 焼鈍後炉冷し試験片に加工した。その静的引張試験の結果は Table 3 に示した。

III. 実験結果および考察

Th. von KÁRMÁN¹⁰⁾ および G. I. TAYLOR¹¹⁾ はそれぞれ独立に応力波の伝播理論をうちたて、同様な結果を得ている。すなわち棒の一端に衝撃速度 V なる変位が与えられ衝撃応力が伝播するとき、棒内の微小要素の運動方程式は次式で表わされる。

$$\partial^2 u / \partial t^2 = c^2 \partial^2 u / \partial x^2 \dots\dots\dots (1)$$

ここで u は微小要素の変位、 x は棒の衝撃端からの距離であり、 c は ρ を密度、 T をこの棒の応力-歪曲線の勾配としたときつぎの式で表わされる。

$$c = \sqrt{T/\rho} = \sqrt{\partial\sigma/\partial\varepsilon/\rho} \dots\dots\dots (2)$$

また、応力 (σ)-歪 (ε) 関係は歪速度に無関係で、棒の横方向の収縮、再荷重の影響はないものと仮定して、(1) 式の解より c が $\partial\sigma/\partial\varepsilon$ に相当する応力波の伝播速度であることを示している。

X-Y 記録計を用いて求めた試料 S3-2 の応力-歪曲線は Fig. 3 (a) で、これより曲線上の各応力 (または歪) に対応する $d\sigma/d\varepsilon$ を求め、その応力波伝播速度を (2) 式により求めた結果を Fig. 3 (b) に示す。

i) 荷重-時間曲線の推定

試験片の一端に衝撃速度 V なる変位を与え他端のロードセルによつて荷重を測定する場合、記録される荷重-時間曲線と実際に生じている荷重-変形関係との相異についてはしばしば問題にされている⁹⁾。衝撃直後の荷重-時間曲線の形および歪分布は以上の応力波伝播理論によく一致することが報告¹²⁾ されているが荷重-時間曲線全体について取扱つたものは現在までないように見受けら

Impact velocity (m/s)	Strain rate (S ⁻¹)			Loading speed (kg/mm ² ·S ⁻¹)		
	G.L.=35	G.L.=80	G.L.=130	G.L.=35	G.L.=80	G.L.=130
0 (7.5 × 10 ⁻⁹)	15 × 10 ⁻⁴	7.5 × 10 ⁻⁵	5 × 10 ⁻⁵	3.0	1.5	1.0
2.0	40	20	13	8.0 × 10 ⁵	4.0 × 10 ⁵	2.6 × 10 ⁵
5.0	100	50	33	2.0 × 10 ⁶	1.0 × 10 ⁶	6.6 × 10 ⁵
10.0	200	100	67	4.0 × 10 ⁶	2.0 × 10 ⁶	1.3 × 10 ⁶
20.0	400	200	133	8.0 × 10 ⁶	4.0 × 10 ⁶	2.7 × 10 ⁶
40.0	800	400	266	1.6 × 10 ⁷	8.0 × 10 ⁶	5.3 × 10 ⁶
60.0	1200	600	400	2.4 × 10 ⁷	1.2 × 10 ⁷	8.0 × 10 ⁶
80.0	1600	800	533	3.2 × 10 ⁷	1.6 × 10 ⁷	1.1 × 10 ⁷
100.0	2000	1000	667	4.0 × 10 ⁷	2.0 × 10 ⁷	1.3 × 10 ⁷
120.0	2400	1200	800	4.8 × 10 ⁷	2.4 × 10 ⁷	1.6 × 10 ⁷
140.0	2800	1400	933	5.6 × 10 ⁷	2.8 × 10 ⁷	1.8 × 10 ⁷

Remarks: G.L.=gauge length of test pieces in mm.

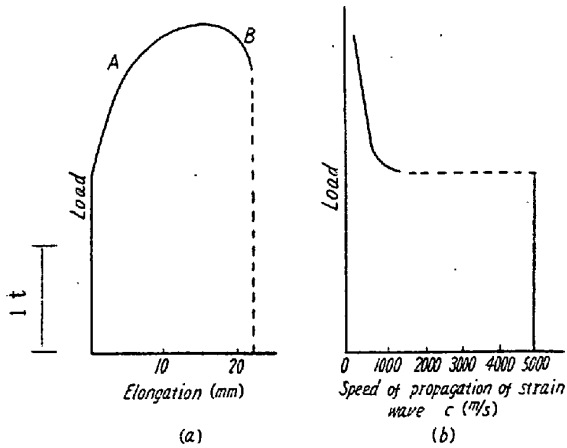


Fig. 3. The engineering stress-strain diagram (a) and the propagation speed of strain wave (b) of specimen S 3-2.

