

多孔質材のブリネル硬さ試験に関する研究*

呉屋守章^{*1}, 比嘉吉一^{*2}, 宮城清宏^{*1}
末吉敏恭^{*1}, 鶴田政雄^{*3}

A Study of Brinell Hardness Test of Porous Materials

Moriaki GOYA, Yoshikazu HIGA, Kiyohiro MIYAGI,
Toshiyasu SUEYOSHI and Masao TOKITA

The Finite Element Method is applied to the analysis of Brinell hardness test of porous materials. The numerical calculation is performed using four different plastic constitutive rules such as Gurson's rule, Tvergaard's modification of Gurson's rule, Goya-Nagaki-Sowerby's rule and a stereology-based rule that is a modification of Goya-Nagaki-Sowerby's rule. For the investigation of the validity of the rules, the numerical results are compared with experimental data for the porous materials produced by Spark Plasma Sintering method which can produce porous materials of higher porosity. From the comparison it is concluded that the numerical results obtained using Tvergaard's modification of Gurson's rule or the stereology-based modification can well predict the experimental results. However, the numerical results deviate from the experimental data for the porous material of higher porosity such as $f_0=0.3$. This deviation is attributed to the fact that the shape of pores in the porous material of $f_0=0.3$ are quite different from the sphere that is a fundamental assumption in developing constitutive rules.

Key Words: Porous Material, Spark Plasma Sintering, Constitutive Equation, Brinell Hardness Test

1. 緒言

多孔質材料は、近年各種工業分野において様々な面で強い関心を集めている。これは多孔質材料が、その母材となる固体材料自体によって特徴づけられる一次的特性に加え、空孔によって作り出される二次的特性を持ち合わせている点から、材料学および物性学的に母材とは異なる新しい特性を生み出す可能性を有していることによる⁽¹⁾。例えば、粉末を圧縮・焼結させて作られる多孔質材料については、一般の機械加工品に比して機械的性質は劣るものの、成分や組織の制御および成形の平易さから注目を浴びている。また近年、従来のホットプレス焼結法(HP)、熱間等方圧焼結法(HIP)および雰閉気炉などに代わる新しい焼結法として放電プラズマ焼結法(SPS)が開発され⁽²⁾、益々空孔率の高い材料の開発が可能となり、フィルターや熱交換機あるいは含油機械部品等をはじめとする他の多くの方面で使用されつつある。こうした中で、これら材料を機械や構造物として設計し使用する際には、その材料・構造物の強度が、目的の機能および安全性を保持しうるかどうかという問題を常に想定しなくてはならない。すなわち、多孔質材料の強度に関する基本的性

質を知ることは不可欠なことである。

これら空孔部分の材料強度に及ぼす影響を知る必要性より、これまでに様々な降伏関数ならびに構成関係が研究・提案されている。その代表的なものとしては、結果的に Mises 型降伏関数に徹視的な空孔の存在を考慮した形となっている Gurson により導入された降伏関数がある⁽³⁾。この降伏関数は基本的に等方圧縮性材料に対する関係式であり、金属材料の延性破壊過程の有限要素解析にしばしば用いられ、多くの興味深い結果を得ている。例えば、Tvergaard⁽⁴⁾は Gurson 型降伏関数にいくつかの係数を導入した修正降伏関数を提案し、空孔の成長・発生ならびに合体を考慮した塑性分岐不安定現象の解析を行っている。また、Gurson の降伏関数に村上らの損傷テンソルを導入し異方性を加味した Nagaki ら⁽⁵⁾や、空孔分布に対してより等方性を有することを考慮した Goya ら⁽⁶⁾の降伏関数などが提案されている。

これら多孔質材料を含めた金属材料の機械的性質の 1 つに硬さがあり、同試験法の特徴である測定の手続き・迅速性を兼ね備えている点等の理由から、材料の強度評価法と関連して、古くから実験的・理論的に検証されている。例えば Tabor は、Diamond 圧子押し込みによる硬さ値および加工硬化指数により、材料の最大荷重との関係を定量的に示し、幾つかの冷間加工された材料に対して降伏応力が硬さ値の 1/3 に近似される事を示している⁽⁷⁾。さらに Cahoon らは、種々の材料に対す

