高精度繰返し衝撃試験機の開発とその応用に関する研究*

今 戸 啓 二^{*1}, 宮 川 浩 臣^{*1}
三 浦 篤 義^{*1}, 平 野 富 士 夫^{*2}

Development of Repetition Impact Tester and its Application

Keiji IMADO, Hiroomi MIYAGAWA,
Atuyoshi MIURA and Fujio HIRANO

In order to investigate elastic or plastic deformation process of metals or other materials, an accurate impact test rig was developed. It consists of a gas bearing and a spindle as a hammer in order to minimize the effect of friction and increase the accuracy of measurement. Unlike the Shore rebound scleroscope, the impact hammer of the rig is free from restriction and allows natural rebounds, which provides more information from experiments such as variation of the coefficient of restitution with increment of impact times. Behavior of the hammer is measured with a laser Doppler vibrometer and a proximity sensor. By means of this rig, the deformation process from an elastic to plastic region within less than 0.5 ms was studied and a simple linear relationship between displacement and contact force was found. The effect of surface condition or bolted joint condition on rebounding behavior was also studied. From these experiments it was confirmed that this impact tester is useful for the investigation of tribological phenomena.

Key Words: Material Testing, Measurement, Surface Roughness, Bolted Joint, Coefficient of Restitution

1. 緒 言

現在最も一般的に行われている硬さ試験にはブリネル、ピッカース硬さなどの押込み硬さのほかにショアが考案し、Taborにより合理的な説明⁽¹⁾の与えられたショア反発硬さがある。特に反発硬さ試験は試験機が小形で取扱いが簡便なため、押込み硬さと比較して測定値にばらつきがあるにもかかわらずよく用いられている。そこで、このばらつきを小さくすることができれば、反発硬さ試験の適用範囲はさらに拡大するものと考えられる。

著者らはこれまでにアーム方式の繰返し衝撃試験機を用いて、衝撃荷重下における油膜の挙動⁽²⁾やゴムの粘弾性特性の解明を行い⁽³⁾、油膜の強度や、ゴムのばね定数、粘性減衰係数などの推定に、反発形の衝撃試験が有効であることを示した。これらの実験で使用した試験機はアームの先端を圧子としたため、圧子の運動にアームの固有振動が重畳される欠点があったが、アームの剛性が比較的強いいため、再現性のある実験ができた。しかしながらアーム系の振動によるエネルギー

損失がやや大きいため、皮膜の影響などのように、より高い感度を要する試験に対しては問題があった。そこで固有振動の影響はハンマをスピンドルにすることで小さくし、さらにそのガイドに空気軸受を利用して摩擦の影響をほとんど受けない高精度な衝撃試験機を開発することができた。本研究はそれを用いて材質や、粗さや皮膜など表面状態の異なる金属の、衝撃荷重下における変形過程や反発挙動を調べた。その結果、塑性変形を伴う衝撃荷重下における変位と接触力の関係はほぼ線形であること、等価ばね定数は等価弾性係数にほぼ比例することなど、いくつかの有用な知見を得ることができた。

また反発挙動が試験片の取付け状態に非常に鋭敏であることに着目して、これまで超音波⁽⁴⁾や磁気センサ⁽⁵⁾などを利用した高価な方法でしかその評価の困難なねじ継手部の診断にも応用し、繰返し衝撃試験機がこのようなトライボ現象の評価にも有効であることを示す。

