

溶湯法ポーラスアルミニウムの気孔制御および衝撃圧縮特性に関する研究

Study on Pore Control and Dynamic Compression Performances of Aluminum Foams Produced by Melting Method

濱田 猛



# 目 次

目 次

P. 1 ~ 3

## 第 1 章 序 論

本文 : P. 4 ~ 14, 参考文献 : P. 15 ~ 17, 図表 : P. 18 ~ 27

1.1 緒言	4
1.2 ポーラスアルミニウムの作製方法	6
1.2.1 増粘剤について	7
1.2.2 発泡助剤について	7
1.2.3 合金化について	8
1.3 ポーラスアルミニウムの圧縮特性	8
1.4 衝撃圧縮特性評価法	9
1.4.1 落錘式衝撃試験方法	9
1.4.2 スプリットホプキンソン棒(SHPB)法	10
1.5 ポーラスアルミニウムのその他の機械的特性	11
1.5.1 引張特性	11
1.5.2 疲労強度特性	12
1.6 本研究の目的と構成	12

## 第 2 章 気孔形態と圧縮強度に及ぼす発泡条件の影響

本文 : P. 28 ~ 35, 参考文献 : P. 36 ~ 37, 図表 : P. 38 ~ 47

2.1 緒言	28
2.2 実験方法	28
2.2.1 供試材の作製	28
2.2.2 圧縮試験および気孔形態の観察方法	29
2.3 実験結果および考察	30
2.3.1 標準供試材の圧縮特性	30
2.3.2 増粘時間および増粘剤添加量の影響	30
2.3.3 冷却速度の影響	32

2.3.4 発泡助剤粒径の影響	.....	33
2.4 結 言	.....	35

### 第3章 圧縮特性に及ぼす合金添加の影響

本文：P. 48～55, 参考文献：P. 56, 図表：P. 57～64

3.1 緒言	.....	48
3.2 実験方法	.....	48
3.2.1 供試材の作製	.....	48
3.2.2 圧縮試験および硬度測定方法	.....	49
3.3 実験結果および考察	.....	50
3.3.1 固溶強化成分 (Zn, Mg) の影響	.....	50
3.3.2 亜鉛-マグネシウム析出強化 (Zn 添加量) の影響	.....	50
3.3.3 亜鉛-マグネシウム析出強化 (Mg 添加量) の影響	.....	51
3.3.4 熱処理の影響	.....	53
3.4 結 言	.....	55

### 第4章 圧縮特性に及ぼすひずみ速度の影響

本文：P. 65～74, 参考文献：P. 75, 図表：P. 76～89

4.1 緒言	.....	65
4.2 供試材および実験方法	.....	66
4.2.1 供試材	.....	66
4.2.2 圧縮試験方法	.....	67
4.3 実験結果および考察	.....	68
4.3.1 静的圧縮特性	.....	68
4.3.2 SHPB 法での衝撃圧縮特性	.....	69
4.3.3 落錘式衝撃試験での圧縮特性	.....	70
4.3.4 プラトー応力に及ぼすひずみ速度の影響	.....	70
4.3.5 セル内包ガスの影響	.....	71
4.3.6 表皮の影響	.....	72

4.4 結 言	73
---------	----

## 第5章 ポーラスアルミニウム充填複合部材の衝撃圧縮特性

本文：P. 90～106, 参考文献：P. 107, 図表：P. 108～127

5.1 緒言	90
5.2 実験方法	90
5.3 ポーラスアルミニウムの圧縮変形挙動の解析方法	92
5.3.1 圧縮変形の構成則	92
5.3.2 FEM 解析方法	96
5.3.3 充填複合部材の FEM 解析方法	97
5.4 衝撃圧縮試験と FEM 解析結果および考察	97
5.4.1 Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の衝撃圧縮特性	97
5.4.2 中空ダブルハット形材への充填効果(充填材質の影響)	98
5.4.3 円筒形材, 六角形筒形材への充填効果(形材形状の影響)	100
5.4.4 複合部材の平均圧壊応力の推定方法	102
5.4.5 平均圧壊応力に及ぼす充填方法の影響	103
5.4.6 形材板厚および圧入影響	105
5.5 結 言	105