れる。またかかる相違は現在までの大部分の報告，すなわち変形速度が 20 m/s までの実験においてはあまり問題とならないが，後に述べるごとく，60 m/s 以上でまたとくに長い試験片においては記録される荷重-時間曲線全体の形が応力波の伝播に大きく影響をうける。

真の応力-歪関係より求められた各荷重の応力波に対する伝播速度が Fig. 3 (b) の分布をなす媒体を考える。媒体の先端に試験片の破断において生ずるであろう Fig. 3 (a) のごときパルスが与えられたとき，図中 A の部分は (2) 式にしたがう弾性波および塑性波の伝播速度をもって媒体の後端に取付けられたロード・セルに向って進行し，そこで受信される。パルスの形は在来の方法⁹⁾によつて推定することができる。ここで問題となるのは荷重減少部，除荷部 (図中 B) の取扱いである。一般に荷重減少過程の応力波の伝播およびすでに試験片中に存在する波との干渉は複雑である。試験片とロード・セル，ロード・セルとアンビルの取付が十分強固であるならば，アンビルとロード・セルの取付部の寸法比は十分大きくとつてあるから，アンビル背面で反射した弾性

Table 2. Chemical composition of specimen, in wt. %.

C	Si	Mn	S	P	Cu
0.11	0.19	0.59	0.019	0.025	0.09

Table 3. Static tensile properties of the mild steel specimen used in this experiment.

Steel	Annealing temperature (°C)	Tensile strength σ_B (kg/mm ²)	Yield point σ_S (kg/mm ²)	Yield ratio σ_S/σ_B	Elongation ϵ (%)	Reduction of area (%)	Grain size number (A.S.T.M.)
S 3-1	900	41.2	30.1	0.73	29.5	72.4	7.5
S 3-2	1000	39.6	21.3	0.54	28.3	66.5	5.5
S 3-3	1300	39.4	20.5	0.52	30.1	64.0	2.0

波 (圧縮波) は減衰されるものと考えられ，このような反射応力波の干渉は，ここでは無視した。

荷重減少部分においても (1) 式は成立する筈である。試験片に負荷される過程と除荷される過程とでは別の応力歪関係が適用されなければならない。引張試験においては塑性領域より除荷すれば，殆んど弾性域における等しい勾配で変形する事はよく知られている。実際にこの部分の除荷曲線を求め，これについて応力波伝播速度を求めて見ると，ほぼ弾性波に等しい伝播速度が得られたので，これを除荷波の伝播速度として用いることとした。つまり試験片の局部収縮部を信号発生部，それより後方ロード・セルまでの部分が，応力波の伝播部分と考えると媒体部では除荷時の応力-歪関係が成立するからである。

媒体上の任意の点において求められる信号は時間 t と上述のパルスを入力端からの距離 x の関数 $S(t, x)$ として表わすことができ，そこで Fig. 3 (a) の形の入力パルスは $S(t, 0)$ で表わされる。(ここで同図の横軸は便宜上衝撃速度に応じた時間軸に変換して考える。) この関数 $S(t, x)$ を Fig. 4 (a) のように負荷部分のパルス $f_1(t, x)$ と除荷部のパルス $f_2(t, x)$ に分解して考える。

入力パルスは同図において

$$\begin{aligned} t < 0 \text{ および } t \geq t_0 \text{ のとき } S(t, 0) &= 0 \\ 0 \leq t < t_m \text{ のとき } S(t, 0) &= f_1(t, 0) \quad \dots (3) \\ t_m \leq t < t_0 \text{ のとき } S(t, 0) &= f_2(t, 0) + Q \end{aligned}$$

となる。(Qは最大荷重)ここで f_1, f_2 はそれぞれ塑性波および弾性波の伝播速度で伝播するから， $x = \Delta x$ においては Fig. 4 (b) のようになり

$$t < \Delta x/c_0 \text{ および } t \geq t_0 + \Delta x/c_0 \text{ のとき } S(t, \Delta x) = 0 \quad \dots (4.1)$$

$$\Delta x/c_0 \leq t < \Delta x/c \text{ のとき } S(t, \Delta x) = P_y \quad \dots (4.2)$$

$$\Delta x/c \leq t < t_m + \Delta x/c_0 \text{ のとき } S(t, \Delta x) = f_1(t - \Delta x/c, 0) \quad \dots (4.3)$$

$$t_m + \Delta x/c_0 \leq t < t_m + \Delta x/c \text{ のとき } S(t, \Delta x) = f_1(t - \Delta x/c, 0) + f_2(t - \Delta x/c_0, 0) \quad \dots (4.4)$$

$$t_m + \Delta x/c \leq t < t_0 + \Delta x/c_0 \text{ のとき } S(t, \Delta x) = f_2(t - \Delta x/c_0, 0) + Q \quad \dots (4.5)$$

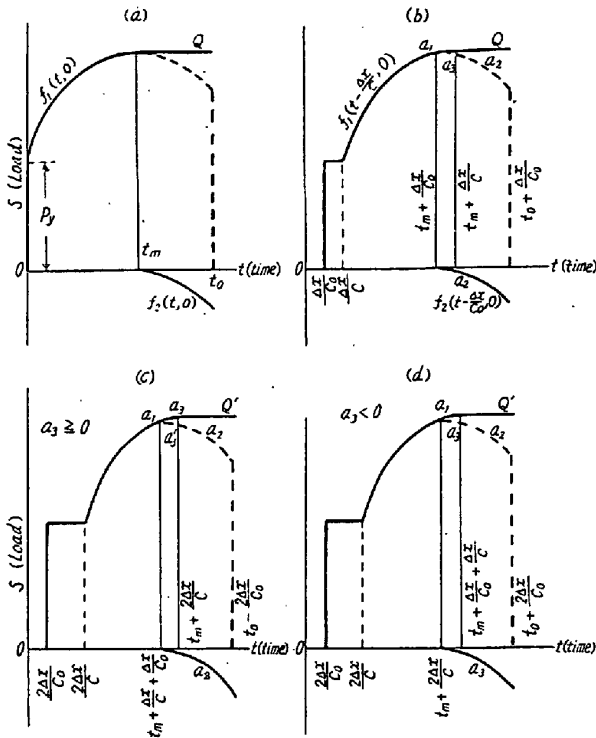


Fig. 4. Graphical solution of propagation of stress wave under the fracture of test pieces.