* 原稿受付 1997年12月18日。

^{*1} 正員、琉球大学工学部(☎903-0129 沖縄県中頭郡西原町千原1)。

^{*2} 准員、神戸大学大学院(☎657-8501 神戸市灘区六甲台町)。

^{*3} 住友石炭鉱業(株)(☎213-0012 川崎市高津区坂戸3-2-1)。

る実験的検証から Tabor の式に修正を加えている⁽⁹⁾。また理論的検証の立場から、有限要素法を用いた硬さに関する数値解析が盛んに行われており、実験的検証が困難な微小材料・薄膜等に対する弾・結晶有限要素法解析を用いた超微小硬度解析⁽¹⁰⁾や圧子押込みによる非弾性材料定数の推定法を提案した研究⁽¹¹⁾等が報告されている。このように、その試験法が比較的簡単な硬さ試験を通して、材料挙動を記述するのに必要な種々の物性値が推定される事は大変興味深い事と言える。

そこで本報では、多孔質材あるいは母材の材料特性を調べていく上で必要となる硬さ試験解析シミュレータの構築を目的としている。また、放電プラズマ焼結法により作製された種々の多孔質材のブリネル硬さ試験を行いシミュレータの妥当性について検証を行い、採用された塑性構成式による解析結果の差異について検討する。

2. 多孔質材降伏関数および塑性構成式

Gurson は等方圧縮性材料に対する関係式を導くために、球状空孔を含んだ同心の球領域で構成される代表的部分として単位セルを多孔質材より抜き取り、単位セル中の空孔の体積含有率 f は多孔質材の平均的それと等しいと考えた。この理想化された単位セルの変形挙動を剛塑性極限解析を用いて求め、以下のように空孔を含んだ連続体の降伏関数を提案している。

$$\Phi = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_M}\right)^2 + 2q_1 f \cosh\left(\frac{3p}{2\sigma_M}\right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、式(1)中の各記号は次のような意味を持つ。

$\bar{\sigma}$: 多孔質体の相当応力 σ_M : 母材の降伏応力
 p : 平均応力 f : 空孔率

なお相当応力 $\bar{\sigma}$ は偏差応力成分 σ_{ij} を用いて以下のように表現される。

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{3}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ところで全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は、弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ と塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ との和として表現されたとすると、塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ と応力速度 $\dot{\sigma}_M$ との関係は、現存する空孔の成長のみを考慮した空孔率発展方程式

$$\dot{f} = \dot{f}_{growth} = (1-f)\dot{\epsilon}_M^p \quad \dots\dots\dots (3)$$

と式(1)から、以下のように得ることが出来る。

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{1}{H} M_{ij}^G M_M^G \dot{\sigma}_M \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、

$$M_{ij}^G = \frac{3\sigma_{ij}^e}{2\sigma_M} + \beta\delta_{ij}, \quad \beta = \frac{f}{2} q_1 \sinh\left(\frac{3p}{2\sigma_M}\right)$$

$$H = \frac{1}{1-f} \left\{ \frac{3\sigma_M^e \sigma_{ij}^e}{2\sigma_M} + 3\beta \frac{p}{\sigma_M} \right\}^2 - 3\beta\gamma(1-f)\sigma_M \quad (5)$$

$$\dot{h} = \frac{\dot{\sigma}_M}{\dot{\epsilon}_M^p}, \quad \gamma = q_1 \cosh\left(\frac{3p}{2\sigma_M}\right) - q_3 f$$

で、 $\dot{\epsilon}_M^p$ は母材の相当塑性ひずみ速度を示す。

一方、弾性ひずみ速度式は Hooke の法則より

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = B_{ij}^e \dot{\sigma}_M \quad \dots\dots\dots (6)$$

で表現されるとし、

$$\dot{\sigma}_{ij} = D_{ij}^e \dot{\epsilon}_{ij}^e \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$D_{ij}^e = 2G \left\{ \frac{1}{2} (\delta_{ij} \delta_{\mu\mu} + \delta_{ij} \delta_{\mu\mu}) + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{\mu\mu} \right\}$$

$$B_{ij}^e = \frac{1}{E} \left\{ \frac{1+\nu}{2} (\delta_{ij} \delta_{\mu\mu} + \delta_{ij} \delta_{\mu\mu}) - \nu \delta_{ij} \delta_{\mu\mu} \right\}$$

