ぜい性材料の力学的性質と高速荷重下における単粒子の破碎*

八 嶋 三 郎**・神 田 良 照**
佐々木 享***・飯 島 正 義****
斎 藤 文 良**

山形大学工学部 化学工学科**

緒 言

著者らはさきに常速荷重下における単粒子の破碎について報告したが¹²⁻¹⁵⁾、その後引き続き、球圧壊強度、圧縮強度、ヤング率、ポアソン比などの力学的性質の荷重速度による変化、球形試験片の破壊の際の破碎エネルギーと破碎産物の増加比表面積ならびに破碎表面エネルギーと破碎産物の粒度分布の荷重速度による変化を検討したので以下にとりまとめて報告する。

1. 試料と試験片

使用した試料はセキエイガラス、ホウケイ酸ガラス、ケイ石、チョウ石、石灰石、大理石、セッコウ、カッ石の8種類で、圧縮強度、ヤング率、ポアソン比の力学的性質の測定には公称寸法直径2cm、長さ4cmの円柱形試験片を準備し、その他の測定には公称寸法2cmの球形試験片を準備した。試料の性質をTable 1に、試験

Table 1 Properties of samples

Kinds of sample	Density ρ [g/cm ³]	Mohs' hardness H [—]	Bond's work index W_i [kWh/ton]
Silica glass	2.20	6.5	14.8
Borosilica glass	2.33	6.5	15.2
Quartz	2.62	6.5	13.3
Feldspar	2.55	6.0	12.4
Lime stone	2.70	4.0	9.40
Marble	2.70	3.0	6.90
Gypsum	2.30	2.0	6.30
Talc	2.78	1.0	11.8

* <Mechanical Properties of Brittle Materials and Their Single Fracture under Dynamic Loading>
Received on March 2, 1973

化学工学協会第3回秋季大会（大阪，1969年10月），同第4回秋季大会（広島，1970年10月），同第36年会（東京，1971年4月）および同第37年会（名古屋，1972年4月）にて研究発表

** Saburō Yashima（正会員），Yoshiteru Kanda（正会員）and Fumio Saitō（正会員）Dept. of Chem. Eng., Yamagata Univ., Yonezawa, Japan

*** Tōru Sasaki（正会員）住友重機械工業（株）Sumitomo Ship Building and Machinery Co., Ltd.

**** Masayoshi Iijima（正会員）ブリヂストンタイヤ（株）Bridgestone Tire Co., Ltd.

片の個数を後のTables 2, 3に掲げる。これらの試験片の製作方法と仕上げ精度などは前報^{12,13)}と同様なので省略する。

2. 実験装置

実験における荷重速度は、試験片破壊まで、1) 約1時間を要する低速荷重、2) 数分間で破壊する常速荷重、3) 数秒間で破壊する準高速荷重、4) 数 msec で破壊する高速荷重、の4段階に変化させた。1)~3)の実験は材料試験機を用いて行い、4)の実験は落つい式高速荷重試験機を試作して用いた。材料試験機による実験の計測装置、実験手順などはすでに前報^{12,13)}に詳しく述べてあるので省略し、本報告では試作した高速荷重試験機についてのみ述べる。Fig. 1にその概略を示す。装置

Fig. 1 Drop hammer testing apparatus

の全高は 3,600 mm, 底面の大きさ 1,150 mm×1,150 mm, ドロップハンマの重量 66.4 Kg, グラハイト鑄鉄製アンビルの重量 730 Kg で, ハンマはワイヤロープと綿ロープにより巻き上げ機で所定の高さとし, 綿ロープをはさみで切断してガイドバーに沿って落下させる。最大落高は 1,500 mm である。ハンマが試験片に衝突したときに生ずる衝撃波を吸収し, ロードセル, 試験片, ハンマの間に平衡状態を保たせるために, アンビルの 4 Hz の減衰振動をする 4 個のゴムダンパの上に載せてある。アンビルの上には厚さ 45 mm の軟鋼板が固定しており, その中央部に外径 80 mm, 高さ 95 mm の硬鋼製ロードセルが密着固定され, その上面にさらに外径 80 mm, 高さ 10 mm のタングステンカーバイド (以下 WC と書く) の円板が載せてある。円柱形あるいは球形試験片をこの上に載せ, さらに同じ寸法の WC の円板を載せてその上にハンマの衝突による衝撃波を吸収するために高さ 30 mm の軟質ゴムブロックを取り付ける。ハンマ先端の打撃部はその一部がピストン状に加工されて, ハンマ本体内のシリンダにはめあわされている。このシリンダ内部には多孔質ゴムの互層が充填されており, また側部に直径 0.3 mm の空気孔が開けてあって, ハンマが衝突すると打撃部がシリンダ内を滑動し, シリンダ内の空気と多孔質ゴムを徐々に圧縮して静止する, いわゆるエアダンパが内蔵されている。以上 3 種類のダンパの使用によって衝撃波を吸収することができた。なお試験片が破砕した後さらにハンマが落下を続けて破砕片を過粉砕したり, あるいはロードセルを直撃したりするのを防止するためにストッパが設けてある。このストッパの上下方向の位置は調節可能で, この部分にもゴムダンパが取り付けられている。

円柱形試験片を用いる圧縮強度, ヤング率, ポアソン比の測定にはロードセルを用いて荷重を検出する一方試験片の軸方向の中心部, 中心線に対称の位置にクロスワイヤストレンゲージを貼りつけて縦変位と横変位を測定した。

使用した測定器類の周波数特性は, 動ひずみ計は 1 KHz まで直線性があり, これを後に述べる Fig. 2 の差動トランスと組み合わせた場合にも, 動ひずみ計の周波数特性と同様 1 KHz までの直線性がある。またロードセルは自作のものであり, 測定可能な荷重は最大 10 ton であって, 周波数特性は 7 KHz まで直線性がある。Fig. 3 に見られるように現象波形は約 $5 \times 2 \text{ msec}$ の周期を有するから約 0.1 KHz の現象であり, 本計測装置により十分測定可能である。

球形試験片の場合に荷重方向の圧縮変位を測定したが, この場合はストレンゲージを用いることが困難なので, Fig. 2 に示すような測定装置を試作して用いた。構造は図のとおりである。ハンマが試験片を打撃すると