となる。ここで c_0 および c はそれぞれ弾性波および塑性波の伝播速度である。(4.4)式で表わされるような f_1 および f_2 の交錯領域の近傍において Δx を小に選ぶならば f_1 および f_2 はそれぞれ勾配が a_1 および a_2 ($a_1 > 0 \geq a_2$) である t の一次関数として表わすことができ、(4.4)式もまた $a_3 (= a_1 + a_2)$ なる勾配を有する t の一次関数として表わされる。 $a_3 \geq 0$ の時はこの領域は塑性波として伝播し、 $a_3 < 0$ なるときは弾性波として伝播する。(さらに Δx だけ後の点における $S(t, 2\Delta x)$ はそれぞれ Fig. 4 (c) および (d) のようになり、 f_1 および f_2 の交錯領域以外ではその関数の形に変化はない。(前と同様に $a_3' = a_3 + a_2$ または $a_3 + a_1$) 交錯領域は同図より

$a_3 \geq 0$ のとき

$$\left. \begin{aligned} t_m + \Delta x/c + \Delta x/c_0 \leq t < t_m + 2\Delta x/c \\ a_3 < 0 \text{ ならば } t_m + 2\Delta x/c_0 \leq t < t_m + \Delta x/c + \Delta x/c_0 \end{aligned} \right\} \dots (5)$$

そしてかかる交錯領域の中は

$$\left. \begin{aligned} a_3 \geq 0 \text{ のとき } & \frac{(t_m + 2\Delta x/c) - (t_m + \Delta x/c + \Delta x/c_0)}{(1/c - 1/c_0)\Delta x} \\ a_3 < 0 \text{ のとき } & \frac{(t_m + \Delta x/c + \Delta x/c_0) - (t_m + 2\Delta x/c_0)}{(1/c - 1/c_0)\Delta x} \end{aligned} \right\} \dots (6)$$

となり、いずれも (4.4) 式の領域中は $(1/c - 1/c_0)\Delta x$ に等しい。

すなわちこの操作は何回繰返しても負荷波と除荷波の交錯する領域は $(1/c - 1/c_0)\Delta x$ で一定で、 Δx を十分小さくとることによつて無視できる。したがつて $S(t, x)$ は $f_1(t-x/c, 0)$, $f_2(t-x/c_0, 0) + Q$ をそれぞれ独立に作図して重ね合せ、両関数の重複せる部分はその値の低いものをとればよい。(4), (5), (6)式においては c をあたかも定数のように取扱つたが、(4.4), (4.5), (5)および(6)式は微小部分考えたもので問題はなく、一方(4.4), (4.3)式の値は c が変化すればその値に影響があるが、それは作図の手段の中に含まれていることである。

Fig. 3 (a) の信号は実は試料 S3-2 の静的引張試験における応力-歪曲線で、Fig. 3 (b) はこれから求めた応力-波伝播速度-応力曲線である。試料 S3-2 の衝撃引張試験結果より直径 10mm の試験片で標点距離 35mm (平行部 50mm) の場合試験速度 $V = 20\text{m/s}$, 80m/s , 標点距離 130mm (平行部 150mm) の $V = 10\text{m/s}$, 20m/s および 80m/s の 5 種の試験条件について求められた伸び率 ϵ から試験所要時間を求め (Fig. 4, t_0 に相当する), Fig. 3 (a) と相似なパルスが破断部において発生したと仮定し、大多数の試験片はいずれも衝撃端において破断しているから、パルスは 50mm および 150mm の媒体内を通過したものとして推定荷重-時間曲線を求めた。結果を Fig. 5 に示す。図中点線は破断部で発生したパルスすなわち応力波の伝播を考慮しない場合得られる荷重-時間曲線で、斜線を施した部分はロードセルで測定せられると予想した推定荷重-時間曲線である。

したがつて実際に必要な破断個所において発生した荷重-時間曲線、すなわち真の動的応力-歪関係を、受信された荷重-時間曲線より再現することは推定曲線のように鮮明な図形が得られた場合においてもはなはだ困難なことである。とくに同図(d), (e)のように本試験機の中域の変形速度以上の場合には不可能に近い。実際に受信記録される荷重-時間曲線はこのほか後に述べる測定系の慣性、増巾器の応動性、その他の原因によりさらに複雑となり、ほとんどの場合、破断部の曲線の形を再現することは不可能に近い。変形速度 20m/s 以下の実験においては、荷重-時間曲線はほとんどが同図(a), (b)のような形状をなし、破断部において発生したと仮定した荷重-時間曲線に近似しているから問題はない。なお Fig. 5 右欄は推定荷重-時間曲線と同一条件において撮