とすると、全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は式(4)、(7)から、次式で表すことが出来る。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \left[B_{ij}^e + \frac{\lambda}{H} M_{ij}^G M_M^G \right] \dot{\sigma}_M \quad \dots\dots\dots (8)$$

なお、式(8)の逆表示は

$$\dot{\sigma}_{ij} = \left[D_{ij}^e - \frac{\lambda}{h} m_{ij}^G m_M^G \right] \dot{\epsilon}_{ij} \quad \dots\dots\dots (9)$$

となり、ここで

$$\lambda = \begin{cases} 1 & \text{塑性負荷} \\ 0 & \text{弾性あるいは除荷} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$m_{ij}^G = D_{ij}^e M_{ij}^G, \quad h = H + M_{ij}^G m_{ij}^G$$

である。

一方、Goya らは Gurson の降伏関数に対し幾何学的小よび力学的考察を加え、村上ら⁽¹⁾の損傷テンソルを用いて異方性降伏関数を提案したが、それは等方材に対しスカラー損傷変数 Ω を用いて、式(11)のように表せる。

$$\Phi = \left[\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_M (1 - \alpha_1 f^n)} \right]^2 + \alpha_1 f \exp\left(\frac{3|p|}{2\sigma_M}\right) - 1 = 0 \quad (11)$$

ただし、

$$\alpha_1 = 1.283, \quad \Omega = 1.07 f^n, \quad n = 2/3, \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\alpha_3 = \left[1 - (1 - \Omega) / \sqrt{1 - \alpha_1 f} \right] / \Omega$$

である。

さらに佐々木ら⁽¹¹⁾は、材料の切断面の平均空孔面積率と材料の体積空孔率が等しいという Stereology 理論における1つの結論を前提とし、式(11)の右辺第1項の分母に含まれる損傷変数を空孔率そのものとした修正係数を導入する次のような降伏関数を提案している。

$$\alpha_1 = 1.34, n = 1, \alpha_3 = 0.33 \quad \dots \dots \dots (13)$$

先と同様に、降伏関数(11)より塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_p^d$ は次のように表される。

$$\dot{\epsilon}_p^d = \frac{1}{H} M_y M_u \dot{\sigma}_u \quad \dots \dots \dots (14)$$

ただし、

$$M_y = \frac{d}{2\sigma_M \zeta^2} \cdot 3\sigma_y^d + \delta_y \beta A, \quad \beta = \frac{d}{4} \alpha_1 \exp\left\{\frac{3|p|}{2\sigma_M}\right\}$$

$$\zeta = 1 - \alpha_3 f^n, \quad A = \begin{cases} 1 & (\sigma_{II} \geq 0) \\ -1 & (\sigma_{II} < 0) \end{cases}$$

$$H = \frac{d}{1-f} \left\{ \omega_1 + 3\beta \frac{|p|}{\sigma_M} \right\}^2 - 3\beta \gamma A (1-f) \sigma_M$$

$$\dot{h} = \frac{d}{\dot{\epsilon}_M} \frac{\dot{\sigma}_M}{\sigma_M}, \quad \omega_1 = \frac{d}{2(\sigma_M \zeta)^2} \cdot 3\sigma_y^d \sigma_y^d$$

$$\gamma = n \alpha_3 \frac{\omega_1}{\zeta} f^{n-1} + \frac{\alpha_1}{2} \exp\left\{\frac{3|p|}{2\sigma_M}\right\}$$

\dots \dots \dots (15)

である。

式(6)の弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_e^d$ と式(14)の塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_p^d$ との和を取って、全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_t^d$ は式(8)と同様に次のように表示される。

$$\dot{\epsilon}_t^d = \left[B_{yu}^e + \frac{\lambda}{H} M_y M_u \right] \dot{\sigma}_u \quad \dots \dots \dots (16)$$

ここで式(16)の逆表示は、Gurson型塑性構成式の場合との比較から $\sigma_M \rightarrow \sigma_M \cdot \zeta$ となっていることに注意すると、以下のようになる。

$$\dot{\sigma}_y = \left[D_{yu}^e - \frac{\lambda}{h} m_y m_u \right] \dot{\epsilon}_u \quad \dots \dots \dots (17)$$