Fig. 2 Detail of measuring apparatus of deformation under dynamic loading

試験片が変位すると同時にハンマの慣性で, ロードセルを固定したアンビル全体が下方に変位する, ゆえにロードセルの下方への変位と試験片上部載荷点の下方への変位の差を取り出すとこれが試験片のみの圧縮変位量となる。図に見るようにロードセルの上端に WC の円板を固定したフレームを取り付けてこれに差動トランスのコイルを固定し, 球形試験片の上端の載荷部分に WC の円板を固定したもう一つのフレームを固定してこれに差動トランスの鉄心を取り付け, ハンマの打撃により下方へと変位する際の変位量の相対的な差を取り出すようにした。なおフレームは軽量であると同時にハンマの打撃の影響によるたわみを防がねばならぬのでアルミニウム材を用いた。差動トランスは現象を取り出すのに十分な周波数特性を有するもので, 左右 2 個用いて平均値を求めた。球形試験片の強度はロードセルにより検出した。

3. 実験方法

測定回路のブロックダイアグラムを Fig. 3 に示した。図は球形試験片の圧壊の場合で, 二つの差動トランスとロードセルの信号をおのおの動ひずみ計に導き, その出力をそれぞれローパスフィルターを通して 2 台の 2 現象シンクロスコープに画かせた。ハンマに切断刃を取り付け, 落下の途中で切点を切断すると, シンクロスコープのそう引が開始するようにした。円柱形試験片の場合は図の差動トランスの部分がそれぞれクロスワイヤストレンゲージの縦ひずみ, 横ひずみの検出部となるほかは同じである。現象波形の一例も Fig. 3 に示した。この波

Fig. 3 Block diagram for the measurement of load and deformation

形は χ ウ石円柱形試験片の場合のものを示し、 a は縦ひずみ、 b は横ひずみで、どれも 400×10^{-6} strain/cm, そう引速度は5 msec/cmである。後に述べる円柱形試験片の場合のひずみ速度は、この例に見られる縦ひずみの立ち上がりの直線部分のこう配から求めた。ロードセルの出力ももう1台のシンクロスコープに描かせたが、後に述べる球形試験片の場合の荷重速度は、ひずみ速度と同様ロードセルの出力波形の立ち上がり、直線部分のこう配から求めた。円柱形試験片と球形試験片の破壊荷重はこのロードセルの出力波形曲線の最大値から求め、円柱形試験片によるヤング率は、ロードセルの出力波形と縦変位の出力波形から荷重-変位曲線をプロットして、原点と破壊荷重の40%の点を結ぶ割線ヤング率として算出し、ポアソン比も縦変位と横変位を荷重に対しプロットし、強度の40%に相当する点の値を求めた。つぎに球形試験片の圧壊の際のひずみエネルギーは、ロードセルの出力波形と、Fig. 2に示した変位測定装置の出力波形とから荷重-変位曲線をプロットし、それを図積分して求めた。

圧縮強度 S_c は破壊荷重 P と円柱形試験片の断面積 A とから

$$S_c = P/A \quad (1)$$

として求め、球圧壊強度(引張強度) S_t は球形試験片の直径を d として

$$S_t = 2.8 P/\pi d^2 \quad (2)$$

から求めた⁹⁾。強度の40%に相当する圧縮応力を S_1 , その点の縦ひずみを δ_1 , 横ひずみを δ_2 として、ヤング率 Y は

$$Y = S_1/\delta_1 \quad (3)$$

から計算し、ポアソン比 ν は

$$\nu = \delta_2/\delta_1 \quad (4)$$

から求めた。球形試験片の圧壊の際のひずみエネルギー E と試験片の質量 M とから破碎エネルギーを E/M として算出した。また球形試験片の破碎産物の比表面積 Σ_w は破碎産物の粒度分析結果から破碎片の形状係数を

6として求めた*。軟質試料で載荷点を結ぶ直径を含む大円面で真つ二つに割れるものの Σ_w は $\pi d^2/2M$ と計算した。一方破碎前の試験片の比表面積 Σ_{w0} を形状を幾何学的球と仮定して $\pi d^2/M$ から求め、次式より増加比表面積 (New surface produced) $\Delta\Sigma_w$ を計算した。

$$\Delta\Sigma_w = \Sigma_w - \Sigma_{w0} \quad (5)$$

破碎表面エネルギー (Fracture surface energy) γ_e は E/M と $\Delta\Sigma_w$ とから

$$\gamma_e = (E/M)/\Delta\Sigma_w \quad (6)$$

として求めた。

次に試験片の変形速度ないしは荷重速度と強度の関係については、金属材料に関し、Plandtle⁹⁾ ならびに池島⁶⁾ と橋爪³⁾ の研究がある**。本研究では Plandtle の式を適用しても池島と橋爪の式を適用しても、すべての場合について実験結果に対する誤差が同じ程度であったので形の簡単な池島と橋爪の式を適用することとした。池島と橋爪の式は強度を S , 基準となる低速荷重試験における試験片のひずみ速度を $\dot{\epsilon}_0$, 任意の荷重速度の試験における試験片のひずみ速度を $\dot{\epsilon}$ とすると S は

$$S = S_0(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)^p \quad (7)$$

の関係で表されるとするもので、Eq. (7) の S_0 は定数、 p は指数である。

球形試験片の場合は、主として荷重方向と直角方向の応力によって破壊するので、載荷点を結ぶ直径と直交する直径方向のひずみ速度を求めねばならないが、その測定はきわめて困難であり、また球形試験片の場合は、円柱形試験片の場合と異なり、内部の応力分布が複雑なのでひずみ速度を用いず荷重速度により表した。この場合、基準となる低速荷重試験における荷重速度を $\dot{v}_0$, それより大なる任意の荷重速度の試験における荷重速度を $\dot{v}$ として、Eq. (7) の $\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ の代りに $\dot{v}/\dot{v}_0$ を用いた。圧縮強度 S_c , 球圧壊強度 S_t だけでなく、ヤング率 Y , ポアソン比 ν , 破碎エネルギー E/M , 増加比表面積 $\Delta\Sigma_w$, 破碎表面エネルギー γ_e の $\dot{v}/\dot{v}_0$ による変化に対しても Eq. (7) を適用した。

球形試験片の破碎産物の粒度分布を表すのには Eq. (10) の Gaudin-Meloy-Harris の分布関数を用いた。

$$y = 1 - [1 - (x/x_0)^m]^n \quad (10)$$

* ふるいのサイズよりも大きい破碎片の粒度表示法については、前報^{12,13)} に詳しく述べた。

** Plandtle は金属材料の変形速度と強度の間に Eq. (8) が成立することを述べ、一方小林⁹⁾ は Eq. (8) を拡張して Eq. (9) を与えている。

$$S = S_0 + a \log(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) \quad (8)$$

$$S = S_0 + b \log(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0) + c \log(\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0)^q \quad (9)$$

ここに a, b, c は定数、 q は指数である。

Table 2 Variation of compressive strength, Young's modulus and Poisson's ratio with ratio of strain rate