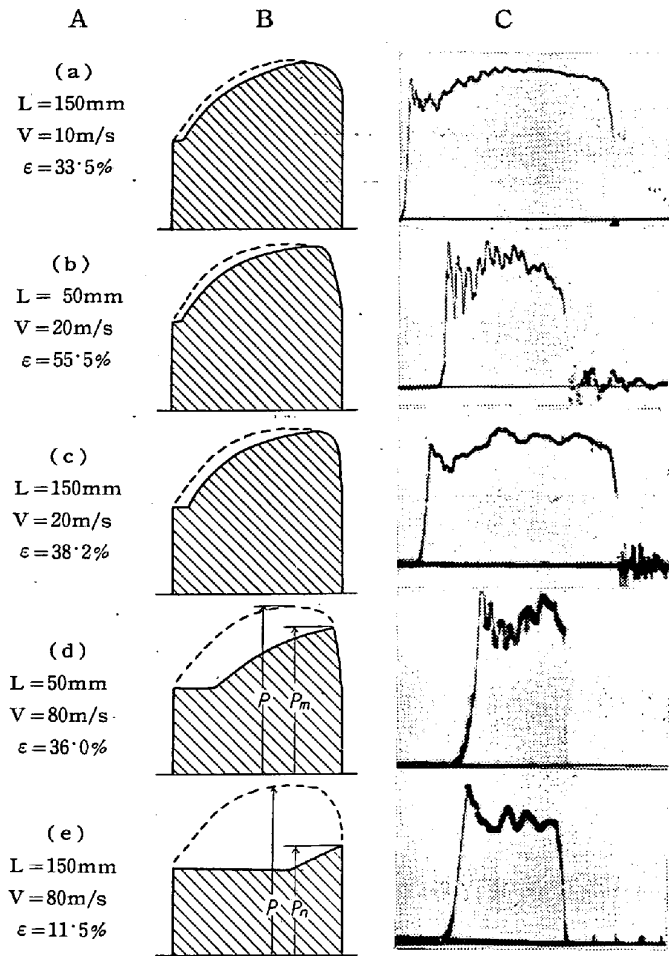


Fig. 5. Comparison between estimated load-time curves (B) and their oscilloscope photographs (C) recorded on the impact tension test of S3-2 under the various test conditions (A).

影した衝撃引張試験のオシログラフ写真で、両者に若干の相異はあるが、かなり近似した形状を示している。推定した荷重-時間曲線と実際のオシログラフ写真の相異は主として応力-歪関係が歪速度に無関係としたこと、およびパルスは破断部においてのみ発生したと考えたことによるものであろう。

試料 S3-2 はすべての試験速度に亘つて 70% 程度の局部収縮を示しているが (後述 Fig. 8), 標点距離 130mm の試験片では 40 m/s 以上, 標点距離 80mm および 35mm の試験片では 60 m/s 以上の試験速度において得られた荷重-時間曲線はすべて Fig. 5 (d), (e) に示すごとく, 最大荷重からあたかも脆い破断をしたような荷重の減少を示している。この事実は前述の応力波伝播理論を拡張して得られた, Fig. 4 および Fig. 5 の推定荷重-時間曲線によらなければ説明できない。このことを確かめるために Fig. 6 に示す実験を行なつて検

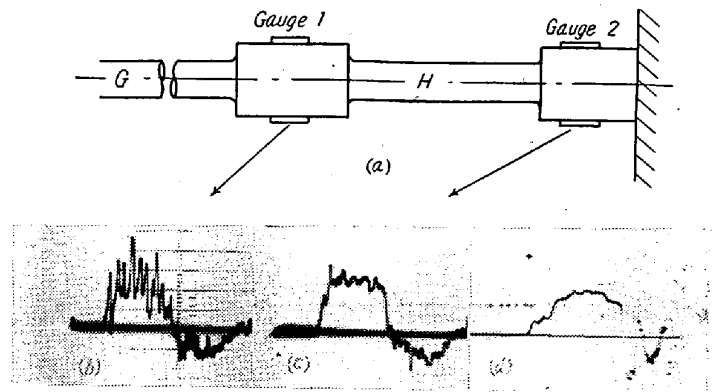


Fig. 6. Fidelity test of impulsive load measurement system. (2). (a): Assemblies of load detecting system. (b) and (c): recorded oscilloscope photographs from the gauge 1 and 2 in (a) respectively. (d): Oscilloscope photograph recorded from an annealed copper specimen.

