固体の耐衝撃性とその新しい測定法[†]

河 田 幸 三^{*}

Crashworthiness of Solids and its New Measuring Method

by

Kozo KAWATA^{*}

1 ま え が き

近年先進工学の分野で構造用固体材料の遭遇するひずみ速度は優に $10^3/\text{sec}$ またはそれ以上に及ぶと考えられる。通常の材料力学の教科書に記載されている材料の応力-ひずみ線図は $10^{-3}/\text{sec}$ 程度での測定値で、これに比較すればその 100 万倍以上のひずみ速度となる。耐衝撃構造の設計の基盤となるのは、高ひずみ速度域での応力-ひずみ関係であるが、高ひずみ速度での単軸引張り時の破断までの精確な応力-ひずみ関係の得られている例は従来極めて少なかった。これはこのひずみ速度域での測定法自体の開発が未開のまま残されていたことによるといえよう。著者は固体のひずみ速度 $\dot{\epsilon}=10^3/\text{sec}$ を中心とする領域での単軸引張り時の破断までの精確な応力-ひずみ関係とひずみエネルギーを取得する新しい方法—one bar method^{1)~6)}を開発し、最近数年間に固体の高速ぜい性、高速延性の測定を行ったので、これらにつき述べる。

2 one bar method の原理

固体の力学的特性、例えば単軸引張りでの応力-ひずみ関係を準静的に求めるには、通常チャックとチャックの間に引張試片を固定し、その引張り時の荷重をロード・セル（つまり抵抗線ひずみゲージを接着した起歪柱）で、一方ひずみを何らかの変位計で測って行うことが多い。動的測定の場合もこの方式を使えばよさそうに思われるが、実際行ってみると、得られる応力-ひずみ関係には著しい振動が重畳されている。これは高速引張りの場合には応力が応力波の形で伝ばし、起歪柱の末端で応力波が反射されてその中を往復し正規の波形に重畳されるため、この混入を防がなくては精確な動的応力-ひずみ関係は得られない。ローパスフィルタで除去するのは正規のピーク波形をも引去る惧れがあり、満足な方法とはいえない。

以上の考察にもとづいて、block to block、同上+短ロード・セル、block to bar、およびbar to bar の4方式について、被測定材料の構成方程式を著者らの

あらかじめ導いた2線のそれぞれ軟鋼およびアルミニウム合金をモデル化した微視的構成方程式で模擬し、高速引張り時のシステムの動的応答を数値計算で求めた結果を Fig. 1 に示す。図中②~④を付した曲線は②~④の測定方式（試片：アルミニウム、 $l=10\text{ mm}$ ）によるもので、理論値①と実際上一致する。②'を付した曲線は、在来型短ロード・セル法によるもので、ロード・セル長 $L=10\text{ mm}$, 20 mm のいずれの場合も、見掛け上の振動が入る。この研究より、測定値に誤差としての振動の入る在来型短ロード・セル法は不可で、bar to block 法または bar to bar 法が望ましいとの結論が得られた。そこで、長さが半分で済み、十

Fig. 1. The differences in dynamic responses of various test methods for high-velocity tension of FCC material modelling 2014-T6 analyzed by finite element method.

[†] 原稿受理 昭和62年4月1日 Received Apr. 1, 1987

^{*} 東京理科大学基礎工学部 野田市山崎, Faculty of Industrial Science and Technology, Science University of Tokyo, Yamazaki, Noda

分に長い測定時間が楽に得られる bar to block 法をとり上げ、一次元弾性波伝ば理論にもとづいて、動的応力 $\sigma(t)$ 、動的ひずみ $\varepsilon(t)$ 、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}(t)$ を求める公式を導いた。¹⁶⁾

Fig. 2 に示す出力棒中の一次元縦弾性波伝ばを支配する波動方程式は

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = c^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \sigma(t) &= \frac{S_0}{S} E_0 \varepsilon_g \left(t + \frac{a}{c} \right) \\ \varepsilon(t) &= \frac{1}{l} \int_0^t [V(\tau) - c \varepsilon_g \left(\tau + \frac{a}{c} \right)] d\tau \end{aligned}$$

Fig. 2. Principle of one bar method.