Kinds of sample	Compressive strength* S_c [Kg/cm ²]	Young's modulus* $\times 10^5 Y$ [Kg/cm ²]	Poisson's ratio* ν [—]	Range of strain rate $\dot{\epsilon}$ [sec ⁻¹]	Number** of specimen
Silica glass	$4120 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0340} \pm 236(11)$	$6.53 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0742} \pm 0.466(19)$	$0.197 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.00959} \pm 0.00260(27)$	$6.35 \times 10^{-7} \sim 6.36 \times 10^{-1}$	80
Borosilica glass	$2510 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0602} \pm 215(12)$	$6.69 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0722} \pm 0.208(20)$	$0.237 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.0164} \pm 0.00168(28)$	$7.07 \times 10^{-7} \sim 8.63 \times 10^{-1}$	80
Quartz	$1390 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0255} \pm 43.0(13)$	$8.35 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0731} \pm 0.622(21)$	$0.138 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.0259} \pm 0.00614(29)$	$2.28 \times 10^{-7} \sim 2.27 \times 10^{-1}$	80
Feldspar	$1380 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0375} \pm 58.4(14)$	$4.65 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0750} \pm 0.331(22)$	$0.289 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.0158} \pm 0.00934(30)$	$3.56 \times 10^{-7} \sim 3.05 \times 10^{-1}$	80
Lime stone	$930 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0339} \pm 20.4(15)$	$9.51 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0139} \pm 0.0940(23)$	$0.381 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.0216} \pm 0.00314(31)$	$2.60 \times 10^{-7} \sim 1.34 \times 10^{-1}$	120
Marble	$449 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0100} \pm 8.42(16)$	$5.91 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.000930} \pm 0.0936(24)$	$0.270 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.0372} \pm 0.00764(32)$	$1.89 \times 10^{-7} \sim 1.34 \times 10^{-1}$	80
Gypsum	$255 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0342} \pm 7.25(17)$	$3.34 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0354} \pm 0.0693(25)$	$0.321 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.00458} \pm 0.00698(33)$	$1.89 \times 10^{-7} \sim 9.52 \times 10^{-1}$	80
Talc	$155 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.219} \pm 4.16(18)$	$2.53 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{0.0373} \pm 0.158(26)$	$0.338 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{-0.0175} \pm 0.0144(34)$	$2.58 \times 10^{-7} \sim 1.95 \times 10^{-1}$	80

* $\dot{\epsilon}_0 = 1.89 \times 10^{-7} \text{ sec}^{-1}$ ** Nominal dimension of cylinder is 2.0 cm diameter and 4.0 cm height

Eq. (10) において y はふるい下積算重量分率, x は粒径, x_0 は最大粒径, m は分布定数, n は粒度比である。

4. 実験結果

4・1 圧縮強度, ヤング率, ポアソン比のひずみ速度による変化

圧縮強度 S_c , ヤング率 Y , ポアソン比 ν のひずみ速度比 $\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ による変化を Fig. 4 に示す。全実験を通じて最小のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0 = 1.89 \times 10^{-7} \text{ sec}^{-1}$ を基準とした。 S_c , Y ともに $\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ が大となるに伴って増大する。 S_c につきその程度をおおまかにいえば, 各試料につき最高ひずみ速度比のときの S_c の最低ひずみ速度比のときの S_c に対する増加の割合は 1.17~2.70 の間にある。また Y についていえば, この増加の割合は 1.03~3.14 の間にある。 S_c , Y ともに $\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ に対する増加の傾向は両対数紙上で直線とみなすことができる。よって Eq. (7) を適用してみると結果は Table 2 の Eqs. (11)~(26) のようになる。一方 ν は逆に $\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ の増大に伴って減少する。これに対しても Eq. (7) を適用すると Table 2 の Eqs. (27)~(34) が得られる。変形速度が遅い場合は試験片内のクラックが成長する時間が十分あるが, 変形速度が大となるとクラックが成長する時間が限られるようになり, 同時に結晶体にあっては結晶粒子の界面, あるいは粒子内のへき開破壊抵抗, あるいは結晶粒子自体のもつ変形抵抗が増すため強度が増加するものと考えられる。同じ理由によって変形速度が大きい場合には, 変形速度が小さい場合に比較して荷重方向に変形しにくくなりヤング率が增大するものと思われる。また変形速度が速くなる

Fig. 4 Variation of compressive strength, Young's modulus, Poisson's ratio with ratio of strain rate

と試験片は流動的性質を失い, より弾性的となり, 荷重方向と直角方向への変形量も少なくなつてポアソン比が減少するのであろう。Table 2 にはおのおの式の成立するひずみ速度の範囲と試験片個数も掲げた。円柱形試験片の場合のひずみ速度による荷重-変位曲線の変化と, 次に述べる球形試験片の場合の荷重速度による荷重-変

Fig. 5 Variation of sphere compressive strength, specific fracture energy, new surface produced, fracture surface energy with ratio of loading rate

位曲線の変化を合わせて Appendix に述べる。

4.2 球圧壊強度, 破碎エネルギー, 増加比表面積, 破碎表面エネルギー, 破碎産物粒度分布の荷重速度による変化

次に球形試験片による測定結果として球圧壊強度 S_s , 破碎エネルギー E/M , 増加比表面積 $\Delta\Sigma_w$, 破碎表面エネルギー γ_e の荷重速度による変化を調べた。球形試験片の場合にはひずみ速度比 $\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ の代わりに、荷重速度比 $\dot{v}/\dot{v}_0$ を用いる事は前に述べたが、おのおのの $\dot{v}/\dot{v}_0$ による変化は Fig. 5 に掲げるようになる。 S_s と同じように S_s も $\dot{v}/\dot{v}_0$ が大となるに伴って増大する。Table 3 に掲げるようにこの場合も全実験を通じて最小の荷重速度 $\dot{v}_0 = 1.67 \times 10^{-2} \text{ Kg/sec}$ を基準にとった。最高荷重速度比のときの S_s の最低荷重速度比の場合の S_s に対する増加の割合は、おおまかにみて各試料につき 1.22 ~ 3.78 の範囲にある。これに対して E/M は荷重速度比 $\dot{v}/\dot{v}_0$ が増大するとセキエイガラス、ホウケイ酸ガラスでは減少し、他の天然産試料では増大するが、破碎エネルギーは破壊荷重と破壊までの試験片の変位の関数であっ