2. 実 験 方 法

図1に衝撃試験機の概略を示す。衝撃試験機は大小2種類あり、以下の図中では小さいほうがType I、大きいほうをType IIとして表している。それぞれの空

* 原稿受付 1995年7月13日。

^{*1} 正員、大分大学工学部 (〒870 11 大分市貝野原700)。^{*2} 正員、九州大学工学部 (〒815 福岡市南区高宮4 10 12)。

気軸受の内径×長さが $\phi 15 \times 50$, $\phi 25 \times 80$ mm である以外は、ほとんど類似しているのので、図1では小形の装置のみを示している。衝撃はスピンドルの先端に圧子として軸受鋼球(SUJ 2)、超硬合金球(WC)、あるいは窒化けい素球(Si_3N_4)を圧入したスピンドルを、所定の高さより落下させて与えた。落下高さは静かに置いた状態を零として、近接センサからの出力電圧をもとに、所定の高さになるよう調整ねじで合せた。表1に衝撃試験機の主要諸元を示す。図1の拡大図に示すように、上部が開放する構造の鋼線のトリガに細い糸を通し、糸を強く上に引き上げることでハンマは解放される。ハンマの速度はレーザドップラー振動計により計測し、1 ms 以内のハンマの変位は振動計の速度出力を積分して求め、それ以上の期間では変位センサを利用した。接触力は速度を微分した加速度より求めた。

表面状態の影響を調べるため、試験片はS 45 C, SS 400, SUS 304, SUS 403, アルミニウム(以下 Al と略す)、およびアルミニウム合金 A 2024 の6種類を準備し、表面に黒皮がある圧延のまま(as rolled)のもの

Table 1 Main items of impact tester

Type	Ball	Ball dia. ,mm	Weight ,N	Dia.of spindle	Air pressure ,KPa
Type I	SUJ2	$\phi 11.11$	0.784	$\phi 15$	49
	Si_3N_4	$\phi 11.11$	0.735		
Type II	WC	$\phi 10.0$	3.31	$\phi 25$	98

のを除き、試験面は研削仕上げ(G)、ペーパー仕上げ(SP)、およびバフ仕上げ(BF)を行った。また Al についてはアルマイト処理したものも加えた。試験片の材質、表面仕上げ法、ショア硬さ、粗さ、および寸法を表2に示す。それらの中心をM 6のねじにトルク7.84 Nmを加えて締結した後、 $\phi 50$ mmのピッチ円周上に衝撃を加えた。図2に例として、S 45 C 試験片の研削仕上げ、ペーパー仕上げ(SP # 1000)、バフ仕上げの粗さ曲線を示す。

また硬さの異なる材料について、衝撃荷重下におけ

Table 2 Test specimen

Material	Surface	HS	Ra, μm	Size, mm
S45C	SP#150	26.5	0.47	$\phi 68 \times 10$
	SP#500	27.2	0.06	
	SP#1000	27.5	0.03	
	BF polish	27.2	0.04	
	Grinding	27.4	0.24	
SS400	Grinding	19.5	0.1	$\phi 68 \times 15$
	As rolled	21.5	0.74	
SUS304	BF polish	29.9	0.1	$\phi 60 \times 10$
SUS403	BF polish	24.4	0.02	
Aluminum	BF polish	11.1	0.1	$\phi 68 \times 10$
	Alumite	11.5	0.29	
Aluminum alloy A2024	As rolled	28.8	0.44	$\phi 68 \times 5$
	SP#150	28.9	0.52	

SP : SiC-abrasive paper
BF : Buffing

Fig. 1 Experimental apparatus

る変位と接触力の関係を調べた実験では、バフ仕上げして粗さ $0.04 \sim 0.1 \mu\text{m } Ra$ の Al, S45C, 黄銅, SUS304, SUJ2 および超硬(WC)の6種類の試験片を用いた。それらの試験片の形状および弾性係数を表3に示す。衝撃はWCに対して $\phi 28 \text{ mm}$ とした以外は $\phi 48 \text{ mm}$ の円周上に加えた。

ねじ締結部への適用については、長さ 230 mm, 板

Table 3 Properties of the test specimen

	Size mm	E_1 GPa	E^* GPa	K 10^7 N/m	K/E^* 10^{-4} m	ζ^{**}
Aluminum	$\phi 68 \times 10$	70.3	126	1.16	0.92	0.61
S45C	$\phi 68 \times 10$	206	273	2.65	0.97	0.29
Brass	$\phi 68 \times 10$	103	170	1.49	0.88	0.45
SUS304	$\phi 60 \times 10$	193	263	2.37	0.90	0.48
SUJ2	$\phi 60 \times 6$	208	275	3.26	1.2	0.08
WC	$\phi 32 \times 4$	620	458	4.03	0.88	0.05