討した。衝撃端とゲージ 1 との間の部分 G はパルス発生器のため設けたもので、このパルスをゲージ 1 および 2 へ伝播して伝播領域 H を経て後ゲージ 2 において測定記録した。試験片 G は形状を変え、また切欠を設けたりする方法によつていろいろなるパルスを生ずることができた。このゲージ 1 ゲージ 2 で測定記録されたオシログラフ写真の一例 ($V = 80\text{ m/s}$, 伝播領域の長さ $H: 60\text{ mm}$) をそれぞれ Fig. 6 (b), (c) に示す。パルスは塑性領域 H を伝播することによつて Fig. 3 (a) の形から Fig. 5 (d), (e) の形に変形している。

ii) 降伏点

Fig. 5 および Fig. 6 のオシログラフ写真において降伏点に類似した図型が認められる。しかしこのうち下降伏点に類似した図型は Fig. 6 (d) の純銅の試験片によるオシログラフ写真 ($V = 40\text{ m/s}$) にも認められる³⁾。これは (i) において述べた比例限前後の応力波伝播速度の急激な減少に基づくものであり、降伏点とは関係のないものである。

しかし降伏点のある材料において比例限以上降伏点までの応力-歪関係の勾配 da/de は弾性部分のそれとほとんど等しいうに、よく知られているように衝撃荷重の下では降伏現象の遅延が起り、降伏荷重まではほぼ弾性的に変形すると考えてよい。以上の理由から降伏点を示す材料ではこの降伏点に類似した水平部分は下降伏応力にほぼ等しいと考えられる。

またオシログラフ写真に認められる Fig. 7 に示すような図形の ΔF は一見上降伏点を想起せしめるが、これは同図 $\Delta F'$ と同様測定系の慣性にもとづくもの

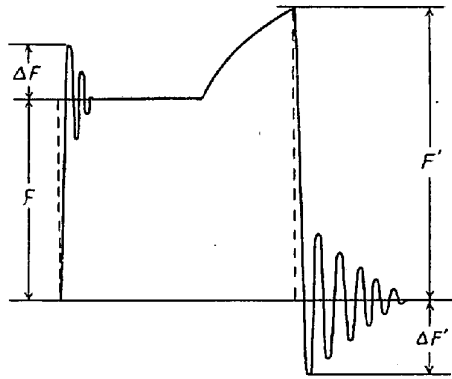


Fig. 7. Schematic load-time curve recorded in the neighbourhood of the yield point or the proportional limit.

で¹²⁾、上降伏点はほとんどの場合この中に含まれ荷重-時間曲線上から求めることはできない。ΔF の値は本試験機のヨークあるいはタップと呼んでいる突当り金具⁹⁾に緩衝物を用いて弾性変形部の荷重速度を減ずることにより相当程度抑制することができる。緩衝物のない場合静的降伏歪量より求められた降伏荷重に到達するに要する時間は 10m/s, 80m/s の試験速度のとき、それぞれ約 5 μs および 0.6 μs である。緩衝物を置いた場合の ΔF (あるいは ΔF') の値を定量的に求めることは困難であるため、その可能な最大値として緩衝物の無い場合のこの値を求める。ロードセルにおいては運動、変位および物質速度に関してつぎの三式が成立する。

$$mv^2/2 = \Delta F \cdot \Delta L / 2 \dots\dots\dots (7)$$

$$\Delta L = \Delta F \cdot L_0 / E \cdot A \dots\dots\dots (8)$$

$$v = 1/2 \cdot c_0 \epsilon = 1/2 \cdot c_0 F / E \cdot A \dots\dots\dots (9)$$

ここで m は測定系の質量 (800 g), v はゲージ貼付部の平均物質速度, ΔL は最大伸び, ΔF はそのときの荷重変化, E はロードセルの弾性係数 (2 × 10⁴ kg/mm²), A はその断面積 (830 mm²), L は同じく長さ (30 mm) c₀ は弾性波伝播速度 (5000 m/s), F は降伏荷重もしくはそれに類似した現象の荷重 (例えば 4 t) である。

(7)(8)(9)式より

$$\Delta F = c_0 F / 4 \cdot \sqrt{m / LEA} \dots\dots\dots (10)$$

括弧内に示した本実験の試験条件について ΔF を求めると約 2.1 t となる。この値は実験において得られた最大値によく一致する。同様なことが ΔF' についても求められる。

このようなオーバーシュートを減らして荷重-時間曲線の精度を向上させるためには、ロード・セルの断面積 (A) を増すことが有効なことが (10) 式より理解される。しかし断面積 (A) の増加はロード・セルの出力を減じ、したがって広帯域増巾器の増巾度を雑音比等を含めて考

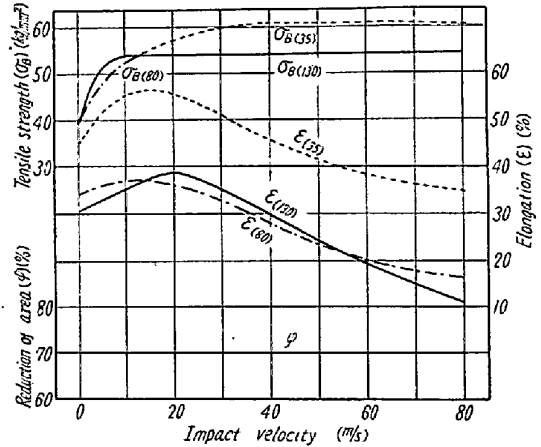


Fig. 8. Effect of gauge length of test piece on the impact tensile properties of steel S3-2. Suffix shows the gauge length of test piece in mm.