て、天然産試料では各荷重速度試験における試験片の変位量には大きな差異は認められず、破碎エネルギーの増大は主として破壊荷重の増大によるが、人工試料の場合は高速荷重時の変位量が低速あるいは準高速荷重試験のときよりも著しく小で、破壊荷重よりも破壊に至るまでの変位のほうが破碎エネルギーに大きく寄与しているものと思われる。 S_s と E/M の $\dot{v}/\dot{v}_0$ に対する変化に対し Eq. (7) を適用すると Table 3 の Eqs. (35) ~ (50) のようになる。次に Eq. (5) による増加比表面積 $\Delta\Sigma_w$ の $\dot{v}/\dot{v}_0$ に対する変化は Fig. 5 のようにホウケイ酸ガラス、セキエイガラス、ケイ石、チョウ石の硬質試料については $\ln \Delta\Sigma_w$ と $\dot{v}/\dot{v}_0$ が両対数紙上で直線関係にあり両者の関係は Table 3 の Eqs. (51) ~ (54) のように表される。一方それより軟質の石灰石、大理石、セッコウ、カッ石では低速荷重から常速荷重付近までは載荷点を結ぶ直径を含む大円面で真っ二つに割れるがそれ以上の荷重速度ではしだいに細かく破碎するようになるので、 $\ln \Delta\Sigma_w$ と $\dot{v}/\dot{v}_0$ の関係も荷重速度の範囲によって二つの直線で表され、したがって二つの式で表すのが妥当であり、 $\Delta\Sigma_w$ と $\dot{v}/\dot{v}_0$ の関係は Eqs. (55-1), (55-2) ~ (58-1), (58-2) のようになる。次に Eq. (6) の破碎表面エネルギー γ_e については、各試料につき対応する $\Delta\Sigma_w$ と E/M の式から求めた。この場合も軟質試料では $\Delta\Sigma_w$ のときと同じように γ_e は荷重速度の範囲により二つの式で表されることになる。その結果は Eqs. (59) ~ (62) と Eqs. (63-1), (63-2) ~ (66-1), (66-2) のようになる。ただし単位を ergs/cm^2 に換算した。またおのおのの式の成立する $\dot{v}/\dot{v}_0$ の範囲と試験片個数を同時に表に掲げた。これらを図示すると Fig. 5 のようである。図より明かなように $\dot{v}/\dot{v}_0$ が大となると γ_e は急激に減少する。このことは Eq. (6) で定義される、いわゆる破碎表面エネルギーには、いわば効率の要素が含まれていて、荷重速度が大となる程破碎の効率が良くなることを物語るものであろう。Table 4 には固体の表面エネルギーに関する既往の研究者らの測定値を掲げた。おおまかに見て低速荷重の場合には軟質試料で 10^4 、硬質試料で 10^5 のオーダーであるが高速荷重の領域に入ってくると全試料とも 10^4 のオーダーの値を示し、神保⁷⁾ が振動ミルを用いて行った研究とはほぼ同じオーダーとなる。次に破碎産物の粒度分布を Gaudin-Meloy-Harris の分布関数を用いて表した。一例としてホウケイ酸ガラス球形試験片の粒径とふるい下積算重量分率の関係を示すと Fig. 6 のようである $\dot{v}/\dot{v}_0$ が大となると曲線は粒径の細かい方向に平行移動する。セキエイガラス球、ケイ石球、チョウ石球の場合もほぼ同様で、これらを Gaudin-Meloy-Harris 分布関数で表すと Table 5 の Eqs. (67) ~ (70) のように、最大粒径 x_0 , 分布定数 m , 粒径比 n が荷重速度比 $\dot{v}/\dot{v}_0$ の関数となる。これ以外の軟質試料

Table 3 Variation of sphere compressive strength, specific fracture energy, new surface produced, fracture surface energy with ratio of loading rate

Kind of sample	Sphere compressive strength (tensile strength)* S_s [Kg/cm ²]	Specific fracture energy* E/M [Kg·cm/g]	New surface produced* ΔS_w [mm ² /g]	Fracture surface energy* γ_e [ergs/cm ²]	Range of loading rate $\dot{v}$ [Kg/sec]	Number** of specimen
Silica glass	$245 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0156} \pm 3.19$ (35)	$2.01 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{-0.0342} \pm 0.0354$ (43)	$e^{6.08 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0160}} \pm 10.29$ (51)	$1.97 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{-0.0142} / e^{6.08 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0160}} \pm 2.52 \times 10^4$ (59)	$3.33 \times 10^{-1} \sim 5.1 \times 10^5$	200
Borosilica glass	$373 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0152} \pm 6.39$ (36)	$4.16 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{-0.0524} \pm 0.0791$ (44)	$e^{6.68 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0915}} \pm 10.73$ (52)	$4.08 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{-0.0524} / e^{6.68 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0915}} \pm 1.93 \times 10^4$ (60)	$5.00 \times 10^{-1} \sim 4.8 \times 10^5$	200
Quartz	$89.0 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0317} \pm 1.32$ (37)	$0.206 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0153} \pm 0.00489$ (45)	$e^{4.58 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0271}} \pm 10.28$ (53)	$2.02 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0153} / e^{4.58 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0271}} \pm 1.68 \times 10^4$ (61)	$1.67 \times 10^{-1} \sim 1.12 \times 10^5$	296
Feldspar	$76.0 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0359} \pm 1.85$ (38)	$0.222 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0165} \pm 0.00681$ (46)	$e^{4.65 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0181}} \pm 10.08$ (54)	$2.18 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0165} / e^{4.65 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0181}} \pm 1.20 \times 10^4$ (62)	$1.00 \times 10^{-1} \sim 1.12 \times 10^5$	299
Lime stone	$28.9 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0725} \pm 0.901$ (39)	$0.0496 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0327} \pm 0.00328$ (47)	54.7 ± 0.270 (55-1)	$8.88 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0727} \pm 1.15 \times 10^4$ (63-1)	$3.33 \times 10^{-2} \sim 8.67$	303
			$e^{2.83 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0555}} \pm 10.31$ (55-2)	$4.86 \times 10^5 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0727} / e^{2.83 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0555}} \pm 6.01 \times 10^5$ (63-2)	8.67	~8.01×10 ⁴
Marble	$17.3 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0855} \pm 0.578$ (40)	$0.0290 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0783} \pm 0.00167$ (48)	55.0 ± 0.135 (56-1)	$5.16 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0783} \pm 2.26 \times 10^4$ (64-1)	$3.33 \times 10^{-2} \sim 5.11$	~5.08×10 ⁴
			$e^{2.97 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0513}} \pm 10.01$ (56-2)	$2.84 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0783} / e^{2.97 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0513}} \pm 3.14 \times 10^5$ (64-2)	5.11	~5.08×10 ⁴
Gypsum	$15.6 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0853} \pm 0.465$ (41)	$0.0601 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.101} \pm 0.00487$ (49)	65.0 ± 0.0675 (57-1)	$9.06 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.101} \pm 1.14 \times 10^4$ (65-1)	$2.50 \times 10^{-2} \sim 7.84$	~2.31×10 ⁴
			$e^{2.36 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0916}} \pm 10.47$ (57-2)	$5.89 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.101} / e^{2.36 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0916}} \pm 8.64 \times 10^5$ (65-2)	7.84	~2.31×10 ⁴
Talc	$8.57 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0581} \pm 0.298$ (42)	$0.0240 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0914} \pm 0.00178$ (50)	54.0 ± 0.405 (58-1)	$4.35 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0914} \pm 2.89 \times 10^4$ (66-1)	$1.67 \times 10^{-2} \sim 1.19$	~6.22×10 ⁴
			$e^{3.50 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0385}} \pm 10.53$ (58-2)	$2.35 \times 10^4 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0914} / e^{3.50 \left(\frac{\dot{v}}{\dot{v}_0} \right)^{0.0385}} \pm 2.09 \times 10^5$ (66-2)	1.19	~6.22×10 ⁴