ここで、

$$\lambda = \begin{cases} 1 & \text{塑性負荷} \\ 0 & \text{弾性あるいは除荷} \end{cases} \quad \dots \dots \dots (18)$$

$$m_y = D_{yu}^e M_u, \quad h = H + M_y m_y$$

である。

以下、式(12)の係数を伴う構成式(16)をG.N.S塑性構成式と呼び、また式(13)を伴う場合をS.B.構成式と呼ぶものとする。

図1にGursonの降伏関数、Tvergaardの修正降伏関数、式(12)および式(13)の比較を示す。図は横軸に静水圧成分を、縦軸に相当応力をそれぞれ初期降伏応力で除し無次元化した値を示している。これよりGurson

の降伏関数が一番外側に位置しており、降伏に要する応力を大きめに評価していることがわかる。また、佐々木らの提案した、損傷変数に空孔率そのものを代入した式(13)は式(12)より外側に位置しており、Tvergaardの修正降伏関数に近いことがわかる。

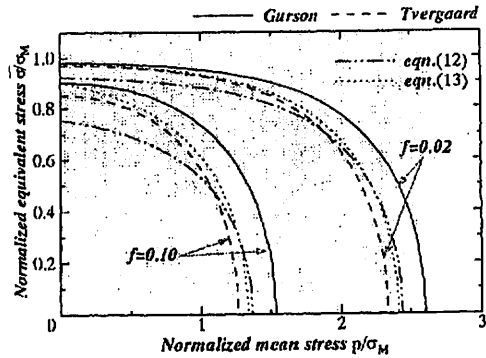


Fig.1 Comparison among yield functions proposed by Gurson, Goya et al. and some of their modifications

3. 単軸引張試験および母材材料定数の同定

3.1 実験材料および実験条件

単軸引張試験には、32~48meshの銅球を放電プラズマ焼結法で焼結し、φ20×40mmの円柱状に成形された銅多孔質材を用いた。材料の公称初期空孔率ならびに実際の重量より算出された空孔率（以下、正味初期空孔率と呼ぶ。）を表1に示す。

Table.1 Profile of the initial void volume fraction

Nominal void volume fraction	Net void volume fraction
0.02	0.02
0.05	0.05, 0.072, 0.075, 0.085
0.10	0.091, 0.10, 0.112
0.15	0.129
0.20	0.191, 0.194
0.25	0.223

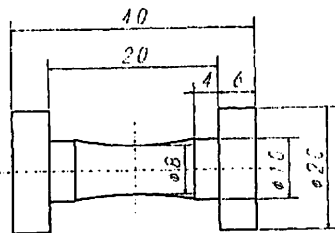


Fig.2 Dimensions of tensile test specimen

供試材は、図2に示す試験片形状に成形した後、加工による残留応力除去ならびに母材に十分な延性を持たせる為に、400℃で1時間の真空焼鈍を施したものを引張試験片とした。

上述の公称初期空孔率を持った銅多孔質材に対して引張試験を行い、試験片最細部直径の変化量からひずみ（以下、単純に真ひずみと呼ぶ）を算出し、試験片が破断に至るまで測定を行った。以下に、真ひずみ算出の際の関係式を示す。

$$\epsilon = \ln \frac{A_0}{A} = 2 \cdot \ln \frac{d_0}{d} \quad \dots\dots\dots (19)$$

ただし、 A_0, A のそれぞれは変形前・変形後に対応した試験片最細部の横断面積を示し、 d_0, d のそれぞれは変形前・変形後の試験片最細部直径とする。

3.2 実験結果および考察

図3に実験結果の一例として、公称初期空孔率が $f=0.02, 0.10$ および 0.20 である銅多孔質材の引張試験結果を両対数グラフに真応力-真ひずみ関係で示した。 $f=0.02$ とした場合の引張試験結果は、真ひずみにして $\epsilon=0.50$ 程度に至ってから延性的に破断したのに対し、 $f=0.10$ とした場合は $\epsilon=0.30$ 程度、 $f=0.20$ においては $\epsilon=0.10$ に満たないひずみの量で試験片は破断し、十分な伸びを生じてなかった。初期空孔率 $f=0.02$ の場合の試験片破断面近傍では、小さなくびれが確認されたのに対し、それ以上の初期空孔率を持った試験片の破断では、明確なくびれは現れず、破面は脆性的な破断形態を示していたことが確認された。このことから、初期空孔率を大きく取った材料の場合には引張変形に対して、銅球間接合部（またはリガメント部）に変形が局所化する傾向が強くなり、多孔質材に全体としてのほぼ一様な変形が期待できないことが示唆される。すなわち、多孔質材に対し n 乗則が適用できるとし、塑性