## 第6章 総 括

本文：P. 128～131

# 第1章 序 論

## 1.1 緒 言

内部に無数の独立気泡が分散したクローズドセル構造のポラスアルミニウム (Fig. 1-1) は、超軽量でありながら高い比剛性を有し<sup>1)</sup>、さらに遮音・吸音性、制振性や切削加工性<sup>2)</sup>などにも優れていることから、防(吸)音建材 (Fig. 1-2) や防護壁、工作機械部材<sup>3)</sup>などの充填補剛材などに使われている。最近では、クローズドセル構造のポラスアルミニウムは、Fig. 1-3<sup>4)</sup>に示すように、アルミニウムハニカムと比べて強度に等方性があり、高分子系発泡材よりも高い比強度を有し、高エネルギー吸収性<sup>1), 5)</sup>を示すことが知られ、また一般の緻密材とは異なってほぼ一定の応力で圧縮変形が進行する<sup>6)</sup>ことから、衝撃波が緩和された衝突となる。以上のことから、自動車などの車両<sup>1), 7)</sup>、航空機<sup>7)</sup>などの耐衝撃・軽量化材料としての適用が期待される新素材である。

その自動車を取り巻く世界的な動向として、1997年の京都議定書に示されたようにエネルギー起源温室効果ガスの一つである二酸化炭素排出の抑制に寄与し、地球規模の環境維持と経済的発展の調和は緊急の課題となっている。京都議定書では、2008～2012年の5年間における温室効果ガスの平均排出量を1990年の排出量から6%（運輸部門で0.6%）削減するという目標を日本は承認したが、2007年の温室効果ガスの総排出量は13億7400万トン（CO<sub>2</sub>換算）であり、基準年（1990年度）から13.8%の増加（運輸部門で14.5%の増加）となっている<sup>8)</sup>。Fig. 1-4に示すように、温室効果ガス総排出量の約19%が運輸部門の排出量であり、その部門の90%（総排出量の16%）は自動車によるものである。また、2005年度に米国FMVSS (Federal Motor Vehicle Safety Standards) で衝突安全性能試験規則が改定され、前・後面衝突、側突とも衝突試験速度がアップし、2009年度に全車適用されることから、国内メーカーでも海外安全規則に遵守した設計が必要となるものと思われる。自動車の大幅な燃費向上による省エネルギーの実現と排出二酸化炭素の抑制に大きく資するための軽量化を可能とするアルミニウム材料の開発と同時に、衝突時の搭

乗者および被衝突者の安全性確保が必要であり、この二点を踏まえた “ 人及び環境にやさしい革新的な技術の開発 ” が不可欠である。また、クローズドセル・ポーラスアルミニウムは、断熱性(Fig. 1-5)、電磁シールド性などにも優れていることから、電子・モーター化が促進される次世代自動車など新たな応用分野の拡大も期待されている。

一方、クローズドセル構造のポーラスアルミニウムの製造方法には、アルミニウム溶湯に発泡助剤を添加した後に凝固する方法<sup>5)</sup>(以下、溶湯発泡法と呼ぶ)やアルミニウム溶湯中にガスを吹込み、そのまま凝固する方法、アルミニウム粉末に発泡助剤を混合して固化したプリカーサを加熱して発泡する方法(以下、プリカーサ法と呼ぶ)、塩化ナトリウム結晶または樹脂系粒子などのスペーサ材とアルミニウム粉末を混合し、スペーサ材を焼結溶失する方法(以下、スペースホルダー法と呼ぶ)、粉末を原料として作製した中空金属球を充填成形する方法など<sup>1)</sup>がある。その中で、溶湯発泡法は気孔形態が比較的均質で大型サイズのブロックを短時間に低コストで得られる方法として、工業利用の更なる展開が期待される。

‘86年に世界で初めて工業生産を開始した溶湯法ポーラスアルミニウム(アルポラスR)の自動車部材への適用は、Fig. 1-6に示すようにポーラスサンドイッチアルミニウムパネルとして、コンセプトカーのファイアウォールなどでかなり前から検討されている。しかし、溶湯法ポーラスアルミニウムは純アルミニウムを基本とした組成であり、このポーラスアルミニウムを機械的特性や衝撃エネルギー吸収性能が要求される構造部材として工業利用を展開するためには、気孔形態の均質・微細化やこれらの制御による強度の安定化、および、高強度化による軽量化効率の向上とその衝撃圧縮特性の把握が望まれている。また、ポーラスアルミニウムは、引張条件下でも許容ひずみ量は大きい但其強度は低く、エネルギー吸収部材を代表とする構造部材として利用されるためには、平滑な緻密材を表面とするポーラスアルミニウム充填複合部材としての適用が望まれ、このような充填複合部材においても高速衝突における圧縮強度やエネルギー吸収量の特性把握が要求される。従来の衝撃吸収材としては、バンパーの一部にウレタンなどの高分子系