ここで、 u ：時刻 t 、距離 x での棒軸 (x 軸) 方向の変位、 E 、 ρ 、 c ：出力棒材料のそれぞれヤング率、密度および縦弾性波伝ば速度。 x の負方向伝ばの波のみを考えて、式(1)の解は、

$$u = f(x + ct) \quad (2)$$

f ：任意関数。微分して、

$$\frac{\partial u}{\partial x} = f'(x + ct), \quad \frac{\partial u}{\partial t} = cf'(x + ct) \quad (3)$$

したがって、

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c \frac{\partial u}{\partial x} = c\varepsilon \quad (4)$$

上述の関係を我々の考えている one bar method に適用する。B点での変位は、

$$u_B(t) = \int_0^t \frac{\partial u_B}{\partial t} dt = c \int_0^t \varepsilon_B dt \quad (5)$$

B点でのひずみ ε_B は、ひずみゲージで測定される C点でのひずみ $\varepsilon_g (= \varepsilon_c)$ と、次式で関係づけられる。

$$\varepsilon_B(t) = \varepsilon_g \left(t + \frac{a}{c} \right) \quad (6)$$

ここで、 a ：点Bと点C間の距離。(5)、(6)より、

$$u_B(t) = c \int_0^t \varepsilon_g \left(\tau + \frac{a}{c} \right) d\tau \quad (7)$$

一方、A点での変位は衝撃ブロックの速度 $V(t)$ を用いて、

$$u_A(t) = \int_0^t V(\tau) d\tau \quad (8)$$

試片の長さ l は入射波の波長に比べて十分短いので、試片中の動的応力、動的ひずみは試片長さ l にわたっ

て一様であると仮定し得る。かくして、試片のひずみとひずみ速度は、次のように得られる。

$$\varepsilon(t) = \frac{u_A(t) - u_B(t)}{l} = \frac{1}{l} \int_0^t [V(\tau) - c \varepsilon_g \left(\tau + \frac{a}{c} \right)] d\tau \quad (9)$$

$$\dot{\varepsilon}(t) = \left[V(t) - c \varepsilon_g \left(t + \frac{a}{c} \right) \right] / l \quad (10)$$

B点での力の釣合を考えると、試片の応力 $\sigma(t)$ は次のように得られる。

$$\sigma(t) = (S_0/S) E_0 \varepsilon_g \left(t + \frac{a}{c} \right) \quad (11)$$

ここで、 E_0 、 S_0 ：出力棒のそれぞれヤング率、断面積、 S ：試片の断面積。式(9)、(11)が所望の動的ひずみ、応力を与え、対応するひずみ速度は式(10)に示される。

以上導いた $\varepsilon(t)$ 、 $\dot{\varepsilon}(t)$ 、 $\sigma(t)$ の計算公式(9)~(11)に裏付けられた Fig. 2 に示す one bar を用いる動的応力-ひずみ関係の測定方式を one bar method と呼ぶ。本法での必要測定量は、

$\varepsilon_g(t)$ ：時刻 t での点Cでの棒軸方向ひずみ

$V(t)$ ：衝撃ブロックのA端のX方向速度（もちろん $x(t)$ でも可）

の二者である。本法の特徴を挙げれば、

(1) 1本の棒（出力棒）を用いるのみでよい。

(2) 引張りに使いやすい。

(3) 出力棒長さを十分長くとることによって、延性の大きい材料でも破断までの全応力-ひずみ関係を得ることができる。

と要約できよう。スプリットホプキンソン棒法 (SPHB 法) と比較すれば、SPHB 法は棒を2本用いる、主として圧縮に用いられる、圧縮波の末端での反射を利用して引張波を生成する変形 SPHB 法では有効測定時間が比較的短く破断までの全応力-ひずみ関係が得難いことが間々ある、等の点が異なる。

3 実際の one bar method のシステム、装置

Fig. 2 の原理図を実際のシステム化したのが Fig. 3 である。負荷方式は回転円盤^{4)~6)}(Fig. 4)、振子^{4)~6)}(Fig. 5)、横型（レール上を走る¹⁵⁾）(Fig. 6) あるいはその他の種々あり得る。出力棒長は長い程有効測定時間 ($2L/c$ 、ここで L ：出力棒長、正確には、ひずみゲージ位置よ

Fig. 3. Block diagram of the system based upon "one bar method".

