ポリスチレン粉体圧縮成形体の 三軸圧縮ならびに三軸伸張特性*

原 隆 一** 梅 屋 薫**

Triaxial Compression and Extension Properties of Polystyrene Powder Compact

by

Ryuichi HARA and Kaoru UMEYA

(Faculty of Engineering, Tohoku University, Sendai)

Powdered polystyrene was compacted into cylindrical specimens having various void fractions. These specimens were triaxial-compressed and triaxial-extended under various confining pressures σ_3 . Yield loci were obtained from Mohr's stress circles using the confining pressure σ_3 and the axial stress σ_1 at which the specimens broke down. These results were expressed by the equation $\tau^2 = \mu_i^2 \sigma^2 + 4\sigma_i(1 + \mu_i^2)(\sigma + \sigma_i)$, where τ was the shear stress, σ was the normal stress, μ_i was the coefficient of effective internal friction and σ_i was the tensile strength of the powder compact. This equation was preferable to the conventional power law of the yield locus because of the conformity to the test results, and furthermore the constants contained are the most basic ones for powder-like materials.

The yield locus obtained by the triaxial extension test differed from that by the triaxial compression test, but both approached each other with an increase in the initial void fraction of specimens. This fact was attributed to the difference in two kinds of tensile strengths, that is, one was the value in the perpendicular plane to the precompaction plane and the other was the value in the parallel plane. The former determines the yield locus obtained by the triaxial compression test and the latter determines the one by the triaxial extension test.

(Received Sep. 24, 1981)

キー・ワード：ポリスチレン，粉体，三軸圧縮試験，三軸伸張試験，破壊包絡線

1 緒 言

粉体を取り扱う単位操作のための基礎的なデータとして、粉体層のせん断強度と引張強度とから破壊包絡線¹⁾を求めることが必要である。従来から、Jenike のせん断セルを始めとする直接せん断試験法によって粉体層の内部摩擦を測定することと、Farley-Volentin²⁾のスプリットセルを始めとする種々の方法によって粉体層の引張強度を測定することにより、破壊包絡線³⁾を求める研究が数多く報告されている。しかし、直接せん断法によって求められる破壊包絡線は、Mohr の応力円の包絡線として求められるものではないうえ、せん断容器内部の複雑なひずみや応力の分布の影響を受けているという問題がある。このため、直接せん断法による測定結果は、比較的単純な力学的条件のもとで主応力を測定し、定義どおりの破壊包絡線⁴⁾を求める

ことができる三軸圧縮試験の結果とは、異るとされている⁵⁾。また、三軸圧縮試験法は、主応力や主ひずみを制御して行う実験法であるため、粉体層を予圧密した方向と同一の方向を最大主応力として三軸圧縮試験を行うか、最小主応力として三軸伸張試験を行うかによって、異なる破壊包絡線を得るものと考えられ、粉体層が異方的な力学的特性を有する場合について検討を加えることができる。

著者らは先に、ポリスチレン粉体の圧縮成形体の三軸圧縮試験を行い、破壊機構の観察、破壊包絡線の決定、破壊包絡線を表す式などについて検討を行い報告した⁶⁾。本報では、測定範囲を広げて、引き続きこれらの内容を検討するとともに、三軸圧縮試験と三軸伸張試験との結果を比較した。

破壊包絡線の引張応力側の終点である引張強度²⁾の測定法については、Farley-Volentin の方法のように、予圧密を与える面と直交する面を破断させる方法と、

* 原稿受理 昭和56年9月24日

** 正 会 員 東北大学工学部 仙台市荒巻字青葉

荒川や田中⁸⁾の方法のように、平行な面を破断させる方法とがあり、前述したように、粉体層が異方的な力学的特性を有する場合には、どの方法による値を破壊包絡線の決定に用いるべきか定かではない。本報告では、三軸圧縮試験および三軸伸張試験の測定結果との関連において、この点についても検討を加えた。