慮しなければならぬから自由度は比較的小さく、この種の測定方法としてはやむをえない事柄であろう。

iii) 動的引張強さ

前項において衝撃引張試験の荷重-時間曲線に現われる降伏点に類似した水平部について述べ、この値が降伏点のある材料については、下降伏点にほぼ等しいこと、およびこれが測定系の慣性にもとづく減衰振動によつて多くの場合測定が困難であることについて述べた。このため高速衝撃引張試験においては多くは最大荷重のみを求め、これより引張強さを比較している¹³⁾¹⁷⁾。

Fig. 8 は試料 S3-2, 標点距離 35, 80 および 130 mm, 直径いづれも 10 mm の試験片について衝撃速度に対する引張諸性質の変化を示した。

引張強さ σ_B は衝撃速度の増加とともに増加する。この増加は; 標点距離 35 mm のものでは約 40 m/s, 80 mm のものでは約 15 m/s, さらに 130 mm のものでは約 7 m/s までであり、それ以上の衝撃速度においてはほぼ一定の値を示す。このような事実は NADAI¹³⁾, CLARK¹⁷⁾ 等によつてすでに報告されている。変形抵抗 σ と歪速度 ε̇ との関係を示す実験式としてはつぎの二式が報告されている。

$$\sigma = K_1 \ln \dot{\epsilon} \dots\dots\dots (11)$$

$$\sigma = K_2 \dot{\epsilon}^m \dots\dots\dots (12)$$

(11) 式は NADAI¹³⁾ らが用い、(12) は池島¹³⁾, 井上¹⁴⁾ らが用いている。両式いずれにしたがうとしても Fig. 8 に認められる引張強さ σ_B の飽和状の曲線は説明しがたい。また衝撃速度 40 m/s 以上において標点距離 35 mm の試験片の引張強さは他のものより約 10% 高い。このような歪速度の高い場合の試験片はすべて衝撃端近傍で破断することから応力波伝播上の問題と考えられる。

(i)において述べた荷重-時間曲線の推定方法を用いるならば、この引張強さの相異が説明できる。すなわち Fig. 5 (d) および (e) に示したように、推定荷重-時間曲線においては、 p であるべき最大荷重が p_m あるいは p_n で表わされる低い値しか示さないことになる。この $p-p_m$ もしくは $p-p_n$ の差は衝撃速度が大であるほど大となるから (11) または (12) 式の関係が成立するとしても、実験結果は Fig. 8 のようになり得る。またこのことは、引張強さ対衝撃速度曲線が飽和した近傍より速い衝撃速度で得られるオッシログラフの荷重-時間曲線の写真は常に Fig. 3 (a) または Fig. 5 (a) の形から Fig. 5 (c)(d)(e) の形へ変化していることから確かめられる。

CLARK¹⁵⁾は次項に述べる臨界衝撃速度の測定には値の分散より標点距離対直径の比が8以上の長い試験片の使用を提唱している。しかし引張強さ測定の信頼度、および低い衝撃速度で高い歪速度が得られて実験が容易であることなどの理由から、とくに臨界衝撃速度の測定のみ主眼を置く特別の実験を除く通常の実験においては短い試験片の方が有利である。以上の理由から著者らは標点距離対直径の比が3.5のJIS 4号試験片が適当と考えた。

このように短い試験片を採用した場合においても衝撃速度が60m/s以上になれば Fig. 5 に示した $p-p_m$ の値は増加し真の引張強さの測定は困難になる。著者らはこの問題を解決するために鋭意努力しているが未だ適当な解決方法を得ていない。

iv) 変形能および臨界衝撃速度

引張試験において伸びおよび絞りは材料の変形能をあらわすためによく用いられる。高速衝撃試験における伸び衝撃速度曲線に極大が存在することはよく知られている¹⁾²⁾³⁾。かかる衝撃速度は KÁRMÁN らの応力波伝播理論より求められている。すなわち衝撃速度 V_1 と生ずる歪の値 ϵ_1 にはつぎの関係がある。

$$V_1 = -\int_0^{\epsilon_1} (T/\rho)^{1/2} d\epsilon \dots \dots \dots (13)$$

ここで負号は応力波の伝播と変位の向きが逆であるためである。(13)式においてある歪の大いさ ϵ_m のとき $T=0$ となり、塑性波の伝播速度は零となるような衝撃速度が存在することになる。若しこのような速度より早い速度で衝撃引張を加えると、大きい塑性歪は衝撃端の動きと同じ速度で伝播することができず、試験片は直接衝撃端に近い点で破断し、伸びは著しく小となる。このような速度を衝撃試験における臨界衝撃速度と呼んでいる。Fig. 8において、試料 S 3-2 のこの速度はいずれも 10

~20m/s である。一方静的-応力歪関係にもとづき(13)式から求めた値は 58 m/s であつてかなりの相異がある。続報に予定している同一試料の切欠試験片において、衝撃速度の増加にしたがつていちじるしい降伏比の増加を確認したが、かかる降伏比の上昇によつて当然降伏点より後の $d\sigma/d\epsilon$ は低く、したがつてかかる計算による臨界衝撃速度も、衝撃速度の低い方へ移行する可能性は大きい。さらに臨界衝撃速度は(13)式にしたがえば衝撃端の移動速度にのみ依存し歪速度にはよらない筈のものであるが、Fig. 8 に示すように臨界衝撃速度は標点距離の長いものほど高い衝撃速度側に移行し明らかに歪速度の影響をうけている。