係数や加工硬化指数を求める際は、一定の空孔率を保ち一様な変形をするある程度の大きさの領域の存在を期待したいのであるが、特に $f=0.10$ 以上に対する引張試験データは必ずしもそうで無いことを示唆している。各正味初期空孔率における真応力-真ひずみ両対数線図より求められる塑性係数 σ' ならびに加工硬化指数 n をもとに、図4、5に初期空孔率と塑性係数の関係および初期空孔率と加工硬化指数との関係をそれぞれ示す。

図4より、初期空孔率と塑性係数との間には一次関数で近似される線形関係が見られるのに対し、図5に示す初期空孔率と加工硬化指数との関係においては、少々ばらつきがあるものの $f=0.10$ までは $n=0.5$ で一定と見なして良いと考えられる。そこで、塑性係数のみ最小自乗法による近似直線を引き外挿することで、空孔を持たない中実材料に対する塑性係数が $\sigma' = 535 \text{MPa}$ と求められる。すなわち、各初期空孔率について整理された実験結果より算出される σ', n 値より母材の材料特性の推定が可能となる。

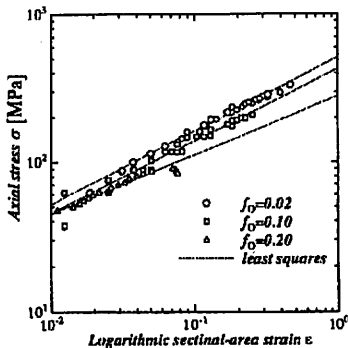


Fig.3 Relation between true stress and logarithmic sectional-area strain

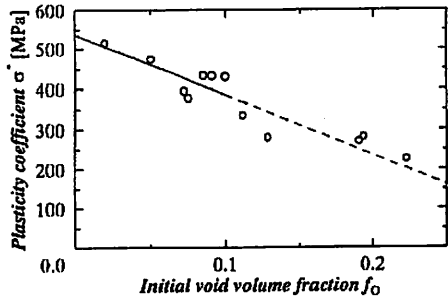


Fig.4 Determination of plasticity coefficient by extrapolation

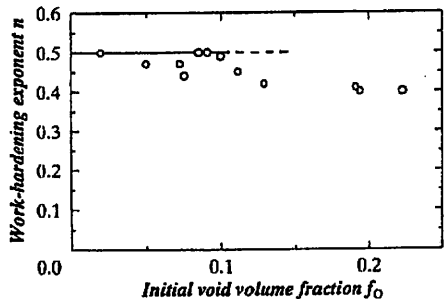


Fig.5 Determination of work-hardening exponent by extrapolation

4. ブリネル圧子押込み解析

本報で使用する多孔質材に関しては、田端ら⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾の多孔質体へのくさび型圧子押込みに対する解析・実験的検証が知られているだけで、過去に提案されてきた多孔質材塑性構成式により得られる解析結果と実験結果との検証は十分とは言えないようである。

そこで以下では、単軸引張試験結果より n 乗硬化則を仮定することで算出された母材の材料定数を適用する一例として、先述した多孔質材塑性構成式の幾つかを導入するブリネル圧子押込み解析を行い、その妥当性を検証していく。さらに、導入された構成式による違いや、各構成式中のパラメータの影響等についても検討を行う。

4.1 ブリネル硬さ試験

本報で使用した銅多孔質材は、銅球である実質部分と空孔の2つからなっており、これら組織の平均値として表現できる測定法としては、押込み圧子の比較的大きいブリネル硬さ試験⁽¹⁵⁾が有効であると思われる。

そこで本報では、前述した理論的検証の目的から、単軸引張試験に使用したものと同様の熱処理を施した銅多孔質材(公称初期空孔率のそれぞれを $f=0.10, 0.20, 0.30$ とする。)に対してブリネル硬さ試験を行った。以下、多孔質材に対するブリネル硬さ測定の実験条件を表2に示す。