2 実 験

2.1 試料

試料として用いた粉体は、前報と同様、ポリスチレン⁶⁾（日本ポリスチレン製、エスプライト T-8 ビーズ）を液体窒素の温度下で凍結粉碎して作成した平均粒径 $90\ \mu\text{m}$ の不規則形状粒子である。この粉体を三割の成形金型内に充てんし、高さ $70\ \text{mm}$ 、直径 $35\ \text{mm}$ の円柱状に圧縮成形し、供試体とした。なお、三割金型内壁には、潤滑剤（ステアリン酸マグネシウム）を塗布し、上下方向から同時に圧縮を行い、さらに、一定容積のまま 10^3sec 間保つことによって、均一な空げき率を有する供試体とみなせるようにした。成形後、供試体を金型から取り出す時は、内壁テーパ付きのダイの中から、外壁テーパ付きの三割金型全体を押出す方法により、半径方向の残留応力を均一に除き、取出時のラミネーションの影響がないようにした。

2.2 三軸圧縮試験並びに三軸伸張試験

成形した供試体は、Fig. 1 に示したように、プレッシャパッドとゴム膜で覆って三軸室にセットし、三軸室内に水を導入した後、高圧窒素ガスによって所定の拘束圧を供試体に与えた。供試体の体積変化が終了した約 5 分後に、軸方向から $1\%/min$ のひずみ速度で圧縮または伸張を行い、供試体を破壊させた。この過程における軸圧 σ_1 の変化はロードセルで、拘束圧 $\sigma_2 = \sigma_3$ は圧力計または水銀マノメータで測定した。最初の静水圧縮時は $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ 、三軸圧縮時は $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ 、三軸伸張時は $\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$ となる。軸ひずみ ϵ_1 は変位計で測定し、体積ひずみ ϵ_v は、供試体から排出

される空気によるビュレット内の水面の上昇を、フロート^{*1}の浮力変化に変換して、ストレインゲージで測定した。なお、これらの装置は、アクリル製の三軸室を用いて拘束圧の小さい場合の測定に適するように改良したものと、鉄円筒製の三軸室を用いて拘束圧の大きな場合の測定に適するように改良したものと二種類あり、広い範囲の測定が行えるようにした。

2.3 引張り強度の測定

成形された粉体層の引張り強度の測定のために、Fig. 2 に示した 3 種類の方法を用いた。同図中に計算式も並記した。(a)の方法は、成形体を半径方向から荷重 W で圧縮し、引張強度 σ_t を測定する圧裂引張試験法である。ここで、 d は直径、 l は厚さを示す。(b)の方法は、圧縮後、破線の位置を引張り力 T で破断させるスプリットセル法である。これらの方法は、加圧成形の面と直交する面の引張強度を測定することができる。(c)の方法は、上下のダイを合わせて成形した後、破線で示したように、成形加圧の面と平行な面の引張強度を測定することができる。

Fig. 2. Methods of measurement of tensile strength.

3 結果および考察

3.1 三軸圧縮試験における破壊包絡線

測定された主応力差の最大値 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}$ と拘束圧 σ_3 とを用いて、せん断応力 τ と垂直応力 σ との座標上でモールの応力円群を描き、破壊包絡線を決定した。この過程の、主応力差 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ と体積ひずみ ϵ_v との軸ひずみ ϵ_1 に対する変化、破壊機構、破壊包絡線の作図例、Taylor-Bishop のエネルギー補正法等については、前報に示したのでここでは割愛した。

種々の初期空げき率 n_0 の供試体について得られた破壊包絡線を Fig. 3 のプロットで示した。 n_0 が小さくなるにつれてせん断応力 τ は大きくなるが、いずれの場合にも、垂直応力 σ の増加とともにこう配 46° の直線で示されている有効破壊包絡線に漸近し、矢印で示した位置、すなわち圧縮成形体の破壊包絡線の終点 σ_p で一致するようになった。 σ_p 以下の領域では、圧縮成形時の履歴が破壊包絡線に影響し、 σ_p 以上の領域では、三軸圧縮時の応力のみが破壊包絡線（有効破壊包絡線）を決定する。

σ_p の値は、Fig. 3 の挿入表および Fig. 4 に示した。

Fig. 1. Apparatus for triaxial compression and extension test.