* $2/E^* = (1 - \nu_1^2)/E_1 + (1 - \nu_2^2)/E_2$, E_1, ν_1 : Test piece
 E_2, ν_2 : Indenter (Si_3N_4) ($E_2 = 320 \text{ GPa}$, $\nu_2 = 0.27$)

** Loss factor

Fig. 2 Surface roughness

Fig. 3 Impact location on plate

厚 8.5 mm, 幅 100 mm の試験片を用い, 図3に示すようにその一端(以下片締めとよぶ),あるいは180 mmの間隔でその両端(以下両締めとよぶ)を重量 300 Nのベースブロックにねじで固定した。試験片は外周をフライス加工したSS400平鋼を研削して1.5 S ($0.432 \mu\text{m } Ra$)に仕上げた。締結ねじはJIS 1176六角穴付ボルト M6(強度区分 12.9)で、締結部のねじ部の長さは11 mmとし、JIS B 1256のみがき丸平座金1種(厚さ1 mmになるように加工したもの)を介して締結した。実験では落下高さはすべて1 mmとし、ねじ中心部から打撃点までの距離 L を変化させて反発挙動の変化を調べた。ねじには締付けトルクと締結力の間のばらつきを小さくするように、二硫化モリブデンを混入した油を塗布し、トルク 4.8 Nmで締結した。

3. 実験結果および考察

3.1 金属の材質および表面状態に対する衝撃試験

3.1.1 表面状態の繰返し反発挙動への影響 図4はレーザドップラー振動計による速度計測の例で、SS400の黒皮付きと、研削したものでは繰返し反発中の速度の減衰状態に違いが認められ、表面が硬い黒皮のほうが減衰しにくいことがわかる。このように自由な繰返し反発挙動をさせたほうが、ショア硬さのように1回のみの反発で停止させるより、両者の違いがより明りょうになる。また反発係数 ϵ は図に示してあるように、各衝撃点での衝突速度と反発速度の比としてレーザドップラー振動計の記録より簡単に求まる。

3.1.2 接触時間中の加速度の変化 図5は落下高さ $H = 0.5 \text{ mm}$ で圧子が窒化けい素球の場合のAl, S45CおよびSUJ2についての、接触時間中の加速度の変化を示す。衝突前の平行部がわずかに正であるのは重力加速度によるものである。図より最大加速度は硬さの大きい材質ほど大きくなり、硬さの低いAlでは加速度曲線は非対称であるが、S45CとSUJ2

Fig. 4 Change of velocity with time

Fig. 5 Change of acceleration with time

ではほとんど正弦波に近い形状⁽⁶⁾となっている。最も弾性的な衝突と考えられる SUJ 2 について、窒化けい素球と軸受鋼の間の等価弾性係数 $E^*=275$ GPa と表 1 に与えられている値を用いて理論計算⁽⁷⁾を行うと、理論加速度は 2280 m/s² となり実験値より 15% 程度大きく、理論接触時間は 0.16 ms で、実験値の 0.17 ms よりやや短い値となる。理論計算は摩擦や振動によるエネルギー損失はまったく考慮していないが、現実にはエネルギー損失が生じるため、実際の衝突では加速度すなわち接触力は理論値より 15% 程度小さくなるものと思われる。

3・1・3 変位と接触力の関係 図 6～8 に初回の衝突時間中の落下球の食込み変位 h (接触点を零として食込み方向を正とする) と接触力 P との関係を示す。変位 h は近接センサでは時間遅れがあるため、図 4 のような速度曲線を積分して求め、接触力 P は加速度にハンマ質量 m をかけて求めた。すなわち重力加速度を g とすると

$$P = m(g - \ddot{h}) \dots \dots \dots (1)$$

である。これより食込み初期(ヘルツの接触理論⁽⁷⁾では $P \propto h^{1.5}$)を除き、接触力 P は変位 h に比例しており、両者の関係は線形近似できることがわかる。 $0.2 \sim 0.4$ ms 程度の極めて短時間内に起こる数 μ m 程度の微小な食込みに対し、塑性変形を伴う高速変形では図 6 に示しているようにヘルツの理論式からの偏差が認められ、 h の大きな範囲では近似的に線形であることがわかる。