ポーラス構造体が利用されている。しかし、Fig. 1-3にも示したように高分子系ポーラス構造体ではリサイクル性や高エネルギー吸収性能への期待はできない。そこで、自動車の軽量化とエネルギー吸収量の向上を両立させることを目的に、欧州車で搭載されているFig. 1-7に示すバンパーと車体との衝撃吸収部品（クラッシュボックス）への適用を研究対象とした。ポーラスアルミニウムおよびその複合構造体（ポーラスアルミニウムを充填した中空部材）クラッシュボックスにおいて、Fig.1-8に示すように、ハイテン製クラッシュボックスのよりも軽く、搭乗者の傷害軽減のために衝撃力の変動が少なく、高エネルギー吸収性能を有することを目標とした。

最近では欧米において、Fig. 1-9 に示すようにクローズドセル構造のポーラスアルミニウムを採用した自動車<sup>7)</sup>が発売され話題となっていることから、さらに軽量・高強度な溶湯法ポーラスアルミニウムの適用は加速されるものと思われる。また、Fig. 1-10 に示すように、厚い(駄肉)がある押出材や複雑形状のダイキャスト材、複雑なプレス板での補強などの難設計・高コストな軽量化ではなく、ポーラスアルミニウム充填による単純形状部材によって、適正強度と軽量化達成が図れる可能性がある。以上のように、軽量化部材や車体全体での設計自由度のアップによる軽量化達成が可能であり、Fig. 1-11 に示すように自動車部材のさまざまな箇所で使用されれば、以下のようなメリットも期待できる。

#### 自動車部材へのポーラスアルミニウム適用のメリット：

軽量化： フード、ルーフ、トランクリッド、フロアパネル、クラッシュボックス、ピラー

部材の小型化（省スペース、高視野）： ピラー

エネルギー吸収特性向上： クラッシュボックス、バンパ、サイドシル

低騒音化、高遮熱化： オイルパン、ブラケット、エンジンヘッドカバー、ファイアーウォール

## 1.2 ポーラスアルミニウムの作製方法



溶湯発泡法ポーラスアルミニウムは 1980 年代に工業技術院九州工業試験所(現在の産業技術総合研究所)で開発された比較的安価な製造方法である, Fig. 1-12 に現在工業生産されている溶湯発泡法ポーラスアルミニウムの製造方法とその製品ブロックを示す. 工業用純アルミニウム溶湯 (純度: 99%) を鑄型内で溶解 (953K) し, 金属カルシウム (純度 99%) を添加・攪拌することで増粘<sup>9),10)</sup>する. アルミニウム増粘溶湯中 (943K) に発泡助剤( $TiH_2$ )を添加・攪拌することで発泡膨張させ, 強制空冷してポーラスアルミニウムを作製している.

### 1.2.1 増粘剤について

溶湯発泡法では, アルミニウム溶湯の粘性を増加させることが気孔の生成には重要<sup>11)</sup>である. 増粘は, 発泡助剤より発生した気泡の結合やガスの消出を抑制するため行わなければならない処理である. 従来, この粘性を増すために合金(Ca, Mg など高酸素親和性元素)添加法<sup>11)</sup>, 微粒子( $SiC$ ,  $Si_3N_4$ ,  $Al_2O_3$  など)混合法<sup>12)</sup>などが行われているが, いずれも溶湯を酸化させ, 酸化物を均一分解させることによって溶湯の粘性を増加させる方法である. 急速増粘剤としてアルミニウムより酸素との親和力の強い金属カルシウム(Ca)を添加し大気中で攪拌することにより,  $CaO$ ,  $CaAl_2O_4$  などの酸化物を生成<sup>13)</sup>させ, 溶湯中に分散させることで粘性が増加し, 粘性の増加で気孔径が小さくなることが確認<sup>9),10),14)</sup>されている. 以上のことから, 本研究ではアルミニウム溶湯に金属カルシウム(純度 99%)を添加・攪拌することで増粘<sup>9),10)</sup>をおこなった.

### 1.2.2 発泡助剤について

発泡助剤には, 水素化チタン( $TiH_2$ ), 炭酸カルシウム( $CaCO_3$ ), 水素化カルシウム( $CaH_2$ ), 水素化ジルコニウム( $ZrH_2$ )などがある. 表 1-1 は, セイコーインスツルメンツ製 TG/DTA220 を用いたアルゴン(Ar)雰囲気中, 10 /分の昇温における各種発泡剤の示差熱分析結果であるが, これらの発泡剤の分解温度は水素化チタンよりも高い<sup>15)</sup>. また, アルミニウム溶湯中での水素化チタン( $TiH_2$ )の水素ガス解離はアルミニウムの融点に近い 944K で極大値を取るためアルミニウム溶湯への投入直後に急速に進み, その後は

少ない解離ガス量が長時間続くことが報告されている<sup>16),17)</sup>ことから,本研究では発泡助剤として水素化チタン( $TiH_2$ )を用いた.低融点発泡剤として,吸着水および構造水の放出により約 200 から減量を開始するシラス(火山噴出物)<sup>18)</sup>がある.また,シラスを 900~1,000 で熱処理して得られるシラスバルーンも残存構造水を有し,約 500 より減量を示す.低融点金属(錫、鉛、亜鉛)用発泡助剤としては,炭酸塩,しゅう酸塩やシラスがある.