*1 応力およびひずみは、圧縮を正とした。ただし、引張強度のみ引張りを正とした。

Fig. 3. Yield loci obtained by the triaxial compression test. Constants n_0 , μ_i and $\mu_{i, \text{meas}}$ have no dimension and σ_p , σ_t and $\sigma_{t, \text{meas}}$ have a unit kg/cm².

σ_p は、圧縮成形圧力 σ_c にほぼ比例し、(1)式の関係を得た。

$$\sigma_p = 0.52 \sigma_c^{1.09} \quad (1)$$

したがって、圧縮成形圧力の約 1/2 以上の垂直応力の範囲では、破壊包絡線は、圧縮成形履歴の影響を受けていないことがわかる。

Fig. 3 に示した破壊線Ⅰは、これより左上の領域ではぜい性破壊の特徴である軸方向分離破壊を示し、右下の領域ではせん断破壊する境界を示している。これらの破壊の様式は、Fig. 3 の挿入図に示した。破壊線Ⅱおよび破壊線Ⅲは、破壊時の体積ひずみ ϵ_v が 0% および 5% の場合を示している。破壊線Ⅱの左上の領域は、破壊時の体積がもとの供試体の体積より増加することを示し、右下の領域になるほど、静水圧圧縮時または三軸圧縮時に体積の減少が著しいことを示している。有効破壊包絡線の全領域が、破壊線Ⅲの右下に位置している。

これらの破壊包絡線において、垂直応力が正で、 σ_p 以下の領域では、既に報告した(2)式で表すことができた。

$$\tau^2 = \mu_i^2 \sigma^2 + 4\sigma_t(1 + \mu_i^2)(\sigma + \sigma_t) \quad (2)$$

ここで、定数 μ_i , σ_t は、それぞれ、 σ_p における有効内部摩擦係数、引張強度を示す。Fig. 3 に示した実線は、同図内の表に示した μ_i と σ_t を用いて、カーブフィッティング法で計算した値であり、それぞれの実測値 $\mu_{i, \text{meas}}$, $\sigma_{t, \text{meas}}$ の値によく一致していることがわかる。

3・2 粉体層の引張強度

Fig. 4 に、粉体層の引張強度の測定値の詳細を示した。Fig. 2 (a)および(b)の方法で測定した引張強度の測

Fig. 4. Dependence of the end point of yield locus σ_p and the tensile strength σ_t on the compaction stress σ_c .

定値 $\sigma_{t, \text{meas}}$ は、圧縮成形圧力 σ_c に対して、両対数表示で直線的に変化し、(3)式の関係を得た。

$$\sigma_{t, \text{meas}} = 0.033 \sigma_c^{1.26} \quad (3)$$

一方、Fig. 2 (c)の方法で測定した $\sigma_{t, \text{meas}}$ の値は、圧縮成形圧力 σ_c に対して、(4)式の関係となった。

$$\sigma_{t, \text{meas}} = 0.015 \sigma_c^{0.96} \quad (4)$$

前者の値が後者の値より大きな理由として、圧縮成形時に軸方向（加圧方向）には著しく圧縮されるが、半径方向は金型内壁によって拘束されているために、粒子の配向を始めとする充てん状態の異方性があることと、除圧時に、最初半径方向が拘束されたまま軸方向のみ弾性回復し、軸方向の接触点の凝着力が弱められることが考えられる。また圧縮成形圧力が小さいときは、このような効果は著しくないために、両測定値が接近してくるものと考えられる。

三軸圧縮試験における破壊包絡線の(2)式に用いた引張強度 σ_t の値は、Fig. 4 の黒丸で示したように、(a)および(b)の方法、すなわち、圧縮成形加圧面に直交する面で破断させた時の $\sigma_{t, \text{meas}}$ の値に一致した。これは三軸圧縮試験の破壊包絡線の低応力側の領域における破壊機構が、(a)および(b)の破壊機構に類似する軸方向分離破壊であるためと考えられる。

(c)の方法による引張強度の測定結果については、3・4 節において述べる。

3・3 従来用いられている破壊包絡線の式との比較

Fig. 3 に示した破壊包絡線は、Fig. 5 の挿入図に示したように、垂直応力 σ に定数 σ_0 を加えた合応力 $(\sigma + \sigma_0)$ を用いて、 τ と $(\sigma + \sigma_0)$ の関係を両対数で表示することにより、直線として表示することができる。

Fig. 5. Relationship between shear stress τ and compound normal stress $\sigma + \sigma_0$.