* $\dot{v}_0 = 1.67 \times 10^{-2}$ Kg/sec

** Nominal diameter of specimen is 2.0 cm

の破碎産物の粒度分布については後日検討したい。

結 言

実操業で行われている集合粉砕は単粒子破碎の集積であると考えるところに単粒子破碎研究の意義がある。わけてもぜい性材料の高速荷重下における力学的性質についての測定結果はきわめて少なく、また単粒子を高速荷重破碎したときの強度、破碎エネルギー、増加比表面積、破碎表面エネルギー、についての測定結果は見られなかった。今後は単粒子破碎に及ぼすふんい気の影響、単粒子破碎における破碎エネルギーの転換、ならびに集合粉砕と単粒子破碎の関係の解明が重要な研究課題となると考えるが、一応これまでに得られた研究結果をとりまと

Fig. 6 Size distributions of fractured sphere of borosilica glass

めて報告した。ただ本研究はここに取り扱った8種類の試料とこれらに類似の性質を有する碎料については適用可能であるが、特殊な碎料についてはあらためての研究が必要である。また本研究で球形試験片を用いて得た結果は、いわゆる衝撃波を除き、高速荷重下においても外力と内力とが平衡状態を保ちうるような状態のもとで測定されたものであり、衝撃波が同時に作用するような場合は若干異なった結果となると思う。この点については今後の研究に待ちたい。増加比表面積については、大きい破碎片から微細な破碎片までを含む粉粒体の表面積の測定にはいろいろ問題もあると思われるので、本研究で

Table 4 Previously observed surface energy of solids and thier authors

Kinds of sample	Fracture surface energy γ_s [ergs/cm ²]	Literature
Glass	5.8×10^3	Davidge, et al. ¹⁾
	5.0×10^3	Zeleny, et al. ¹⁶⁾
	4.6×10^3	Nakayama ¹⁰⁾
	1.2×10^3	Joy ⁸⁾
Borosilica glass	4.7×10^3	Wiederhorn ¹¹⁾
Silica glass	4.5×10^3	Wiederhorn ¹¹⁾
Quartz	1.74×10^5	Joy ⁸⁾
	1.07×10^5	Joy ⁸⁾
	5.6×10^4	Joy ⁸⁾
	$1.62 \pm 3.10 \times 10^1$	Jimbo ⁷⁾
	5.0×10^3	Zeleny ¹⁶⁾
	3.7×10^3	Zeleny, Piret ⁷⁾
	9.0×10^2	Joy ⁸⁾
	3.5×10^2	Healy, et al. ⁴⁾
Lime stone	9.2×10^4	Joy ⁸⁾
	3.2×10^4	Joy ⁸⁾
	1.3×10^4	Joy ⁸⁾
	2.3×10^2	Gilman ²⁾
	9.0×10	Joy ⁸⁾
Feldspar	3.6×10^2	Joy ⁸⁾
Coal	1.0×10^4	Hiorns, et al. ⁷⁾

Table 5 Gaudin-Meloy-Harris distribution of fractured product

Kinds of sample	$y = 1 - [1 - (x/x_0)^m]^n$ *	Range of loading rate $\dot{v}$ [Kg/sec]	Number of specimen **
	x_0 [cm] m [-] n [-]		
Silica glass	$x_0 = 2.12 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{-0.0205 \pm 0.100}$ $m = 1.29 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{-0.0146 \pm 0.00729}$ $n = 0.895 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{0.0640 \pm 0.0915}$ (67)	$3.33 \times 10^{-1} \sim 5.1 \times 10^5$	200
Borosilica glass	$x_0 = 1.91 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{-0.0217 \pm 0.0535}$ $m = 1.21 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{-0.00220 \pm 0.0323}$ $n = 1.69 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{0.0459 \pm 0.237}$ (68)	$5.00 \times 10^{-1} \sim 4.8 \times 10^5$	200
Quartz	$x_0 = 1.91 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{-0.0120 \pm 0.0497}$ $m = 0.894 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{0.00224 \pm 0.00423}$ $n = 0.0566 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{0.165 \pm 0.0175}$ (69)	$1.67 \times 10^{-1} \sim 1.12 \times 10^5$	296
Feldspar	$x_0 = 1.75 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{-0.00228 \pm 0.0320}$ $m = 0.756 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{0.00712 \pm 0.00263}$ $n = 0.0323 (\dot{v}/\dot{v}_0)^{0.129 \pm 0.00607}$ (70)	$1.00 \times 10^{-1} \sim 1.12 \times 10^5$	299

* $\dot{v}_0 = 1.67 \times 10^{-2}$ Kg/sec ** Nominal diameter of specimen is 2.0 cm

- (1) Dynamic loading ($\dot{\epsilon}=8.63 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$)
- (2) High speed loading ($\dot{\epsilon}=1.93 \times 10^4 \text{ sec}^{-1}$)
- (3) Conventional loading ($\dot{\epsilon}=1.04 \times 10^5 \text{ sec}^{-1}$)
- (4) Low speed loading ($\dot{\epsilon}=7.07 \times 10^7 \text{ sec}^{-1}$)

Fig. A Load vs. deformation curves in borosilica glass rod

は、計算により求めたが、この測定については今後検討を進めたいと考える。

Appendix

荷重-変位曲線が、円柱形試験片の場合はひずみ速度によって、また球形試験片の場合には荷重速度によってどのように変化するかを、ホウケイ酸ガラスの場合を例にとって示すと、Fig. A (円柱形試験片)と Fig. B (球形試験片)のようになる。どの場合も、ひずみ速度あるいは荷重速度が増大すると、荷重-変位曲線のこう配は急峻となってくる。これは、ひずみ速度あるい