### 1.2.3 合金化について

アルミニウムの合金化による強化元素としては,固溶強化(Cu, Mg, Zn, Si など),析出強化(Cu, Cu-Mg, Mg-Si, Zn-Mg など),分散強化(Mn, Cr, Zr, Fe など)がある.アルミニウム合金の自動車への適用例としては,Al-Mg(5000系)合金,熱処理型のAl-Cu(2000系)合金およびAl-Mg-Si(6000系)合金の3合金が使用されている.5000系Al合金は成形性や耐食性に優れているため,主に国内で採用されていた.しかし,軽量化,低コスト化,リサイクルの容易さから,アウター,インナー材に6000系Al合金の適用も考えられている.

溶湯発泡法によるポーラスアルミニウムにおいても,純アルミニウムを増粘発泡させたものよりも,Al-Si, Al-Cu系ポーラスアルミニウム合金の方が,圧縮強度が高いことが報告<sup>18)</sup>されている.しかし,溶湯発泡法における合金化は固層線温度や凝固収縮量が影響を及ぼし,正常な気孔の確保が難しいとの報告<sup>19)</sup>がある.

### 1.3 ポーラスアルミニウムの圧縮特性

Fig. 1-13に示すように,ポーラスアルミニウムはそのマクロ構造から中空型材などでは得難い独特の圧縮応力-ひずみ曲線を示す.圧縮応力の増加によって,圧縮耐力を超えた直後に応力のピークを生じ(初期最大圧縮応力),圧縮耐力を超えて圧縮応力がほとんど増加せずに変形が進行するプラトー領域を経て,空隙減少により圧縮応力が急激に増加する緻密化領域が現れる.緻密化が開始される応力 $\sigma_{ds}$ と緻密化が終了するひずみ $\epsilon_{df}$ は次式が提案<sup>20)</sup>

されている。

$$\rho_a / \rho_s = (3.3 \sigma_{ds} / \sigma_{ys})^{3/2} \quad (1-1)$$

$$\sigma_{ds} = 1 - 1.4 (\rho_a / \rho_s) \quad (1-2)$$

ここで、 $\rho_a$  は、ポーラスアルミニウムの比重、 $\rho_s$ 、 $\sigma_{ys}$  は緻密材の比重と圧縮降伏応力である。

ポーラスアルミニウムの静的な圧縮変形の素過程は局所変形であり、これまでの均一変形を前提とした緻密材の機械的特性評価方法をそのまま用いても、その特性を正しく評価することはできない。また、圧縮変形では局所的な座屈や曲げにより変形が進行するため、気孔形態における試験片形状及び寸法等の影響が大きいと考えられる。ポーラスアルミニウムは、比重の増加に伴ってプラトー領域は短く<sup>1)</sup>なり、プラトー応力は、比重の増加と共に3/2乗で比例増加するとされている<sup>21)</sup>。しかし、ポーラス材料の圧縮試験方法に関して統一的な見解はなく、多数の企業、研究機関、あるいは研究者がそれぞれ独自の方法で評価してきたのが実情である。そのため試験結果の相互比較が困難であることから、用途開発やメーカー・ユーザー間の意志疎通にも障害などを生じている。そこで、ポーラスアルミニウムの実用化を促進するためには、優れた特徴の一つである圧縮特性を明確にすることが不可欠である。

#### 1.4 衝撃圧縮特性評価法

一般のアルミニウム合金(バルク材)の衝撃圧縮特性はひずみ速度の影響が少ない<sup>22)</sup>ことが知られている。ポーラスアルミニウムの静的な圧縮変形の素過程はセル壁の座屈や曲げによる局所変形であり<sup>23)</sup>、均一変形を前提としたアルミニウム合金バルク材の圧縮変形挙動とは異なるため、その衝撃圧縮特性の把握が不可欠である。

Fig. 1-14 に示すように、材料の動的試験法としては、ホプキンソン棒法が40%、落錘式衝撃試験法が20%程度で得失の異なる2法で素材から部材レベルでの評価が世界中で広く利用されている<sup>24)</sup>ことがわかる。