Fig. 4. High speed loading system A of rotating disk type.

Fig. 5. High speed loading system B of pendulum type.

Fig. 6. High speed loading system C of horizontal type.

Fig. 7. Time necessary for going and returning of pulse in output bar.

りB点と逆の末端までの距離)が伸びるが、通常の測定では3mで十分である。反射波が来るまで1160

μsec の測定例を Fig. 7 に示す。構造要素の測定に本法を使うこともできる。薄肉円管の動的座屈の研究に用いた例を後述するが、これには縦型で落錘を用いた。¹⁷⁾

4 試 料

本法を用いてこれまで測定した試料は、純金属、合金、セラミックス、ポリマー、複合材料にわたる。試片形状は Fig. 8 に例示する。得られる特性値を Fig. 9 のように定義する。動的降伏点が塑性域最大応力より高い場合もあるので、この場合は ϵ_p は塑性域最大応力に対し表示した。材料の耐衝撃性の議論には破断ひずみの大小が重要であるので、一般にデータとして ϵ_p , ϵ_t の両者を求めた。大部分の材料について高速変形でのキャラクタリゼーションを本法で満足に行うことができたが、高強度繊維一方強化複合材料のように引張強さ σ /層間せん断強さ τ の極端に大きい材料では、チャック部に特殊の注意を要する。要するにチャック部が「坊主にならないよう」、チャック部内では強化繊維が諸方向に配向するようあらかじめ成形しておくのも一案と思われる。測定を行った試料の主要なものにつき Table I に成分を表示する。

Fig. 8. Specimen dimensions.

Fig. 9. Definition of characteristic values.

5 高速ぜい性、高速延性の概念

固体を高速で引張ると破断伸び ϵ_b は増すのか減るのか? 純金属の焼なまし状態では比較的事柄は見やすい。著者らの一連の高速引張り (引張速度 $V_1 = 10^{-5}$ m/sec $\sim$ 200 m/sec, $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-4}$ /sec $\sim$ 4×10^3 /sec) (1968)³⁾の結果のように、結晶格子型と強い関係が見られる (Fig. 10)。 V_1 したがって $\dot{\epsilon}$ の増大に伴い、 ϵ_b は面心立方晶 (FCC) では一たん増し、体心立方晶 (BCC) では単調に減り、最密六方晶 (HCP) では軸比 $c/a = 1.6$ を境として大の Zn では減り、小側の Ti

Table I. Chemical analysis of specimens.