- (1) Dynamic loading ($\dot{V}=4.80 \times 10^5 \text{ Kg/sec}$)
- (2) High speed loading ($\dot{V}=2.50 \times 10^7 \text{ Kg/sec}$)
- (3) Conventional loading ($\dot{V}=5.00 \text{ Kg/sec}$)
- (4) Low speed loading ($\dot{V}=5.00 \times 10^{-1} \text{ Kg/sec}$)

Fig. B Load vs. deformation curves in borosilica glass sphere

は荷重速度の増大に伴うヤング率の増大に起因しているものである。すなわち円柱形試験片あるいは球形試験片において縦変位を Δ とすると、理論的にはヤング率 Y との間には同一荷重に対して、円柱形試験片の場合は Eq. (i) が成立し、また球形試験片の場合は Eq. (ii) が成立する。

$$\Delta \propto Y^{-1} \quad (\text{i})$$

$$\Delta \propto Y^{-2/3} \quad (\text{ii})$$

以上二つの理論的關係より、ヤング率の増大は、同一荷重における縦変位の減少につながる。実測の場合も同様に、ひずみ速度あるいは荷重速度の増大に伴い、ヤング率は増大し、同一荷重に対して縦変位が減少する結果となる。

Nomenclature

A	= sectional area	[cm ²]	$\dot{v}$	= loading rate	[Kg/sec]
a, b, c	= constant		W_i	= Bond's work index	[kWh/ton]
d	= diameter of specimen	[cm]	x	= particle size	[cm]
E	= fracture energy	[Kg-cm]	x_0	= maximum particle size	[cm]
H	= Mohs' hardness	[—]	Y	= Young's modulus	[Kg/cm ²]
M	= mass of specimen	[g]	γ	= cumulative percentage of under sized product	[—]
m, n	= distribution parameter in $G-M-H$ distribution	[—]	γ_e	= fracture surface energy	[ergs/cm ²]
P	= load	[Kg]	Δ	= deformation	[μ]
p, q	= index		δ_1	= longitudinal strain	[—]
S, S_0	= strength	[Kg/cm ²]	δ_2	= lateral strain	[—]
S_1	= compressive stress	[Kg/cm ²]	$\dot{\epsilon}_0$	= rate of strain in slow compression	[sec ⁻¹]
S_c	= compressive strength	[Kg/cm ²]	$\dot{\epsilon}$	= rate of strain	[sec ⁻¹]
S_s	= sphere compressive strength	[Kg/cm ²]	ν	= Poisson's ratio	[—]
v_0	= loading rate in slow compression	[Kg/sec]			

ρ	= density	[g/cm ³]	Σw_0	= specific surface area of specimen	[cm ² /g]
Σw	= specific surface area of fractured product	[cm ² /g]	$\Delta \Sigma w$	= new surface produced	[cm ² /g]

Literature cited

- 1) Davidge, R. W. and G. Tappin: *J. Mat. Sci.*, **3**, 165 (1968)
- 2) Gilman, J. J.: *J. Appl. Phys.*, **31**, 2208 (1960)
- 3) Hashizume, S.: *Journal of the J. S. M. E.*, **62**, 40 (1959)
- 4) Hearly, T. W. and D. W. Fuerstenau: *J. Coll. Sci.*, **20**, 376 (1965)
- 5) Hiramatsu, Y., T. Oka and H. Kiyama: *J. Min. Inst., Japan*, **81**, 1024 (1965)
- 6) Ikejima, T.: *J. of Japan Inst. Met.*, **17**, A-25 (1953)
- 7) Jimbo, G.: *J. Chem. Soc. of Japan, Ind. Chem. Section*, **71**, 1309 (1968)
- 8) Joy, A. S.: *The Surface Energy of Solid*, Society of Chemical Industry, London, S. W. I., 53 (1961)
- 9) Kobayashi, R.: *J. Min. Inst., Japan*, **81**, 595 (1965)
- 10) Nakayama, J.: *J. Am. Cer. Soc.*, **48**, 583 (1965)
- 11) Wiederhorn, S. M.: *J. Am. Cer. Soc.*, **52**, 99 (1969)
- 12) Yashima, S., S. Morohashi, O. Awano and Y. Kanda: *Kagaku Kōgaku*, **34**, 210 (1970)
- 13) Yashima, S., Y. Kanda, H. Sakamoto, O. Awano and S. Morohashi: *Kagaku Kōgaku*, **34**, 1199 (1970)
- 14) Yashima, S., Y. Kanda, S. Morohashi: *Kagaku Kōgaku*, **34**, 1006 (1970)
- 15) Yashima, S., Y. Kanda, T. Izumi and T. Shinozaki: *Kagaku Kōgaku*, **36**, 1017 (1972)
- 16) Zeleny, R. A. and E. L. Piret: *I. & E. C., Process Design and Development*, **1**, 37 (1962)

エアーフィルタの経済最適設計について*

田 中 信 寿***・牧 野 和 孝**
井 伊 谷 鋼 一**

京都大学工学部 化学工学教室**

緒 言

エアフィルタの設計に際して第1に考えるべきことは集塵性能であるが、経済性も重要な因子である。エアフィルタの経済設計については経験的なデータの蓄積や簡単な解析があるにすぎない^{3,6)}。本報告では、ろ材の圧損特性や部分交換運転によるろ材寿命の増加⁷⁾などを考慮してより厳密な年間経費式を導き、経済的に最適なる過流速、および運転圧損（パネル形では最終圧損，自動交換形では標準運転圧損）を決定した。そして近似精度のよい最適解を解析的に得た。なお、2~3のメーカーやユーザーに問い合わせ、現在の実用的な定数値を計算に使用した。

なお、次節以下の各式は有次元式であるので記号表に示した単位によった各変数の値を代入する必要がある。また、本文や図において記号表と異なる単位を用いる場合は、そのつど単位を併記する。

* <On the Economically Optimal Design of Air Filter> Received on April 12, 1973

** Kazutaka Makino (正会員) and Koichi Iinoya (正会員) Dept. of Chem. Eng., Kyoto Univ., Kyoto, Japan

*** Nobutoshi Tanaka (正会員) 京都府衛生研究所, Kyoto Prefectural Institute of Public Health, Kyoto, Japan

1. 経済計算式の導出

一般に、装置の経済最適問題を扱うには、機器の固定費や運転費を知る必要がある。エアフィルタの設計ではエアフィルタの固定費と運転費、ファンの固定費と運転費、およびろ材費を知る必要がある。エアフィルタの運転費としては自動交換形の場合の交換用モータの動力費があるが無視できよう。さらにろ材取替えに要する人件費を考慮する必要があるが、定式化は困難なので省略する。なお、本報では、税金、金利、修理保全費や償却費を含んだ一定の年率を機器の価格（据え付け費を含む）に乗じたもので、その機器の固定費を表すことにする。