##### 1.4.1 落錘式衝撃試験方法

航空機や自動車などの輸送機械や各種の構造物が高速化，軽量化するにつれてその安全性を保証した設計を行うために，衝撃荷重下における機械的特性データを採取する必要がある．その方法として，落錘式試験法，シャルピー試験法等の衝撃試験法が ASTM<sup>25)</sup> や JIS<sup>26)</sup> に規定され， $10^2/s$  程度のひずみ速度において広く使われている．落錘式衝撃試験機は，重錘を落下し試験片に衝突させるもので，実部材サイズの試験片を簡便に衝撃試験が実施できる利点がある．その反面，衝撃荷重の計測に所定の長さのロードセルを用いるため，ロードセル中を伝播する応力波の干渉を避けることが出来ず，荷重-変位曲線には材料が本来有する機械的性質以外に計測方法に起因する擾乱<sup>27)</sup>が現れる．

#### 1.4.2 スプリットホプキンソン棒(SHPB)法

1949 年に Kolsky によって開発された分割ホプキンソン棒法<sup>28)</sup> (Split Hopkinson Pressure Bar: 以降，SHPB と呼ぶ) は，2 本の細長い弾性棒間に挟んだ円柱状(長さ/直径=0.5~1)試験片の動的圧縮応力-ひずみ関係が決定できる方法で，細長い棒を衝撃圧力の測定に利用した英国の物理学者 Hopkinson の名前にちなんでスプリットホプキンソン棒(SHPB)法と呼ばれている．一方，Kolsky が所属した米国 Brown 大学などでは，彼の功績を讃えてコルスキー棒法と呼んでいる．SHPB 法は  $10^4/s$  までの圧縮ひずみ速度において，比較的小さな試験片から容易に衝撃圧縮特性が評価できる方法であり，打撃，入・出力棒には硬質鋼棒が一般に用いられている．Fig. 1-15 に示すように，衝撃ひずみ波を入・出力棒間に貼付したひずみゲージ出力から計測し，試験片のひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  やひずみ  $\epsilon$ ，応力  $\sigma$  を下式(1-3)の一次元波動伝播理論を用いて算出することで圧縮応力-ひずみ曲線を求めることができる．

$$\dot{\epsilon} = \frac{C_0}{L}(\epsilon_i - \epsilon_r - \epsilon_t) \quad \epsilon = \frac{C_0}{L} \int_0^t (\epsilon_i - \epsilon_r - \epsilon_t) dt \quad \sigma = \frac{EA}{2A_s}(\epsilon_i + \epsilon_r + \epsilon_t) \quad \text{---- (1-3)}$$

ただし， $\epsilon_i, \epsilon_r, \epsilon_t$ : ひずみゲージによって検出された入射, 反射, 透過ひずみパルス,  $C_0$ : ひずみパルスの伝播速度,  $L$ : 試験片高さ,  $t$ : 試験片への

衝撃ひずみ波伝ば時間,  $E$ : 入・出力棒の縦弾性率,  $A$ : 入・出力棒の断面積,  $A_s$ : 試験片の断面積である。

ポーラスアルミニウムと比べて、高強度・高比重の一般に用いられる硬質鋼棒を用いた低ひずみ域までの SHPB 法によるクローズドセルポーラスアルミニウムの衝撃圧縮特性についての報告<sup>29),30)</sup>はされているが、その評価精度や高ひずみ域までの計測についての検討はなされていない。そこで、ポーラスアルミニウムとインピーダンス特性差が小さいナイロン棒を用いた SHPB 法による高精度評価と高ひずみ域までの計測方法を開発し、その優位性についての報告<sup>31)</sup>を既に行っている。

## 1.5 ポーラスアルミニウムのその他の機械的特性

### 1.5.1 引張特性

インストロン社製万能試験機を用いて、静的引張試験(速度:1 mm/min)を行った。ポーラスアルミニウムの試験片形状は、JIS Z 2201<sup>32)</sup>に準拠した3号試験片を採用した。ポーラスアルミニウム試験片の断面形状は、30×30mmであり、高さは180mmである。ゲージ長50mmの伸び計を試験片高さ中央部に設置し、ひずみ計測を行った。Fig. 1-16にポーラスアルミニウムの引張応力-ひずみ曲線を示す。同図ひずみは伸び計により計測したものである。また、ポーラスアルミニウムのヤング率は約1,000MPaであることがわかる。Fig. 1-17に、Fig. 1-16の比重と最大引張応力との関係を示す。同図より、比重の増加に伴って最大引張応力は増加することがわかる。Fig. 1-18に後述(第3章)するAl-10.0%Zn-0.3Mgポーラス材の伸び計計測での引張応力-ひずみ曲線を示す。伸び計計測の結果によるヤング率は、625MPa(比重0.179g/cm<sup>3</sup>)、750MPa(比重0.191g/cm<sup>3</sup>)であり、最大引張応力の達成直後に破断していることがわかる。