3・1・4 等価ばね定数に対する考察 次にエネルギー損失率、すなわち入力エネルギーに対する損失エネルギーの割合を考えてみる。入力エネルギー E はハンマ重量を W 、落下高さを H とすると WH であり、これは食込み過程に消費されるエネルギーと等しいので

Fig. 6 Relation between displacement and contact force

Fig. 7 Relation between displacement and contact force

Fig. 8 Relation between displacement and contact force

$$E = WH = \int_0^{h_{\max}} P dh \dots \dots \dots (2)$$

となる。最後の項は食込み過程の $P-h$ 曲線と x 軸で囲まれた面積となる。接触時間中の損失エネルギーは $P-h$ 線図上に描かれるヒステリシスループ内の面積となる。明らかに Al の場合に最大で、SUJ 2 や WC では非常に小さいことがわかる。これらのヒステリシスループより、入力エネルギーに対する損失エネルギーの比であるエネルギー損失率 ζ は次の式で求めら

れる。

$$\zeta = \frac{\int (hdP - Pdh)}{2 \int_0^{h_{\max}} Pdh} \quad (3)$$

各材質の $P-h$ 曲線から求めたエネルギー損失率 ζ の値は表3に示している。衝突速度を V_0 とすれば、衝撃で失うエネルギーは

$$\frac{1}{2} m V_0^2 (1 - \varepsilon^2) = \zeta \int_0^{h_{\max}} Pdh \quad (4)$$

となり、エネルギー損失率を速度記録より求まる反発係数で表すと $1 - \varepsilon^2$ となる。その値と式(3)から求めた ζ とは図9に示すように良好に一致し、本試験機と測定値のいずれの精度も十分なことがわかる。

さて、変位 h と接触力 P の関係を線形近似すれば、近似モデルでのエネルギー E_L は $E_L = P'_{\max} h'_{\max} / 2$ となる。ここで $P'_{\max}$, $h'_{\max}$ は近似モデルでの最大接触力と最大変位である。実際の最大変位 $h_{\max}$ は接触点不明りょうなため評価することが難しい。一方、最大接触力 $P_{\max}$ は容易に求められるので、 $P'_{\max} = P_{\max}$ として E_L と式(2)の WH を等置すれば、等価ばね定数 $K = P'_{\max} / h'_{\max}$ は、

$$K = \frac{P_{\max}^2}{2WH} \quad (5)$$

となる。この K と $P_{\max}$ よりモデルでの最大変位は $h'_{\max} = P_{\max} / K$ として求まる。 $h'_{\max}$ は弾性変形が主体で曲線部が長いと、 $h'_{\max} < h_{\max}$ となるが、塑性変形の影響が大きくなると、 $h'_{\max} \approx h_{\max}$ となる。式(5)で求めた K の値を表3に示す。その値と圧子と試験片の弾性係数から求めた等価弾性係数 E^* の比は、 $K/E^* = (0.88 \sim 1.2 \times 10^{-4} \text{ m})$ となり、塑性変形を伴う微小変形ではほぼ一定であることがわかる。

3・1・5 落下高さと接触力の関係 図10はバフ仕上げしたS45CとAlについて、落下高さを変化させた場合の最大接触力の変化を示す。これより最大接触

Fig. 9 Relation between $1 - \varepsilon^2$ and ζ

力はほぼ落下高さの平方根、すなわち衝突速度に比例して増加することがわかる。それぞれの衝突速度は $V_0 = 0.14 \text{ m/s}$ ($H = 1 \text{ mm}$), 0.099 m/s ($H = 0.5 \text{ mm}$), 0.063 m/s ($H = 0.2 \text{ mm}$) である。衝突時の力積を考えると、落下高さの平方根に比例して増加する衝突速度が接触時間中の平均接触力を増加させるが、等価ばね定数 K が塑性変形中はほぼ線形であるため、最大接触力も衝突速度に比例して増加することになる。