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	V	Nb	Ti	Fe	Al	Mg	Zn	Sn	Zr	N	
Pure Fe-A	0.002	<0.01	<0.01	0.003	0.0004								Bal.						0.002	0.0077
Pure Fe-B	<3 ppm	<0.01	<0.01	0.003	0.0004								Bal.						<3 ppm	
A533B	0.19	0.21	1.46	0.002	0.001	0.03	0.18	0.66	0.56	0.002			Bal.	0.012						B.
X-70	0.02	0.25	1.73	0.015	0.002	0.22		0.12			0.04	0.017	Bal.	0.024					0.0022	0.0012
WT-60	0.14	0.25	1.43	0.016	0.004					0.04			Bal.							B.
WT-80	0.12	0.24	0.94	0.014	0.003		0.58	0.94	0.41	0.03			Bal.							0.0009
Dual phase	0.12	1.36	1.60	0.002	0.005								Bal.	0.017					0.0015	
3.5 Ni	0.10	0.23	0.57	0.005	0.001			3.42					Bal.	0.042					0.0051	
9 Ni	0.07	0.25	0.59	0.010	0.001			9.26					Bal.							
SUS 304	0.06	0.61	0.93	0.030	0.006		18.2	8.8					Bal.							
YUS 304N	0.06	0.72	1.90	0.031	0.004		18.7	8.4			0.11		Bal.						0.21	
SUS 347PN	0.01	0.40	0.84	0.012	0.004		18.2	9.1			0.25		Bal.						0.081	
SUS 430	0.049	0.53	0.16	0.031	0.006		16.54	0.11					Bal.	0.049					0.010	
INCO 718	0.04	0.20	0.20				19	52.5	3.0		5.2	0.8	18	0.6						
Ti 6242									2			Bal.		6				2	4	
2011F		<0.40				5.0-6.0							<0.7	Bal.			<0.3			
2014F		0.50-1.2	0.40-1.2			3.9-4.5	<0.10						<0.7	Bal.	0.20-0.8	<0.25				
2017F		<0.8	0.40-1.2			3.5-4.5	<0.10						<0.7	Bal.	0.20-0.8	<0.25				
2024 T4		<0.5	0.30-0.9			3.8-4.9	<0.10						<0.50	Bal.	1.2-1.8	<0.25				
5052 H34		Fe+Si <0.45	<0.10			<0.10	0.15-0.35						Fe+Si <0.45	Bal.	2.2-2.8	<0.10				
6061 T4		0.40-0.8	<0.15			0.15-0.04	0.40	0.35					<0.15	<0.7	Bal.	0.8-1.2	<0.25			
6063 T5		0.20-0.6	<0.10			<0.10	<0.10						<0.10	<0.35	Bal.	0.45-0.9	<0.10			
7075 T651		<0.40	<0.30			1.2-2.0	0.18-0.35						<0.20	<0.50	Bal.	2.1-2.9	5.1-6.1

Fig. 10. Breaking elongation ϵ_b vs. tensile velocity V_t relation for some pure metals and alloys in annealed state.

では FCC 寄りの挙動を示す。図中各材料の $\epsilon_b \sim V_t$ 関係の中に付記した太い縦線は Th. von Kármán の限界衝撃速度 V_{er} を参考のために示したもので、 V_{er} で Kármán 説のように $\epsilon_b \rightarrow 0$ と激減しないことに注意を払う必要がある。Kawata は高速で破断伸びの減る現象を高速ぜい性 (High velocity brittleness), 逆に高速で破断伸びの増す現象を高速延性 (High velocity ductility) と定義した (1977)。高速ぜい性のみならず高速延性³⁾の見出されたのは興味ある事実で、その後の研究によれば単体でない複合材料の CFRP と GFRP にそれぞれ「高速ぜい性または不敏感」および

高速延性⁷⁾⁸⁾の見出されることも明らかにされた。

高速ぜい性における結晶格子型効果は、上述のように純金属焼なまし状態に対して見出されたが、スキンプスのなかった試料に対しては幾分その傾向がマスクされる。高速ぜい性と結晶格子型との関係は、低温ぜい性と結晶格子型との関係と、上述の測定の範囲内では同一といつてよい。すなわち、低温ぜい性は BCC に現れ、FCC に現れず、HCP では軸比 $c/a=1.6$ より大きい側で現れるのである。純金属でなく、実用構造用材料では、異なる相のあり方など微視構造と関係があると思われ、純金属の場合のように結晶格子型のみで明快地割り切ることは若干の慎重さを要すると判断される。

6 純鉄、構造用合金、複合材料など固体の高速引張特性における個性⁹⁾¹²⁾¹⁴⁾

Table I に示す23種の固体および若干の複合材料などにつき、one bar method を用いて $\dot{\epsilon} \approx 10^3/\text{sec}$ の高速引張応力-ひずみ関係を求め、準静的引張り ($\dot{\epsilon} \approx 10^{-3}/\text{sec}$) の値との比較を行った。以下各材料の個性について述べ、ひずみ速度効果の例を Table II に示す。

(1) 純鉄 試料 A (C 0.002%, N 0.002%) (Fig. 11, 12) では、高速引張りで σ_p の 84% 増と ϵ_t の 17

Table II. Strain-rate dependence of tensile mechanical properties: peak stress σ_p , total elongation ϵ_t and absorbed energy E_{ab} .