溶湯法ポーラスアルミニウムの引張ヤング率1.3Gpa、引張強度1.44MPa(比重0.244g/cm<sup>3</sup>)であり、引張や圧縮試験片は四角柱あるいは円柱形状がふさわしく、アスペクト比(試験片高さとの幅、厚さの比)は1.5以上、断面寸法は少なくともセル径の7倍以上としなければ気孔形態の影響を受けるとの報告<sup>33)</sup>がされている。

### 1.5.2 疲労強度特性

ポーラスアルミニウムおよび後述(第3章)する Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラスアルミニウム合金で、断面寸法径 50mm、長さ 200,100mm の円柱試験片を、島津社製電気油圧サーボ型疲労試験機(最大容量  $\pm 10\text{kN}$ )を用いて疲労試験を行った。疲労試験は、室温大気中、荷重制御、試験周波数 20Hz、応力比 R(最小/最大応力)は 0.1(長さ 200mm)と -1.0(長さ 100mm)で行った。Fig. 1-19 に破断繰返し回数と最大応力の関係を示す。同図やこれまでの報告<sup>34),35)</sup>から、ポーラスアルミニウムの疲労限度は低く、単独部材としての適用は難しい。しかし、引張試験結果から、ポーラスアルミニウムは大きなひずみ領域まで変形を許容することから、応力を側材に負担させる充填材としての適用検討を行うべきである。

### 1.6 本研究の目的と構成

前節までに述べたように、純アルミニウムを基本とする組成のクローズドセル・ポーラスアルミニウムはさらなる高品質・高強度化、その特徴を生かした複合部材化(中空型材への充填)や活用方法の検討、および、強度信頼性評価技術の構築とその特性把握が必要とされている。しかし、粘性や発泡助剤の変化によって均一な所定の気孔率・サイズや気孔形態を作る方法や、均質気孔の生成と強度向上に有効な合金成分・成分範囲や組織の最適化に関する材料の制御方法は未だ明らかになっていない。また、ポーラスアルミニウムは圧縮条件下において高エネルギー吸収性を示すことが知られているが、ポーラスアルミニウムおよびその合金の衝撃圧縮特性の評価精度や高ひずみ域までの計測には課題があり、材質、比重、供試材寸法、ひずみ速度が及ぼす圧縮特性への影響は未だ明らかになっていない。ポーラスアルミニウムは引張条件下では低強度であることから複合部材化は有効な手段であるが、充填複合部材化にも課題があり、複合化や複合化方法による界面の変形挙動への影響は未だ明らかでなく、複雑ニアネット形状で加工レスなポーラスアルミニウム密充填材の作製方法も確立されてなく、また複合部材の圧縮特性やその予測方法の構築もなされていない。そこで本研究では、気孔の均質化制御

や合金成分を制御することで高強度化した溶湯法ポーラスアルミニウムおよびその充填複合部材が及ぼす圧縮特性への影響を明らかにすることを目的とした。第2章では、溶湯法ポーラスアルミニウムの気孔形態の均質・微細化プロセス因子の探究とこれらの制御による圧縮特性の安定化を目的としている。第3章では、適正な合金成分・添加量による高強度ポーラスアルミニウム合金の作製を目的としている。第4章では、ポーラスアルミニウムおよびその合金の静・動的圧縮特性とそのメカニズムについて考察した。また、ニアネット発泡法を確立し、ニアネット・ポーラスアルミニウムの圧縮特性についても考察した。最後に第5章ではポーラスアルミニウム充填部材の複合化方法による衝撃圧縮特性への影響について考察した。

本論文の構成と研究内容の要約を以下に示す。

第1章は序論であり、本研究の背景、ポーラスアルミニウムの要求特性、材料の概要、および本論文で取り扱う研究の目的について述べた。

第2章では、純アルミニウムを基本とする組成の溶湯法ポーラスアルミニウムの製作において、増粘剤添加量による粘性の変化を始め、発泡後の冷却速度、発泡助剤粒径などのプロセス因子による気孔形態の変化について検討した。そして、これらの因子による比重や気孔形態の変化が圧縮特性に及ぼす影響について述べた。

第3章では、最も高強度な Zn-Mg 析出強化アルミニウム合金における溶湯発泡法での亜鉛、マグネシウム添加量や熱処理、および、これらの因子による比重やセル壁の組織および硬度の変化が、圧縮特性に及ぼす影響を系統的に述べた。