1・1 ファン固定費

風圧 20~60 mmAq, 風量 1~20 m³/sec の範囲でシロッコファンの価格を調査した結果、風圧に関係なく、風量によって価格が決まり、価格と風量の間に指数法則が成立する。シロッコファンの風圧が翼回転数を変えることによって容易に増減できるからであろう。

Fig. 1 に価格と風量の関係を示す。C社の製品については風圧別に価格を図示してある。

税金、償却などの年率を k_1 [1/year] とするとファン

紡糸機における壁面押付溶融の溶融速度（大角晋三，化学工学，37，1205～1211（1973））

理論的な溶融速度 V が多くの近似のもとに得られた。平板状壁面では、無次元溶融速度 $V_{T=0}$ と無次元加圧力 P/μ_c の関係は、

$$\frac{P}{\mu_c} = \frac{V_{T=0}^4}{3N}$$

である。ただし N は粘性係数の温度依存性に関する係数である。フィン状起伏のある壁面に対しては、補正係数 $[V/V_{T=0}]$ が得られた。

プラスチックの溶融紡糸法に適用したところ、1) 加圧力の影響と粘性係数の影響は小、2) 壁温の影響は大、3) 排出溝間隔の影響と粘性係数の温度依存性の影響は中、4) 壁面運動速度の影響は無い、5) 融液の膜厚は 0.1 mm 程度であり、多くの紡糸機で差異が小さい、6) V と壁面金属の熱伝導率を与えれば最適の壁面起伏形状を決定できる、7) 例：Al 製の“I.C.I. 型加圧溶融格子”の最適形状は、高さが底辺の2倍の2等辺3角形に近いものである。しかし形状が最適でも平板状壁面の $V_{T=0}$ のわずか1.6倍の V ししか得られない。

蒸気と気体の混合物の低圧における冷却凝縮——広い蒸気濃度範囲の凝縮速度式について——（宗像 健・平井伸幸・横山勝夫，化学工学，37，1212～1217（1973））

蒸気と気体の混合物の低圧における円管内冷却凝縮速度を数値的に解析し、また実測値を得た。ガスの流れが層流の場合について、二つの凝縮速度式を提出した。一つは、蒸気濃度が高い場合に適用できる式で、基本的な輸送方程式を簡略化して解析した Baasel の方法を用い、数値計算の結果を数式化したものである。もう一つは、蒸気濃度が低い場合で、Hausen の平均伝熱係数の式を物質移動に適用して導いたものである。

三つの系、エタノール-空気、 n -プロパノール-空気、 n -ブタノール-空気について、広い蒸気濃度範囲で得られた実験結果は、これら二つの式とよく一致している。

ぜい性材料の力学的性質と高速荷重下における単粒子の破碎（八嶋三郎・神田良照・佐々木孝・飯島正義・斎藤文良，化学工学，37，1218～1226（1973））

ガラス質試料と天然産試料8種類を用いて力学的性質を調べたところ、1) 圧縮強度、ヤング率は荷重速度と共に増大し、ポアソン比は減少する。また高速荷重下における球圧試験により、2) 球圧壊強度、増加比表面積も荷重速度と共に増大するが、破碎表面エネルギーは荷重速度の増大に伴い減少してその値は 10^4 ergs/cm² のオーダーであり、3) 球形試験片の破碎産物の粒度分布は G-M-H 分布関数によって表しうることがわかった。

エアフィルタの経済最適設計について（田中信寿・牧野和孝・井伊谷綱一，化学工学，37，1226～1234（1973））

エアフィルタの年間経費をファンの固定費と動力費、エアフィルタの固定費、およびろ材費から構成した。特に自動交換形で部分交換運転によるろ材寿命の増加を考慮してろ材費を求めた。2～3の典型的なろ材を想定して、それぞれの場合について年間経費を最小にする最適ろ過風速、および最適運転圧損（パネル形では最終圧損、自動交換形では標準運転圧損）を種々の処理風量と粉塵濃度に対して求めた。なお2～3のメーカーやユーザーに問い合わせ、現在の実用的な定数値を計算に使用した。さらに近似精度のよい最適解を解析的に求めた。それを使って各パラメータの最適解に対する影響を論じた。その結果、最適操作条件は処理ガス風量には余り影響を受けないが、粉塵濃度に大きく影響されること、さらに、ろ材の圧損特性によって著しく影響されることなどがわかった。自動交換形での部分交換運転の経済的効果は、たかだか2割程度の年間経費の低減であることがわかった。

多段気液接触多孔板塔の両相流量変動に対する平衡到達時間（城塚 正・荒川秀夫，化学工学，37，1234～1241（1973））

多段向流接触装置の動特性予知の一つとして、流量変動に対する濃度応答の平衡到達時間の推定について、近似モデルから導出した計算値とガス吸収塔による実験とを比較検討した。近似モデルは、流動の影響を近似伝達関数で表し、下段より2～3段を選び、その平衡到達時間を塔の平衡到達時間とするもので、気液平衡定数 $m \gg 1$ の場合に一段のガス吸収塔に適用できる。

N 段のガス吸収塔では、1段当たりの流動の時定数 T および物質移動に関する時定数 T_3 とすれば、両相流量変化に対する出口液濃度応答の平衡到達時間は、 $NT + T_3$ で与えられる。5段の塔を用いた吸収塔の実験を行い、±20% 程度で推算値と一致した。

液液抽出交互流動塔の動的シミュレーション（矢野武夫・荒谷敏朗・木下 登・河上尚義，化学工学，37，1241～1247（1973））

矩形波状に、液が交互に供給される形式の抽出塔を、単純化数学モデルによりシミュレートした。実測応答と数学モデルの計算応答とを比較することにより、モデルの単純化の際に使用した仮定につき検討を加えた。流量を一定とし、軽液および重液両相の種々の初濃度に対して、比較的大きな濃度入力を加えた場合につき、ステップ応答曲線を記録した。実験に使用した3成分系は、その分配係数が、平衡濃度に大きく依存するトルエン-酢酸-水系であった。連続相側の平均滞留時間（ホールド・アップ/体積流量）が、分散相側の平均滞留時間に比べ25倍以上であれば、分散相に対して、擬定常を仮定したモデルが、塔の動的シミュレーションに対して充分使用できることを確かめた。この仮定により、塔を集中定数系を連結したものとして取り扱うことができた。矩形波状の流量を平均化するという仮定も、著者らの実験条件内では成立することを確認した。分配平衡が大きな非線型性を示す場合にも、分配係数の関数とした総括物質移動容量係数を使用した非線型数学モデルにより、測定誤差以内で、塔の動特性を記述できた。

On the Economically Optimal Design of Air Filter, Nobutoshi Tanaka (Prefectural Inst. of Public Health), Kazutaka Makino and Koichi Iinoya (Kyoto Univ.)