Table.2 Conditions of Brinell hardness test on copper porous materials

Diameter of indentation [mm]	10
Test load [N]	4018, 3430, 2940, 2450, 1960, 1470, 1176, 980, 735
Load application time [s]	10
Rate of loading [N/s]	9.8

なお、試験終了後に試料上端面に残った永久くぼみの径は、接眼式測微鏡にて測定を行い、永久くぼみ形状は幾何学的に完全な球分であると仮定することより、くぼみ径 d から押込み深さ δ を算出した。

4.2 数値解析条件

銅多孔質材のブリネル圧子押込み解析では、圧子を直径 $D=10\text{mm}$ の剛体球とみなし、被試験体として直径 $2.0D$ 、長さ $2.0D$ の円柱材を想定し、問題の対称性から図12中の1/2領域を切り取り、軸対称問題の解析を行った。境界条件については、図12のAB上では対称の条件を考慮し、ベッドに接するBC上、および圧子と順次接触していくAD上では潤滑が十分であると考え、摩擦はないとした。また、CD上の節点は自由とし拘

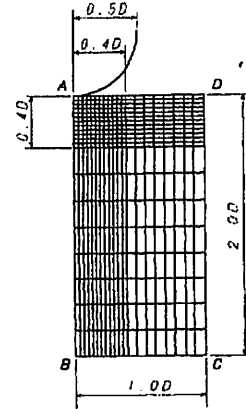


Fig.12 FE meshing and dimensions of model

束は与えていない。要素分割は、圧子との接触部近傍で変形が著しいことを考慮し図12のように行った。なお、解析領域の総要素数は 20×20 の400要素、分割には8節点で4Gauss積分点を持つisoparametric要素を用いたので、総節点数は1281個である。

ここで銅材に相当する材料定数としては、弾性変形に対するヤング率、ポアソン比をそれぞれ $E = 122.5 \exp(-5.16f) \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.34$ とし⁽¹²⁾、特に弾性係数に対してのみ空孔率の影響を考慮した。塑性変形に対しては図4,5より、塑性係数、加工硬化指数のそれぞれを $\sigma^* = 535 \text{ MPa}$ 、 $n = 0.5$ とした。なお、材料の降伏応力は $\sigma_f = 39.2 \text{ MPa}$ として計算を行った。

4.3 解析結果および考察

以下解析結果についての考察を行う。なお、グラフは縦軸に荷重値を、横軸には押込み深さを球形圧子の径にて除した無次元押込み深さで整理している。

図13に初期空孔率を持たない中実材に対する実験

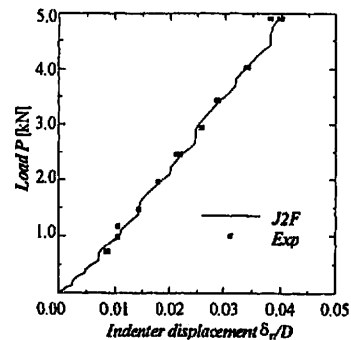


Fig.13 Indent load variation for solid material ($f_0=0$)

結果および解析結果との比較を示した。図から、解析結果は実験結果との対応が良いことが分かる。これより本報で用いた解析法の妥当性が確認されたと言える。さらに、解析結果が階段状となるのは、図 12 に示すように押し込み圧子形状を記述する球面曲線が、解析領域上端面 AD 上の新たな節点 E に接触する時点であり、これら新接点付近では材料の塑性変形が十分に進んでいないことに起因するものと考えられる。図 14 は試験荷重 4902N 時のくぼみ周辺の相当応力分布を示すが、この図からも新接点付近では材料の降伏は生じておらず弾性域にあることが分かる。以上の現象は、1 ステップに与える増分変位を小さくしたり、接点付近の要素分割を細かくすることで対処可能であるが、図 13 に示した計算結果と実験結果との対応が良いことから、研究目的に係わる考察を進める上では十分な精度の計算結果が今回の要素分割にて得られるものと思われる。