Material	$\frac{d\sigma_p}{d \log \dot{\epsilon}}$	$\frac{d\epsilon_t}{d \log \dot{\epsilon}}$	$\frac{dE_{ab}}{d \log \dot{\epsilon}}$
Pure Fe-A	3.52	-1.63	0.33
Pure Fe-B	6.35	-9.88	-1.82
A533B	2.33	0.81	0.86
X-70	2.37	0.87	0.74
WT60	2.47	0.78	0.74
WT80	1.78	1.03	0.80
Dual phase	1.07	0.54	0.31
3.5Ni	2.14	1.01	0.89
9Ni	1.95	0.24	0.30
SUS 304	0.29	-4.07	-2.34
YUS 304N	2.03	-3.47	-2.15
SUS 347PN	1.32	-2.41	-0.97
SUS 430	2.72	-0.07	0.58
INCO 718	1.62	0.86	1.36
Ti 6242	4.21	0.25	0.41
2011F	0.31	0.74	0.17
2014F	0.69	0.65	0.12
2017F	0.52	1.20	0.37
2024 T4	-0.35	0.06	-0.05
5052 H34	0.13	2.12	0.37
6061 T4	0.36	1.42	0.32
6063 T5	0.30	0.78	0.14
7075 T651	-0.16	0.21	0.03
(unit)	kg/mm ²	%	kgmm/mm ³

%減が見られ、試料B (C, N共に 3 ppm 以下) では、 σ_p の 159 %増、 ϵ_t の 96 %減が見られ、極端な高速ぜい性を示す。この高速ぜい性は高速で粒界破壊に移行することによると考えられる。高速ぜい性の代表的な例と言ってよい。

(2) A533B⁹⁾ (Fig. 13 (a), Fig. 14) 代表的な極厚原子炉容器鋼。製造条件: 焼ならし→焼入れ・焼もどし→応力除去、ひずみ取焼なし。準静的での $\sigma_y=50$ kg/mm², $\sigma_b=62$ kg/mm², $\epsilon_b=28\%$ 。ひずみ速度効果は σ_p , ϵ_t , E_{ab} のいずれについても正である。

Fig. 11. Stress-strain diagrams of pure iron A and B for dynamic and static tension.

(3) X-70⁹⁾ (Fig. 13 (b), Fig. 14) 代表的な大径ラインパイプ材。低炭素ペーナイト系。圧延まま材。準静的での $\sigma_y=54$ kg/mm², $\sigma_b=64$ kg/mm², $\epsilon_b=39\%$ 。ひずみ速度効果いずれも正。

(4) WT60, WT80⁹⁾ 代表的な60キロ級および80キロ級高張力鋼。製造条件: 焼入焼もどし処理。準静的での $\sigma_y=60$ kg/mm², $\sigma_b=67$ kg/mm², $\epsilon_b=27\%$; $\sigma_y=76$ kg/mm², $\sigma_b=82$ kg/mm², $\epsilon_b=33\%$ 。ひずみ速度効果いずれも正。

(5) 3.5Ni, 9Ni⁹⁾ (Fig. 15, 16) 代表的な低温用鋼 (3.5Ni は約-100℃まで, 9Ni は約-200℃までとされる。) いずれも焼入・焼もどし処理。準静的での

Fig. 12. Strain-rate dependence of peak stress σ_p , total elongation ϵ_t and absorbed energy E_{ab} in pure irons A and B and dual phase steel.

Fig. 13. Stress-strain diagrams of A533B and X70 for dynamic and static tension.

 Fig. 14. Strain-rate dependence of σ_p , ϵ_t and E_{ab} in A533B and X70.

Fig. 15. Stress-strain diagrams of 9Ni steel for dynamic and static tension.

 Fig. 16. Strain-rate dependence of σ_p , ϵ_t and E_{ab} in 3.5Ni steel and 9Ni steel.

$\sigma_y = 43 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_b = 56 \text{ kg/mm}^2$, $\epsilon_b = 36\%$; $\sigma_y = 70 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_b = 76 \text{ kg/mm}^2$, $\epsilon_b = 34\%$, ひずみ速度効果はいずれも正.