3・1・6 反発係数と表面状態の関係 図11に仕上げ法、材質を異にした場合の反発係数と最大接触力の関係を示す。反発係数は弾性係数が高い材質ほど大きく、同じ弾性係数をもつ材質では、表面粗さが大きいほど反発係数は小さくなる。これは真実接触面積が粗さの大きい面ほど小さく、接触点では接触応力が非常に大きくなり、塑性変形に消費されるエネルギーが増加するためである。表面皮膜の影響については、黒皮のあるSS400のほうが表面が硬いため、研削仕上げしたものと比較して反発係数は大きくなっている。またアルマイト処理をほどこしたAlについても同様である。

Fig. 10 Relation between dropping height and maximum contact force

Fig. 11 Relation between coefficient of restitution and maximum contact force

3・1・7 深下高さと圧こん径および反発係数の関係

実験後に生じた圧こんの直径 d は、BF の S 45 C ではそれぞれ $d=0.5\text{ mm}$ ($H=1\text{ mm}$), 0.43 mm ($H=0.5\text{ mm}$), 0.35 mm ($H=0.2\text{ mm}$) となり、この3点についての $P_{\max}$ と d を用いて計算したマイヤー指数⁽¹⁾は2.25となる。この値は静的押し込み硬さにおけるマイヤー指数と同じであり、最大接触力、あるいは衝突速度と圧こん径との指数関係が認められる。バフ仕上げした Al については $d=0.74\text{ mm}$ ($H=1\text{ mm}$), 0.63 mm ($H=0.5\text{ mm}$) となり同じくマイヤー指数は2.15となる。

粗さの最も小さい仕上げ法である BF について、落下高さによる反発係数の変化に注意して図 11 を観察すると、S 45 C、Al およびアルマイト処理した Al のいずれも、落下高さの減少に伴い反発係数の増加することがわかる。これは落下高さの減少に伴い接触圧力が低下すれば、塑性降伏を生じる割合が減少して、全エネルギーに対する回復可能な弾性エネルギーの割合が増加するためと考えられる。

3・1・8 粗さのエネルギー損失率への影響 図 12 は異なる表面粗さをもつ S 45 C についての反発係数

Fig. 12 Relation between coefficient of restitution and equivalent spring constant

Fig. 13 Relation between roughness and loss factor ζ

ϵ と等価ばね定数 K の関係を示す。図より仕上げ法の影響が明確に認められ、等価ばね定数は材質だけでなく表面粗さにも影響されることがわかる。反発係数と等価ばね定数は線形関係が成立し、表面仕上げがよくなるほど、粗さの平滑化に消費される塑性変形エネルギーが減少して、反発係数および等価ばね定数は増加する。そのことをさらに明確に表すため、図 13 に中心線平均粗さ Ra とエネルギー損失率 ζ の関係を示す。粗さが大きくなればエネルギー損失率は増加して、粗さの平滑化に消費されるエネルギーの増大することがわかる。

3・2 ねじ締結部に対する衝撃試験 図 14 および 15 はそれぞれ両締め、片締めに対する反発挙動の記録である。繰返し反発は図 3 に示したねじ締結部から打撃点までの距離 L の増大とともに減衰し、特に片締めの場合に顕著である。対応する 10 回までの反発係数の変化をそれぞれ図 16、17 に示す。いずれも初回の反発係数が最も低く、2 回めに大きく増加し、最初の衝撃での塑性変形によるエネルギー損失が認められる。反発係数の増加率は L が小さくなるほど大きくなる。繰返し衝撃に伴う反発係数の変化は、 L が小さい場合、2 回め以降の反発係数ではわずかな増加しか認められないが、 L が大きい場合は反発回数の増加とともに

Fig. 14 Rebound of hammer

Fig. 15 Robound of hammer

Fig. 16 Coefficient of restitution on plate screwed at both sides

Fig. 17 Coefficient of restitution on plate screwed at one side

に反発係数は増加し片締めの場合に顕著である。このことは L が大きくなれば締結圧力がほとんどなく⁽⁸⁾、試験片も曲げ振動を生じやすくなり、衝撃による塑性降伏が不十分になるためと考えられる。同じ距離 L で両者の反発係数を比較すると、明らかに両締めのほうが片締めより高いが、 L が小さければ両者の差は非常に小さい。しかしながら、その後の繰返し反発挙動において両者の違いが明らかとなり、両締めのほうが減衰が小さく、長く繰返し反発を行うことになる。両締めでは L が小さい場合の締結状態の違いを反発係数で区別することは困難であるので、図 14 からそれぞれの包絡線を求めると図 18 となり、 L の増加に伴う振幅減衰のようすがわかりやすい。このように精度の高い評価を行うには、反発係数より変位で比較するほうが有利となる。またショア硬さのような単発による評価では最初の反発高さでその違いを見出すことは難しく、本研究のように繰返し反発により、わずかな違いを積分させたほうが区別が容易になる。