すなわち、破壊包絡線を表す実験式としてよく知られている、梅屋の式(5)または Farley-Valentin の式(6)が成立する。

$$\tau = k(\sigma + \sigma_0)N_s \quad (5)$$

$$\left(\frac{\tau}{C}\right)^N = \frac{\sigma + \sigma_0}{\sigma_0} \quad (6)$$

ここで、定数 $N_s = 1/N$, $k = c\sigma_0^{-1/N}$ であり、両式は同一の内容を示すものである。ここでは(5)式についてのみ検討を行った。 σ_0 は、引張強度を意味すると解釈されているが、Fig. 5 に示した方法によって得られた σ_0 の値は、Fig. 4 に示したように、実測の引張強度より大きくなった。これは、破壊包絡線が、低垂直応力の範囲まで一定のせん断指数 N_s を保っているとする(5)式の仮定に起因するものと考えられる。したがって、垂直応力が小さくなるにつれて、すなわち、ぜい性破壊が顕著になるにつれて、破壊包絡線が放物線（せん断指数 $N_s = 0.5$ ）に近づくと仮定している(2)式の方が実測結果に合い、 σ_c が実測の引張強度とよく一致するものと考えられる。

Fig. 6 には、(5)式の定数 N_s および k の、初期空けき率による変化を示した。せん断指数 N_s は、破壊包絡線の形状を、 k は、合応力が1のときのせん断応力の値を示すものであるが、(2)式における定数 μ_i およ

Fig. 6. Dependences of the constants N_s and k used in Umeya's equation on the initial void fraction n_0 .

Fig. 7. Stress difference $(\sigma_3 - \sigma_1)$ -axial strain- $(\epsilon_1 - \epsilon_{v0}/3)$ relationship and volumetric strain $(-\epsilon_v)$ -axial strain- $(\epsilon_1 - \epsilon_{v0}/3)$ relationship obtained by the triaxial extension test.

び σ_c の方が意味が明確であり、かつ、粉体層の基本的な物性値であるといえよう。

3・4 三軸伸張試験における破壊包絡線

Fig. 7 には、三軸伸張試験における主応力差 $(\sigma_3 - \sigma_1)$ と、体積ひずみ $(-\epsilon_v)$ と軸ひずみ $-(\epsilon_1 - \epsilon_{v0}/3)$ に対する変化を示した。ここで、 $(-\epsilon_{v0}/3)$ は、三軸伸張を始める前の静水圧圧縮による軸ひずみ量を差引いていることを示す。前報で述べた三軸圧縮試験の場合と相異なる点として次の2点をあげることができる。(1)同一の最大主応力下、すなわち、三軸圧縮時の σ_1 と三軸伸張時の σ_3 とが等しい場合、三軸伸張の方が体積の収縮が著しく、かつ、変形中の体積変化が少い。(2)本実験の範囲内では、供試体はすべて挿入図に示したようなこう配の小さな面でせん断破壊し、三軸圧縮試験における軸方向分離破壊に対応するぜい性破壊は観察されない。これらは、三軸伸張試験では、 $\sigma_1 < \sigma_2 = \sigma_3$ であるために、応力の静水圧成分による圧縮の効果が大きいためである。

主応力差の最大値 $(\sigma_3 - \sigma_1)_{\max}$ と拘束圧 σ_3 とから、Mohr の応力円を描き、破壊包絡線を作図した例を、Fig. 8 に示した。なお、三軸伸張試験では、 ϵ_v の ϵ_1 に対する依存性が少いために、Taylor-Bishop のエネルギー補正は行う必要がなかった。

Fig. 9 には、得られた破壊包絡線を両対数で表示した。プロットは実測結果を示し、実線は、挿入表に示した μ_i と σ_c とを用いて(2)式により計算した結果を示している。 μ_i は、実測値 $\mu_{i, \text{meas}}$ に一致した。 σ_p の値は、本実験では決定はできなかったが、三軸圧縮試験において得られた値に近いと考えた。 σ_c の値は、

Fig. 8. Construction of the yield locus.