(6) SUS 304, YUS 304N, SUS 347PN, SUS 430¹⁰⁾ (Fig. 17, 18) 304Nは SUS 304 のNを高めて高強

度化したもの. 347PNは耐応力腐食性改善のため, 特にP, Nを下げたもの. 製造条件は三者とも圧延後溶体化処理 ($1100^\circ\text{C} \times 30 \text{ 分}$). 原子炉材を初め広範な応用をもつ. ひずみ速度効果は四者とも σ_p で正, ϵ_t で負, E_{ab} は前三者で負, 430 で正. この試料では偏析

Fig. 17. Stress-strain diagrams of SUS 304, and YUS 304N for dynamic and static tension.

Fig. 18. Strain-rate dependence of σ_p , ϵ_t and E_{ab} in SUS 304, YUS 304N and dual phase steel.

Fig. 19. Stress-strain diagrams of 5052 H34 and 6063 T5 for dynamic and static tension.

などによる欠陥が推測される。

(7) DP-鋼¹⁰⁾ 自動車用高張力二相鋼。熱延板、800℃×10分均熱、油冷50℃まで、あと空冷。ひずみ速度効果はいずれも正。高速プレス成形に有利と考えられる。

(8) Al 合金⁹⁾ 5052H34 (Fig. 19, 20), 6061T4 (Fig. 20), 6063T5 (Fig. 19, 20); 2011F, 2014F, 2017F; 典型的航空宇宙材料 2024T4 (Fig. 21, 22), 7075T651 (Fig. 21, 22) について、すべてにおいて高速で伸び ϵ_t は増し、 σ_p は 2024, 7075 で微減の他はいずれも増している。

(9) INCONEL 718(Ni-18Cr-18Fe-3Mo-0.8Ti-0.4Al-5Nb)⁹⁾ (Fig. 23, 24) ジェット・エンジン部品(タ

ービン・ディスク、軸等の比較的高温部用) 材料。ひずみ速度効果いずれも正。

(10) Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo⁹⁾ (Fig. 25, 26) ジェット・エンジン部品(ファン等) 材料。 α 相合金(HCP)。ひずみ速度効果いずれも正。鳥衝撃には望ましい性質。

(11) GFRP^{7,8)} (Fig. 27) 著しい高速延性を示すことが見出された。この点 CFRP と対照的である。

(12) CFRP^{7,8)} (Fig. 27) 高速ぜい性ないしひずみ速度不敏感性が見れることが見出された。

(13) パイレックス・ガラス細線¹³⁾ (Fig. 28, 29) 高速延性を示す。

(14) GFRP と CFRP の高速破壊機構の差^{7,8)} 両者の

Fig. 20. Strain-rate dependence of σ_p , ϵ_t and E_{ab} in 5052 H34, 6061 T4 and 6063 T5.

Fig. 21. Stress-strain diagrams of 2024 T4 and 7075 T651 for dynamic and static tension.

破面の相異は高速引張りではCFRPの場合破面が直進するのに対し、GFRPでは繊維の引抜きが寄与し、繊維破断部の破面の直進を阻止して、それぞれ高速で延性な破面になると考えられる。

(15) GF/CFハイブリッド GF/CFハイブリッド化は、CF単独の高速延性ないし不敏感を著しく改善する。

Fig. 23. Stress-strain diagrams of Inconel-718 for dynamic and static tension.

Fig. 24. Strain-rate dependence of σ_p , ε_t and E_{ab} in Inco-718.

Fig. 25. Stress-strain diagrams of Ti 6242 for dynamic and static tension.

Fig. 26. Strain-rate dependence of σ_p , ε_t and E_{ab} in Ti 6242.

(16) ポリマー固体および粒子分散ポリマーマトリックス複合材料 エポキシ, ナイロン¹², PEEK¹⁸⁾などのポリマーは高速ぜい性を, ABSは若干の高速での

吸収エネルギー E_{ab} 増加を示す。

若干例について, ひずみ速度効果の異なった表示法および測定の前平均値および標準偏差を示す。(Table

Fig. 27. Stress-strain diagrams of glass fiber reinforced plastics (GFRP) and carbon fiber reinforced plastics (CFRP) for dynamic and static tension.