このようにねじ締結された部材に対して繰返し衝撃試験を行うことで、締結部からの距離や締結法の違いによる反発挙動の相違が簡単に評価できることを示し

Fig. 18 Envelope curves of rebounds

た。このことはねじの緩み検査などのため、現場で経験的に行われているハンマによる打診法に定量性を与えることのできる可能性を示している。現在ねじ頭部への直接衝撃で締結力の推定や、フレッチング損傷などに対する非破壊検査などへも応用し、可能性のあるデータが得られており、それらについてはいずれまとめて報告したい。

4. 結 論

高精度繰返し衝撃試験機を用いて表面状態や材質の異なる金属に対する実験と、評価の難しいねじ締結部に対して行った実験で、得られた結果をまとめると次のようになる。

- (1) 粗さが大きいと平滑化に伴う塑性変形でエネルギー損失率は増加し、反発係数は低下する。
- (2) 硬い表面皮膜があれば反発係数は上昇する。
- (3) 塑性変形を伴った場合、食込み変位と接触力の関係はほぼ線形であり、比例定数である等価ばね定数は等価弾性係数にほぼ比例するが、粗さの影響も受け、粗さが大きくなれば等価ばね定数は低下する。
- (4) 最大接触力は衝突速度に比例して増加し、圧こん径と最大接触力を用いて計算したマイヤー指数は、押込み硬さと同程度の約 2 となる。
- (5) 接触時間中の接触力の変化は弾性変形が主体であれば、正弦波に似た形となり、SUJ2 と窒化けい素球の間ではヘルツの接触理論による最大接触力と比較して実測値は 15% 程度小さな値となった。塑性変形が支配的な材質では食込み過程と反発過程は非対称となる。
- (6) 反発係数 ϵ によるエネルギー損失率 $1 - \epsilon^2$ と、ヒステリシスループからのエネルギー損失率とは一致して試験機と測定値の精度が十分なことが確認できた。
- (7) 反発係数は両締めのほうが片締めより高く、

ねじ締結部から打撃点までの距離の増加に伴い繰返し反発挙動の減衰が大きくなる。

(8) 塑性変形を伴う衝撃での反発係数は初回が最も低く、2回めに大きく増加する。

終わりに実験に協力された大分大学大学院生矢野智康君に感謝の意を表す。

文 献

- (1) Tabor, D., *Hardness of Metals*, (1951), 115-129, Oxford Clarendon Press, London.
- (2) Imado, K., Miyagawa, H., Miura, A., Ueyama, N. and Hirano, F., Behaviour of Traction Oils under Impact Loads, *Trans. STLE*, **37**-2(1994), 378-386.
- (3) Hirano, F., Miyagawa, H., Imado, K. and Kawahara, Y., Impact Tests of Rubber Materials for Seals, *Proc. Int. Conf. Fluid Sealing, BHR*, (1994), 161-192.
- (4) 牧野孝之・酒井智次・鳥山晴彦, 超音波を利用したボルト軸力測定装置の開発と実用化, *精密機械*, **43** 2(1977), 223-232.
- (5) 森忠夫・竹腰嘉数・八木沢猛・大藪誠・中村忠正, 磁気的方法によるボルト軸力の測定, *機論*, **47** 413, A(1980), 102-109.
- (6) Engel, P. A., *Impact Wear of Materials*, (1976), 47-48, Elsevier.
- (7) Timoshenko, S. P. and Goodier, J. N., *Theory of Elasticity*, (1970), 413-422, McGraw Hill Kogakusha.
- (8) 光永公一, ねじ継手の被締付材の応力分布, *機論*, **31** 231 (1965), 1750-1757.