Fig. 9. Yield loci obtained by the triaxial extension test.

Fig. 4 に黒三角で示したように、Fig. 2 (c)の方法で得られた測定値に近い。三軸伸張試験では、半径方向に水平にぜい性破壊する様子は、はっきりとは観察できなかったが、三軸圧縮試験において、軸方向分離破壊が破壊包絡線の低垂直応力側の値を決定しているのと同様に、水平面内の粒子間接触点の破断が、三軸伸張試験の破壊包絡線の低垂直応力側の値を決定しているものと推定できる。

破線で示した三軸圧縮試験の破壊包絡線と比較すると、初期空げき率が0.46のときは、両結果は顕著な差異がみられるが、0.515のときはほぼ一致した。これは、Fig. 4 に示したように、空げき率が大きくなるほど、直交する二つの引張強度の値が近づくことと、この引張強度の値が破壊包絡線の低垂直応力側の値を決定していることとによるものである。以上のように、三軸圧縮および伸張両試験と、直交する面での両引張試験とから、成形体の異方性に基づく破壊包絡線の差異を明らかにすることができた。

4 結 論

- (1) ポリスチレン粉体圧縮成形体の三軸圧縮試験に

よって求められた破壊包絡線は、広い範囲にわたり、(2)式によって表すことができた。本式に含まれる定数は、内部摩擦係数と引張強度である。

(2) (2)式は、指数則で表した破壊包絡線の式より定数の意味が明確であり、かつ、実測値によく適合した。

(3) 三軸伸張試験によって求められた破壊包絡線は、三軸圧縮試験によって求められた値より小さいが、空げき率が大きい場合には一致する傾向を示した。この結果も(2)式を用いて表すことができた。

(4) 粉体層の引張強度は、圧縮成形面に平行な面と直交する面とで異なるが、空げき率が大きいときは両測定値は近づく。直交する面の引張強度は三軸圧縮試験の破壊包絡線を、平行な面の引張強度は三軸伸張試験の破壊包絡線を決定する。

本研究は、財団法人旭硝子工業技術奨励会の研究助成金を得て行ったものであることを記し、謝意を表します。

実験に当り、試料を提供していただいた昭和電工株式会社、東洋酸素株式会社の関係者の皆様に深謝いたします。また、実験に協力いただいた仲田仁氏に深謝いたします。

(昭和55年10月29日 粉体粉末冶金協会昭和55年度秋季大会講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) Jenike, A. W., P. J. Elsey, and R. H. Woolley, Proc. Am. Soc. Test. Mat., **60**, 1168 (1960).
- 2) Ashton, M. D., R. Farley, and F. H. H. Valentin, J. Sci. Instrum., **41**, 763 (1964).
- 3) 例えば, Williams, J. C., and A. H. Birks, Powder Technol., **1**, 199 (1967).
- 4) Umeya, K., R. Hara, and J. Kikuta, J. Chem. Eng. Japan, **8**, 56 (1975).
- 5) 井上広胤, 土木学会論文集, No. 108, 20 (1964).
- 6) 原 隆一, 梅屋慎次郎, 梅屋 薫, 材料, **30**, 78 (1981).
- 7) 荒川正文, 西野 操, 第16回粉体に関する討論会講演集要旨集, p. 88 (1978).
- 8) 中島裕夫, 後藤圭司, 田中達夫, 化学工学, **30**, 964 (1966).
- 9) 梅屋 薫, 北森信之, 荒木征雄, 美間博之, 材料, **15**, 166 (1966); 梅屋 薫, 原 隆一, 吉田達郎, 成広信次, **19**, 521 (1970); 梅屋 薫, 磯田武信, 原 隆一, 加藤義徳, **22**, 637 (1973); 梅屋 薫, 磯田武信, 原 隆一, 菊田潤一, **23**, 549 (1974).
- 10) Farley, R., and F. H. H. Valentin, Powder Technol., **1**, 344 (1967/68).