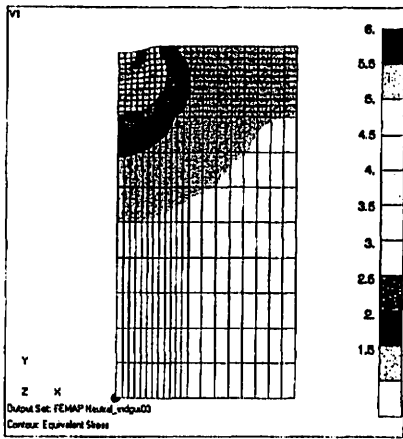


Fig.14 Equivalent stress distribution (P=4902N)

さらに初期空孔率を $f_0=0.10, 0.20$ とした場合の実験結果および解析結果との比較を図 15, 16 に示した。ここでも先程と同様に、解析結果を同一荷重に対する押し込み量について比較すると、両図とも Gurson 型塑性構成式による結果が最も小さく、G.N.S 塑性構成式による解析結果が押し込み量を最も大きく評価していることが確認される。また、Tvergaard の修正降伏関数ならびに S.B.構成式による解析結果は同様の傾向を示し、かつ全荷重域に対して実験結果との対応が良いことが分かる。以上のことは、多孔質材有限要素単位セルに関する佐々木らの報告においても示されており、多孔質材に対するブリネル圧子押し込み解析においても、解析結果が同様の傾向を示すことが確認された。

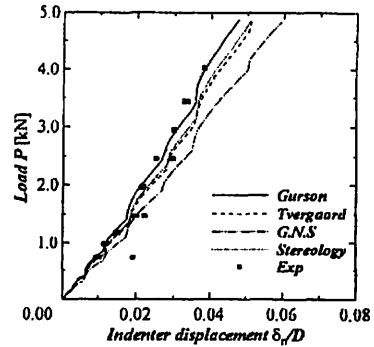


Fig.15 Indent load variation of porous material ($f_0=0.10$)

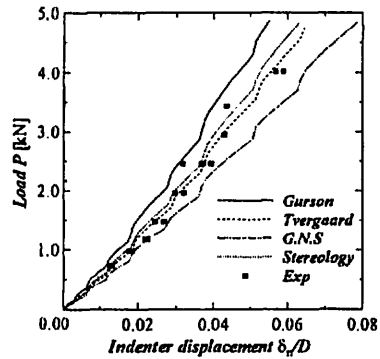


Fig.16 Indent load variation of porous material ($f_0=0.20$)

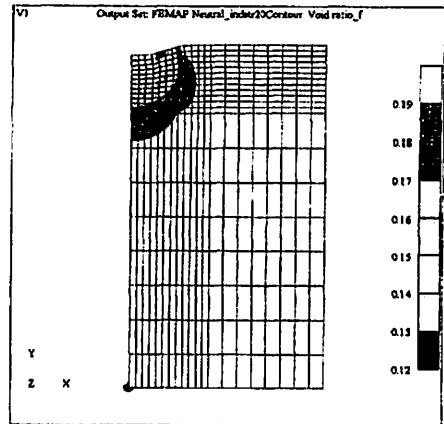


Fig.17 Distribution of void volume fraction ($f_0=0.20$)

一方、試験片内部の空孔挙動を考察するために、初期空孔率が $f_0=0.20$ の材料に S.B.構成式を導入した場合について、押し込み荷重が 4902N の時のくぼみ周辺の空孔率分布を図 17 に示した。図より、最小空孔率の分布は、圧子直下の表面層より約 2~3mm 下の位置で最

も小さくなっていることが分かる。これは、圧子直下表面層より少し下部層にて変形に対する静水圧成分が支配的となり、母材が降伏しやすくなるために空孔率の減少が起こったものと考えられる。

図18に、初期空孔率を $f_0=0.30$ とした場合の解析結果と実験結果との比較を示した。図より、初期空孔率を $f_0=0.20$ とした場合と同様に同一荷重に対するひずみ量について整理していくと、先の解析結果と同様に Gurson 型塑性構成式を導入した場合の解析結果が最も推込み量を小さくし、G.N.S 構成式による解析結果が4つの降伏関数の中で最も大きく推込み量を評価していることが分かる。しかしながら、これまでの解析結果に対し実験結果との対応が比較的良かった Tvergaard ならびに S.B. 構成式による解析結果は、初期空孔率を $f_0=0.30$ とした場合の実験結果をうまく表現できていないことが分かる。すなわち、ブリネル圧子押込みに伴う圧縮変形解析においては、 $f_0=0.20$ 程度までであれば、上述の塑性構成式を導入することで十分な精度の解析結果が望めると言える。