臨界衝撃速度における理論と実験との以上のような矛盾は、これまで論じた同種の諸点とともに、その原因はすべて応力波の伝播理論が応力が歪のみの関数であるとする仮定に基づいて組立られたものであるため、歪速度を考慮に入れなければならぬことを示唆するものである。歪速度を考慮に入れた応力波の伝播理論は V. V. SOKOLOVSKY および L. E. MALVERN¹⁶⁾ らによつて提出されているが、未だ完全なものでなく、臨界衝撃速度の予測には適用できない。

絞りは同図のごとく衝撃速度、標点距離などに影響をうけることなく全試験速度で一定であつた。

v) 結晶粒度の影響

標点距離 130mm、直径 10mm の試験片について試料 S3-1, S3-2 および S3-3 の引張諸性質に対する衝撃速度の影響を Table 4 に示す。同一衝撃速度で得られた各試料の荷重-時間曲線の間には大差はなく、最大荷重の増加が停止した 10m/s 前後で Fig. 5 (a) から Fig. 5 (c), (d) および (e) の形に変化している。結晶粒度の相異にもとづく臨界衝撃速度の差異は明確には現われなかつた。これはキルド鋼を用いたことなどの理由が考えられ、さらに多種の鋼について比較を行なつている。(13)式により静的応力-歪関数から求められた臨界衝撃速度の値は S3-1 は約 30m/s, S3-2 および S3-3 は約 60m/s でいずれも実測値より高い。

伸びはすべての衝撃速度を通じて S3-2, S3-3, S3-1 の順序となり、これに対し絞りは衝撃速度には無関係でその順序は S3-1, S3-2, S3-3 で、伸びがもつとも小さい S3-1 がもつとも大であつた。これらの関係を詳細に検討するために 20m/s おいて試験した試験片の破断点近傍の伸び分布を調べた結果は Fig. 9 に示す。局部伸びは結晶粒度の小なるものほど高く、優れた変形能を有していることが判る。なおこのような相異は当然応力-歪関係の相異として荷重-時間曲線に現われるべき

Table 4. Effect of grain size on the impact tensile properties of mild steel.

Steel	S 3-1			S 3-2			S 3-3		
	σ_B (kg/mm ²)	ϵ (%)	φ (%)	σ_B (kg/mm ²)	ϵ (%)	φ (%)	σ_B (kg/mm ²)	ϵ (%)	φ (%)
Static test	See Table 2.								
2.5	41.1	34.1	70.9	—	—	—	—	—	—
	41.1	28.7	69.7	—	—	—	—	—	—
5.0	48.2	37.4	71.6	52.3	35.2	65.8	55.3	30.1	64.0
	48.2	28.5	69.2	49.3	33.7	67.5	55.9	29.4	59.7
10.0	54.9	25.6	71.2	53.8	31.8	65.8	52.3	30.7	60.3
	54.7	29.5	72.4	53.8	35.2	61.9	52.3	34.0	63.0
20.0	54.9	29.2	71.4	52.7	38.9	67.5	51.4	28.7	63.5
	53.8	31.1	72.9	54.4	37.5	67.5	54.8	34.0	62.8
40.0	51.1	23.1	70.3	57.7	31.6	66.5	52.3	19.2	62.2
	49.7	18.3	69.3	54.0	29.5	68.1	57.7	33.7	62.8
60.0	55.5	9.2	71.8	52.8	16.2	66.4	50.3	16.8	64.4
	—	7.6	72.0	54.8	18.5	66.9	49.8	15.1	60.3
80.0	55.0	7.2	72.0	51.5	11.5	67.5	52.3	13.4	60.3
	—	—	—	45.5	11.5	65.8	56.6	11.6	64.0

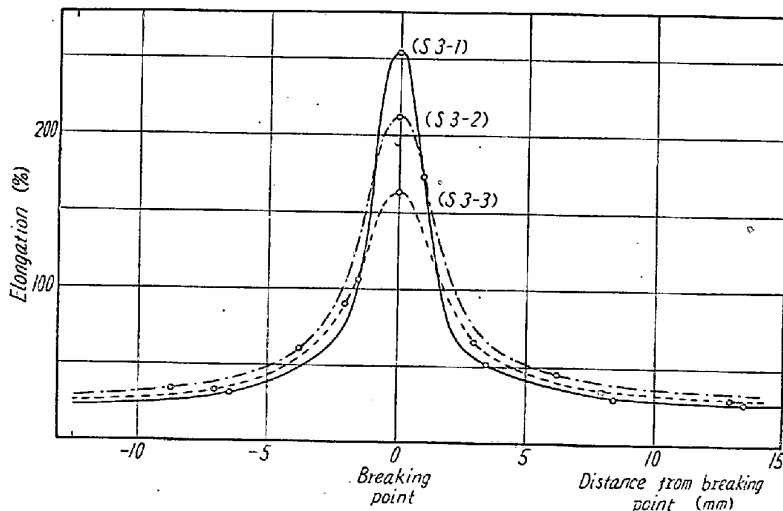


Fig. 9. An example of strain distribution of test pieces fractured in impact tensile test.
(Impact velocity : 20m/s)

ものであろうが、すでに述べたようないろいろの理由から明確にし得なかつた。

V. 結 言

大型の回転円板を用いた最高試験速度 140m/s を得ることができる衝撃引張試験機を設計建設し、軟鋼の衝撃引張特性を測定するとともに、この種の実験資料の解釈に必要な以下に述べる結果を得た。