Fig. 28. Stress-strain diagrams of Pyrex glass for dynamic and static tension.

Fig. 29. Strain-rate dependence of σ_p , ϵ_t and E_{ab} in Pyrex glass.

Table III. Strain-rate dependence of tensile mechanical properties in a dual phase steel, pure irons A and B and three CF/GF hybrid composites.

Material	$\frac{\sigma_{pd}}{\sigma_{ps}}$	$\frac{\epsilon_{td}}{\epsilon_{ts}}$	$\frac{E_{abd}}{E_{abs}}$
Dual phase	1.07	1.15	1.10
Pure Fe-A	1.84	0.83	1.17
Pure Fe-B	2.59	0.04	0.06
HYB 101	1.11	2.69	2.90
HYB 102	1.08	1.38	1.46
HYB 103	1.03	1.25	1.53

$d: \dot{\epsilon} \approx 10^3 (S^{-1})$,
 $s: \dot{\epsilon} \approx 10^{-3} (S^{-1})$,

III, IV)

7 構造要素の動的挙動測定

以上は中実の固体試片の高速引張挙動解明への one bar method の適用について述べた。この方式は複雑な構造要素の動的座屈など動的挙動の解明にも適用

Table IV. Experimental data on σ_p , ϵ_t and E_{ab} for the materials of Table III.

Material	$\dot{\epsilon} (1/s)$	N	$\sigma_p (kg/mm^2)$		$\epsilon_t (\%)$		$E_{ab} (kg \cdot mm/mm^3)$	
			M	Σ	M	Σ	M	Σ
Dual-phase steel	S $\{1.36 \times 10^{-3}$	3	90.5	0.3	22.8	0.59	18.8	0.5
	D $\{1.42 \times 10^3$	5	96.8	4.2	26.1	1.10	20.6	0.6
Pure iron A	S $\{2.08 \times 10^{-3}$	3	24.0	0.2	54.1	2.24	10.8	0.3
	D $\{1.08 \times 10^3$	3	44.2	1.2	44.7	0.82	12.8	0.5
Pure iron B	S $\{2.08 \times 10^{-3}$	3	22.7	0.5	58.6	1.07	11.0	0.2
	D $\{1.04 \times 10^3$	3	59.0	11.3	2.3	1.28	0.65	0.3
HYB 101	S $\{1.56 \times 10^{-3}$	6	95.8	4.5	3.1	0.51	1.6	0.3
	D $\{0.85 \times 10^3$	4	106	8.6	8.2	0.62	4.6	0.3
HYB 102	S $\{1.56 \times 10^{-3}$	7	101	6.4	3.3	0.54	1.8	0.3
	D $\{0.88 \times 10^3$	5	108	5.1	4.5	0.40	2.6	0.2
HYB 103	S $\{2.08 \times 10^{-3}$	4	125	8.0	3.4	0.83	2.7	0.9
	D $\{0.80 \times 10^3$	4	140	9.1	4.3	0.55	4.1	0.8

Notes $\dot{\epsilon} (1/s)$ =strain rate (S: static, D: dynamic).

$\sigma_p (kg/mm^2)$ =peak stress.

$\epsilon_t (\%)$ =total breaking strain.

$E_{ab} (kg \cdot mm/mm^3)$ =absorbed energy per unit volume.

M=mean.

Σ =standard deviation.

N=number of specimen.

S=quasi-static.

D=dynamic.

できる。薄肉円管試片の動的軸圧縮による動的座屈での衝撃荷重-変位関係は平均動的塑性座屈荷重、したがって吸収エネルギーの決定に必要であるが、この波形を精密に測定した一例を Fig. 30 に示す。

Fig. 30. Experimental plastic buckling load vs. displacement relation for dynamic axial compression test of thin-walled circular tube.