第4章では、純アルミニウムを基本とした組成の溶湯法クローズドセルポーラスアルミニウムおよびそのポーラスアルミニウム合金の衝撃圧縮特性を高ひずみ域まで高精度で計測できる SHPB 法と落錘式衝撃試験機を用いて、試験片寸法や比重、高強度合金化、気泡内包ガスが及ぼす衝撃圧縮特性やひずみ速度への影響を系統的に述べた。また、ニアネット発泡法による供試体など作製方法とアルミニウム表皮のあるニアネット・ポーラスアルミニウムの圧縮特性についても述べた。

第5章では、さまざまな中空形状の形材やポーラスアルミニウムの材質および充填方法で複合化した部材での衝撃圧縮試験によるその特性把握や、ポーラスアルミニウムおよびその充填を考慮した複合部材での FEM 解析によるエネルギー吸収量の推定方法を検討し、複合部材化によるエネルギー吸収量への影響を明確にした。

第6章は総括であり、本研究で得られた成果をまとめた。



## 参考文献)

- 1) M. F. Ashby, A. G. Evans, N. A. Fleck, L. J. Gibson, J. W. Hutchinson and H. N. G. Wadley, *Metal Foams, A Design Guide*, (Butterworth-Heinemann, USA, 2000).
- 2) T. Miyoshi, M. Itoh, S. Akiyama and A. Kitahara, *ALPORAS Aluminum Foam: Production Process, Properties, and Application*, *Advanced Engineering Materials*, 2 (2000)4, pp.179-183.
- 3) Reimund Neugebauer, Thomas Hipke: *Machine Tools with Metal foam*, *Porous Metals and Metal foaming Technology*, (The Japan Inst. Metals, 2005) pp.63-68.
- 4) R. Mehn: BMW Japan Technology Forum, (2005) 9.
- 5) 西 誠治, 槇井浩一, 有賀康博, 濱田 猛, 内藤純也, 三好鉄二, 発泡アルミの製造法、機械的性質およびその開発, R&D 神戸製鋼技報, 54(2004)1, pp.89-94.
- 6) 濱田 猛, 西 誠治, 三好鉄二, 金武直幸: 日本金属学会誌 72(2008)10, 825-831.
- 7) Gerald Rausch, Karsten Stoubener: *Improving Structural Crashworthiness Using Metallic Foams*, *Porous Metals and Metal foaming Technology*, (The Japan Inst. Metals, 2005) pp. 1-4.
- 8) 温室効果ガスインパクト報告書, (独)国立環境研究所(2009.4) .
- 9) 上野英俊, 秋山 茂, シラスを用いた発泡アルミニウム, 九州工業試験所報告, 37(1986), pp.2355-2361.
- 10) 上野英俊, 秋山 茂, 溶湯アルミニウムの発泡性に及ぼすカルシウム添加効果, 軽金属, 日本軽金属学会, 37(1987)1, pp.42-47.
- 11) S. Akiyama, H. Ueno, K. Imagawa, A. Kitahara, S. Nagata, K. Morimoto, T. Nishikawa, M. Itoh : European Patent Application EP 0 210803 A1 (1986), *Foamed Metal and Method of Producing Same*, U.S. Patent 4 713 277(1987).
- 12) I. Jin, L. D. Kenny, and H. Sang: *Stabilized Metal Foam Body*, U.S. Patent 5 112 679(1992).

- 13) 三好鉄二, 濱田 猛, 溶湯法によるポーラスアルミニウム, 素形材, (財)素形材センター, 47(2006)6, pp.10-17.
- 14) 楊 錦成, 中江秀雄, アルミニウム合金の凝固過程における発泡機構, 鑄造工学, 日本鑄造工学会, 72(2000)9, pp.593-598.
- 15) 大角泰章: 金属水素化物-その物性と応用, (1983), 105, 化学工業社 .
- 16) 三好鉄二, 実用発泡アルミニウムの特性とその応用, 鑄造工学, 日本鑄造工学会, 74(2002)12, pp.835-839.
- 17) T. Miyoshi: S. Hara, T. Mukai, K. Higashi: *Development of a Closed Cell Aluminum Alloy Foam with Enhancement of the Compressive Strength*, Mater. Trans. JIM, 42(2001)10, pp.2118-2123.
- 18) 今川耕治, 上野英俊, 秋山茂, 北原晃, 長田純夫: 発泡金属の開発に関する研究, 通産省工技院特別研究報告集 (S59) 学振協, 434-444 .
- 19) G. Lang: ALUMINIUMU **49**(1973), pp.231-238.
- 20) Cellular solid, Structural and properties – Second edition, L. J. Gibson and M. F. Ashby, Cambridge Univ. press (1997)208-330.
- 21) L. J. Gibson and M. F. Ashby: Cellular Solids, Structure and Properties, 2<sup>nd</sup> ed., (Cambridge Univ. Press, Cambridge, UK, 1997).
- 22) D.L. Holt, S.G. Babcock, S.J. Green, C.J. Maiden, Trans. of the ASM, **60**(1967), 152-159.
- 23) 濱田 猛, 西 誠治, 高木敏晃, 三好鉄二, 金武直幸: 日本金属学会誌 **73**(2009)2, 88-94.
- 24) 金属材料の高速変形特性評価方法の研究開発事業 業務成果報告書 (知的基盤創成・利用技術研究開発事業), (財)大阪科学技術センター附属ニューマテリアルセンター, H14年3月資料より.
- 25) ASTM E436-91, E1236-91: Annual Book of ASTM Standards, ASTM, Vol. 03. 01, (1995).
- 26) JIS Z2242: JIS ハンドブック, 日本規格協会, (1994).
- 27) 向井敏司, 軽金属セル構造体の衝撃エネルギー吸収特性, 鑄造工学, 日本鑄造工学会, 74(2002)12, pp.828-833.