Kagaku Kōgaku, 37, 1226~1234 (1973)

The annual cost of an air filter is formulated in terms of the fixed and power costs of a fan, the fixed cost of an air filter, and the renewal cost of a filter medium. For an automatic renewal-type air filter, in particular, the cost of a medium is estimated considering the merit of a partial renewal operation. For several typical media, the optimal filtering velocity and the operating pressure drop (final value in a panel-type, and average value in an automatic renewal-type) are then calculated for various of flow rate and dust concentration. The values of various coefficients for computations were practically decided by inquiring of several makers and users. Approximate optimal solutions are analytically derived and the sensitivity of various parameters on the optimal solutions is discussed.

For example, it is concluded that the optimal conditions are remarkably affected by dust concentration, or the pressure drop characteristics of a medium, but hardly at all by flow rate. In an automatic-renewal type, it is shown that 20% cost reduction at most is obtained by a partial renewal operation.

The Timeconstant of Gas-Liquid Contact Perforated Plate Column for Gas and Liquid Flow Change, Tadashi Shiotsuka and Hideo Arakawa (Waseda Univ.)

Kagaku Kōgaku, 37, 1234~1241 (1973)

This report discusses how to estimate the time constant of a gas absorption plate column for gas and liquid flow change.

The time constant of the N -th plate is approximately calculated as $NT + T_3$ in the case of $m \ll 1$ or large mass-transfer rate compared to liquid rate, where m is the slope of gas-liquid equilibrium, T is hydraulic time constant and T_3 is mass transfer time constant per unit plate.

The estimated time constants agree within $\pm 20\%$ accuracy with experimental responses of five plates in a gas absorption column.

Dynamic Simulation of Alternate Flow Liquid-Liquid Extraction Tower, Takeo Yano, Toshiro Aratani (Univ. of Osaka Pref.), Noboru Kinoshita (Ishikawajima-Harima Heavy Ind. Co., Ltd.) and Naoyoshi Kawakami (Tokuyama Soda Co., Ltd.)

Kagaku Kōgaku, 37, 1241~1247 (1973)

An extraction tower for which liquids were fed alternately in square wave form was dynamically simulated by simplified mathematical models. The assumptions employed for the simplifications were discussed by comparing experimental responses with computed responses of the models. Fixing flow rates, step response curves were recorded for relatively high concentration inputs at various initial concentrations of both light and heavy phases. Ternary system used in this experiment was Toluene-acetic acid-water system, the distribution coefficient of which heavily depended on the equilibrium concentration. A model assuming pseudo-steady state for dispersed phase was ensured to be sufficient for the dynamic simulation of the tower, when the mean residence time (Hold-up/Volume flow rate) of continuous phase was 20 times greater than that of dispersed phase. This made it possible to treat the tower as a series of concentrated constant system. The assumption of averaging the square wave flow rates was also sure to hold in our experimental conditions. A nonlinear model having an adjustable over-all mass transfer capacity coefficient, which was assumed to be function of distribution coefficient, was able to describe the tower dynamics within detectable errors, even though the distribution equilibrium showed high non-linearity.

Melting Rate of Pressed-on-Hot-Wall-Melting in a Spinning Machine, Shinzo Ohkado (Toray Co., Ltd.)

Kagaku Kōgaku, 37, 1205~1211 (1973)

Theoretical melting rate V is obtained using many approximations. For a flat wall, the relation between non-dimensional melting rate $V_{T=0}$ and non-dimensional pressure $P/\mu c$ is

$$\frac{P}{\mu c} = \frac{V_{T=0}^4}{3N}$$

where N is a coefficient concerned with temperature dependence of viscosity. For a fin-type wall, correction factor $[V/V_{T=0}]$ is obtained.

Regarding melt spinning of plastics, 1) pressure and viscosity have little effect, 2) wall temperature has a large effect, 3) interval of outlet grooves and index of temperature dependence of viscosity have medium effect, 4) wall speed moving across the direction of pressure has no effect, 5) thickness of molten plastics film is about 0.1mm, and nearly constant in several types of melters, 6) optimal fin shape can be decided for a pair of V and heat conductivity of wall metal, 7) for example, "I.C.I.-type pressure melter" with aluminum wall, optimal shape is nearly an isosceles triangle of height double the base, and even then V is only 1.6 times $V_{T=0}$.

Condensation of Vapor from Vapor-Gas Mixture at Low Pressure—Equations of rate of condensation over a wide range of vapor concentration—, Tsuyoshi Munakata, Nobuyuki Hirai and Katsuo Yokoyama (Kyushu Univ.)

Kagaku Kōgaku, 37, 1212~1217 (1973)

Rate of condensation of vapor from vapor-gas mixture flowing in a tube under reduced pressure was analysed numerically and measured experimentally. Under the condition of laminar flow of gas phase, two equations for the rate of condensation are proposed. One of them, to be applied when vapor concentration is high, is formulated from the result of numerical calculation performed with the aid of Baasel's simplification of the basic transport equations. For low concentration of vapor, another equation is derived by applying Hausen's equation of the average heat transfer coefficient to mass transfer. Experimental results obtained for the three systems C_2H_5OH -air, n - C_3H_7OH -air and n - C_4H_9OH -air over a wide range of vapor concentration are in good agreement with these two equations.

Mechanical Properties of Brittle Materials and Their Single Fracture under Dynamic Loading, Saburo Yashima, Yoshiteru Kanda, Fumio Saito (Yamagata Univ.), Toru Sasaki (Sumitomo Ship Building and Machinery Co., Ltd.) and Masayoshi Iijima (Bridgestone Tire Co., Ltd.)

Kagaku Kōgaku, 37, 1218~1226 (1973)

Two kinds of glassy samples and six kinds of rock samples were used in measuring of mechanical properties. From compression tests, the following results were obtained. 1) The compressive strength and Young's modulus of all kinds of cylindrical specimens increase with increasing strain rate, while Poisson's ratio decreases with increasing strain rate.

From compression tests of spherical specimens under dynamic loading rate the following results were obtained. 2) The sphere compressive strength and new surface produced increases with increasing loading rate, but the fracture surface energy has a tendency to decrease with increasing loading rate. Their values were on the order of 10^4 ergs/cm². 3) The size distribution of fractured products of spherical specimens was represented by the Gaudin-Meloy-Harris size distribution equation.