8 ま と め

(1) ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^3 / \text{sec}$ を中心とするひずみ速度域で、固体の動的引張応力-ひずみ関係を破断まで精確に求め得る one bar method の原理と実際の実験システムについて述べた。これは在来のロード・セル法で介入する見掛けの振動波形を除去し、圧縮に主用されて来た SPHB 法と異なった特徴をもち、延性の大きい固体についても、破断までの完全な引張応力-ひずみ関係を与える。

(2) 高速引張りにおける高速ぜい性と高速延性の概念を説明し、高速ぜい性における結晶格子型効果を明

らかにした。

(3) 純金属, 合金, セラミックス, ポリマー, 複合材料の若干について, $\dot{\epsilon}=10^3/\text{sec}$ 域での高速引張特性における個性を示した。

(4) one bar method'の薄肉円管の動的軸圧縮による動的屈屈荷重のような構造要素の動的挙動研究への適用例を示した。

(昭和62年1月19日 第2回材料の衝撃問題シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) K. Kawata, S. Hashimoto, K. Kurokawa and N. Kanayama, Proc. Conf. Mechanical Properties at High Rates of Strain 1979, p.71 (1979) Inst. of Phys., Bristol and London.
- 2) K. Kawata, S. Fukui, J. Seino and N. Takada, "Behaviour of Dense Media under High Dynamic Pressure", Proc. Symp. HDP IUTAM, p.313 (1968) Dunod, Paris.
- 3) K. Kawata, S. Hashimoto and K. Kurokawa, "High Velocity Deformation of Solids", Proc. IUTAM Symp. Tokyo, 1977, p.1 (1979) Springer-Verlag, Berlin.
- 4) K. Kawata, "Theoretical and Applied Mechanics", Proc. 15th Int. Congr. Theoretical and Applied Mechanics, Toronto, p.307 (1980) North-Holland.
- 5) K. Kawata, "Theoretical and Applied Mechanics", **30**, 3 (1982) University of Tokyo Press.
- 6) K. Kawata, S. Hashimoto and N. Takeda, Proc. of 13th Congr. of the International Council of the Aeronautical Sciences, p.826 (1982) ICAS, Seattle.
- 7) K. Kawata, A. Hondo, S. Hashimoto, N. Takeda and H.L. Chung, Proc. Japan-US Conf. on Composite Materials, p.2 (1981) Japan Society for Composite Materials.
- 8) K. Kawata, S. Hashimoto and N. Takeda, Proc. of 4th International Conf. on Composite Materials, p.829 (1982) Japan Society for Composite Materials.
- 9) 河田幸三, 橋本彰三, 武田展雄, 関野昌蔵, 第13回航空宇宙材料シンポジウム講演集, p.85 (1983) 東京大学工学部.
- 10) K. Kawata, "Nonlinear Deformation Waves", p.237 (1983) Springer-Verlag, Berlin.
- 11) K. Kawata, S. Hashimoto, N. Takeda and S. Sekino, Recent Advances in Composites in the United States and Japan, ASTM STP 864, 700 (1985) American Society for Testing and Materials, Philadelphia.
- 12) K. Kawata, S. Hashimoto, N. Takeda and S. Sekino, "Macro- and Micro-Mechanics of High Velocity Deformation and Fracture", in Printing (1987) Springer-Verlag, Berlin.
- 13) K. Kawata, S. Hashimoto, I. Miyamoto and T. Hirayama, Proc. 3rd Japan-US Conf. on Composite Materials, p.69 (1986) Japan Society for Composite Materials.
- 14) K. Kawata and S. Hashimoto, Bull. Fracture Mech. Lab., Sci. Univ. of Tokyo, **4**, 43 (1985).
- 15) K. Kawata, I. Miyamoto and R. Minamitani, Proc. International Symposium on Intense Dynamic Loading and Its Effects, p.454 (1986) Beijing, China.
- 16) 河田幸三, 宮本岩男, 板橋正章, 山登一広, 第14回航空宇宙材料シンポジウム講演集, p.49 (1984) 東京大学工学部.
- 17) 河田幸三, 宮本岩男, 南谷林太郎, 松本章吾, 第28回構造強度講演集, p.172 (1986) 日本航空宇宙/日本機械学会.
- 18) 河田幸三, 宮本岩男, 平山孝之, 第17回航空宇宙材料シンポジウム講演集, p.13 (1987) 東京大学工学部.