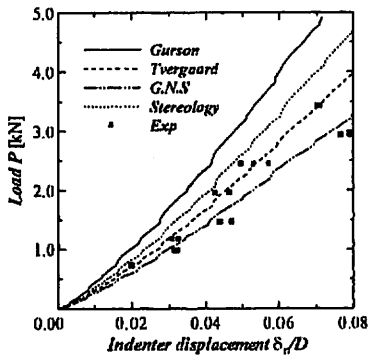


Fig.18 Variation of indent load obtained for Gurson rule, Goya et al. rule and their modifications: $f_0=0.30$

5. 結 言

本報では、まず、その機械的性質の検証が望まれる種々の初期空孔率を持った銅多孔質材に対する単軸引張試験結果に対し、延性金属材料の応力ひずみ曲線をよく表すとされている n 乗硬化則が成立するものと仮定し、形式的に塑性係数ならびに加工硬化指数を求め、これらの結果を外挿することにより母材の材料定数を算出した。

次に、こうして得られた母材材料定数を用いて、多孔質材に対するブリネル圧子押込み試験の有限要素法解析を行った。有限要素法解析において導入された多孔質材塑性構成式は、Gurson 構成式、Tvergaard による修正 Gurson 構成式、Goya-Nagaki-Sowerby 構成式そし

て Stereology 論に基づく修正 Goya-Nagaki-Sowerby 構成式 (S.B. 構成式) の 4 種類であり、構成式の違いによる解析結果への影響等について調べた。また、放電プラズマ焼結法により作製された比較的高空孔率の多孔質材についてブリネル硬さ試験を行い、数値解析結果との比較検討を行った。

その結果、初期空孔率が $f_0=0.20$ 程度までの多孔質材に対する解析であれば、Tvergaard の修正 Gurson 構成式ならびに S.B. 構成式を導入した場合の解析結果が実験結果との対応の良いことが確認された。このように、圧子押込みに伴う圧縮変形過程においては、押込みにより生じた静水圧によって空孔率が減少し、特に圧子直下付近の多孔質材の材料特性は母材のそれに近づくことになるが、それでもある程度の空孔率が存続することが確認された。

初期空孔率を $f_0=0.30$ とした場合の解析結果は、実験結果と大きく異なっている。実験に供されたこのような高空孔率の多孔質材においては、銅球同志が大きく変形することなく単に少し接触する形で焼結されており、こうした状態は空孔形状が球状であることをベースにして塑性構成論が展開されていることと大きく異なるものである。つまり、多孔質材を形成する空孔の形状の影響が現れたものであり、高空孔率多孔質材の塑性構成式に対しては形状効果を考慮する必要性を示唆している。

終わりにのぞみ、多孔質材試料を提供戴いた住友石炭鉱業(株)の園田雅之氏に謝意を表します。また、実験およびデータ整理に協力いただいた琉球大学工学部学生(当時)新垣盛朝君、根間徳子君および兼城紀子君に感謝します。

文 献

- (1) 近藤連一; 多孔材料-性質と応用-(1978), 技法堂出版
- (2) 鶴田政雄; 粉体工学会, Vol.30, No.11(1993), 26.
- (3) A. L. Gurson; J. Engng. Mat. Tech., 99(1977), 2.
- (4) V. Tvergaard; Int. J. Fracture, 17(1979), 389.
- (5) Nagaki, S. et al.; Mat. Sci. Engng., Vol.142(1991), 162.
- (6) Goya, M. et al.; JSME Int. J. Series I, Vol.35(1992)
- (7) D. Tabor; J. Inst. Metals, 79(1951), 1.
- (8) J. R. Cahoon et al.; Met. Trans., 2(1971), 1979.
- (9) 仲町, 他 2 名; 機講論, 96-15 II (1996), 315.
- (10) 濱田, 他 2 名; 機論, 60-579A(1994), 161.
- (11) 佐々木, 他 4 名; 機論, 61-591A(1995), 107.
- (12) R. Spriggs; J. Am. Ceram. Soc., 44(1961), 628.
- (13) 田端, 他 2 名; 機論, 42-361(1976), 2939.
- (14) 田端, 他 2 名; 機論, 44-378(1978), 679.