(1) 衝撃試験において破断部以外で測定される荷重-時間曲線は真の応力-歪関係を示さない。破断部において測定をなすことは現在の測定技術では不可能であり、60m/s 以上の高速衝撃速度では真の応力-歪関係を求めることは不可能に近い。しかし試験片の形状、測定系の

選択、荷重-時間曲線の検討によつて相当に近似した結果を求めることが可能である。

(2) 荷重-時間曲線の解釈のため荷重減少部および除荷部に応力波伝播理論を導入した。これより得られた推定荷重-時間曲線は実測された曲線とよく一致した。これから試験片は短いものが好都合であることが判明し、標準試験片として JIS 4号試験片を定めた。

(3) 応力-歪関係は動的試験と静的試験において大差のあることが認められ、これらの解釈のため応力を歪と歪速度の関数として取扱わなければならないことを、動的引張強さ、臨界衝撃速度の測定結果から示した。

(4) 衝撃試験速度-伸び関係に現われる臨界衝撃速度は KÁRMÁN の理論による値よりも相当低かつた。

(5) 結晶粒度の変化は伸びおよび絞りに対しては静的試験と同様影響が大であるが、臨界衝撃速度に対する影響は明瞭でなかつた。

終りに本研究のうち試験機の設計および製作は文部省科学研究交付金(機関研究)によりなされたが、当時の研究班主査津村利光名誉教授の御指導に深尽なる謝意を表します。実験室の建設ならびに実験試料については日本鋼管株式会社の御援助によつた。なお研究費の一部は本会石原研究奨励金によつた。本研究遂行に当り以上の数々の御厚意に対し厚く御礼申し上げます。

(昭和35年11月寄稿)

文 献

- 1) M. MANJOINE and A. NADAI: Proc. ASTM., 40 (1940), 822
- 2) M. MANJOINE: J. Appl. Mech., 11 (1944), A211
- 3) D. S. CLARK and D. S. WOOD: Trans. Amer. Soc. Metals, 42 (1950), 45
- 4) P. E. DUWEZ and D. S. CLARK: Proc. ASTM, 47 (1947), 502, 560
- 5) D. S. CLARK and P. E. DUWEZ: J. Appl. Mech., 15 (1948), 243
- 6) W. H. HOPPMAN: Proc. ASTM. 47 (1947), 533
- 7) E. SIEBEL und G. MENGES: Arch Eisenhüttenw., 28 (1957), 31
- 8) T. TSUMURA, S. SAKUI et al.: Proc. 3rd Jap. Congr. Textil Matlos (1960), 95
- 9) 五十嵐: 豊田研究報告, No. 13 (1958), 39
- 10) Th von KARSTEN: Sixth Int. Nat. Congr. Appl. Mech., Paris (1946), J. Appl. Phys. 21 (1950), 987
- 11) G. I. TOYLER: J. Inst Civil Engrs., 26 (1946), 48
- 12) H. G. BARON: J. Iron & Steel Inst. (U.K.), 182 (1956), 355
- 13) 池島: 扶桑金属工業, (1949-5)
- 14) 井上: 鉄と鋼, 41 (1955), 593
- 15) D. S. CLARK and D. S. WOOD: Proc ASTM., 50 (1950), 577
- 16) L. E. MALVERN: J. Appl. Mech., 18 (1951), 203

鋼中の窒化アルミの電子顕微鏡による観察*

(鋼中の窒化アルミの研究—I)

長谷部 茂雄**

Ovservations of Aluminum Nitride in Steel by Electron Microscopy.

(Study on aluminum nitride in steel—I)

Shigeo HASEBE

Synopsis:

Aluminum nitride precipitates in low-manganese steels, an aluminum-killed low-carbon steel and a medium-carbon steel were directly observed by carbon extraction replica. The steels contained 0.005~0.02% N and 0.03~0.12% Al.

1) AlN precipitates extracted from a forged and normalized steel were hexagonal in structure, and rectangular and of thin sheets in shape.

2) AlN precipitates in the steel heated at the 1200°C or above for 6 h after solution-treatment, were of a large rod shape. At 1000~1100°C the precipitates were lengthened, and some of them reached to be distributed into 5 μ or over. At 900°C many AlN precipitates shorter than 1 μ were seen to be scattered. The less the content of N and Al in the steel, the smaller the AlN precipitate. They were 0.1 μ long or shorter and scattered on large numbers.

3) AlN precipitates were arranged along the grain boundary of austenite.

4) Isothermally treated after solution-treatment AlN precipitates were present on the sub-grain boundaries of ferrite, but not in the austenite. The precipitates at the 700°C heating for 2 h were 0.02~0.1 μ long.

5) Si₃N₄ precipitates were found mixed with the AlN precipitates in the ferrite. The former were granular and of different shape from the latter. By electron-diffraction pattern the former were determined to be Si₃N₄ precipitates.

6) Fe₃C particles seemed to become the nuclei forming AlN and promoted the its precipitation.

7) AlN precipitates extracted from an aluminum-killed low-carbon steel subject to anneal-

* 昭和 35 年 4 月本会講演大会にて講演 ** 住友金属工業株式会社中央技術研究所