- 28) H. Kolsky: Proc. Phys. Soc., **B62**(1949)676-700.
- 29) T. Mukai, H. Kanahashi, T. Miyoshi, M. Mabuchi, T.G. Nieh, K. Higashi, Scripta Mater. **40**(1999) 921-927.
- 30) K. A. Dannemann, J. Lankford Jr., Mater. Sci. Eng. A293(2000) 157-164.
- 31) T. Hamada, H. Kanahashi: Proc. 4<sup>th</sup> Int. Conf. on Porous Metals and Metal foaming Tech., (The Japan Inst. Metals, 2005) 533-538.
- 32) **JIS Z 2201** , 金属材料引張試験片 - 付属書(規定) 金属材料特別引張試験片 3号 - , 日本規格協会 (1998) .
- 33) E.W. Andrews, G. Gioux, P. Onck, L.J. Gibson, “Size effects in ductile cellular solids. Part II: experimental results”, International Journal of Mechanical Sciences 43 (2001).
- 34) A. M. Harte, N. A. Fleck and M. F. Ashby, ' Fatigue failure of an open cell and a closed cell aluminium alloy form.', Acta mater. Vol.47, No.8, pp.2511-2524,1999.
- 35) J. Banhart, W. Brinkers, “Fatigue behavior of aluminum foams”, Journal of Materials Science Letters 18 (1999) 617-619.

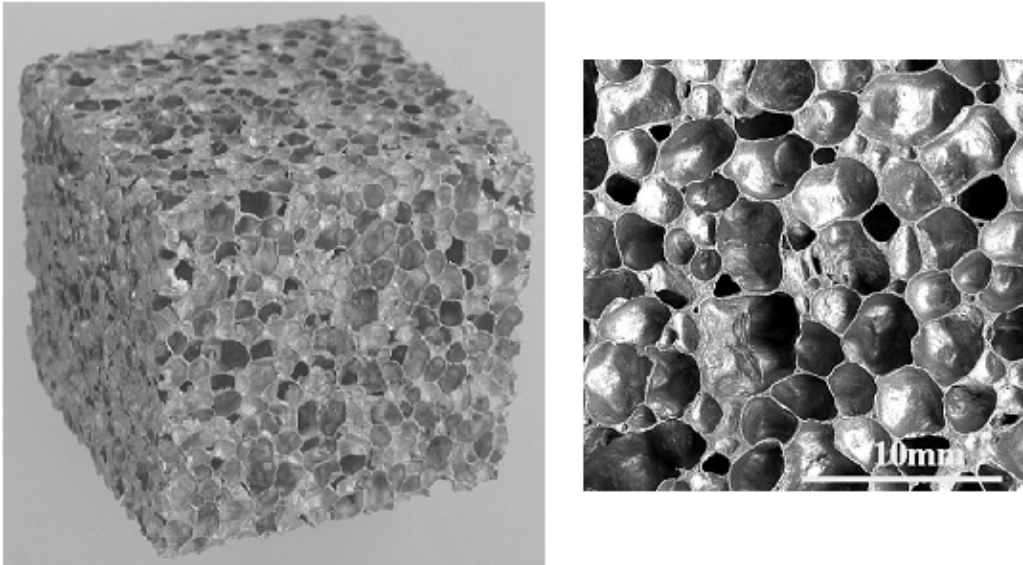


Fig. 1-1 Macrograph cell structure of closed cell porous aluminum.



Fig. 1-2 Example as the absorbed sound material that was applied with the wall and ceiling of the Japan national sports science center.

<http://www.shinko-wire.co.jp/product/alporas.html>

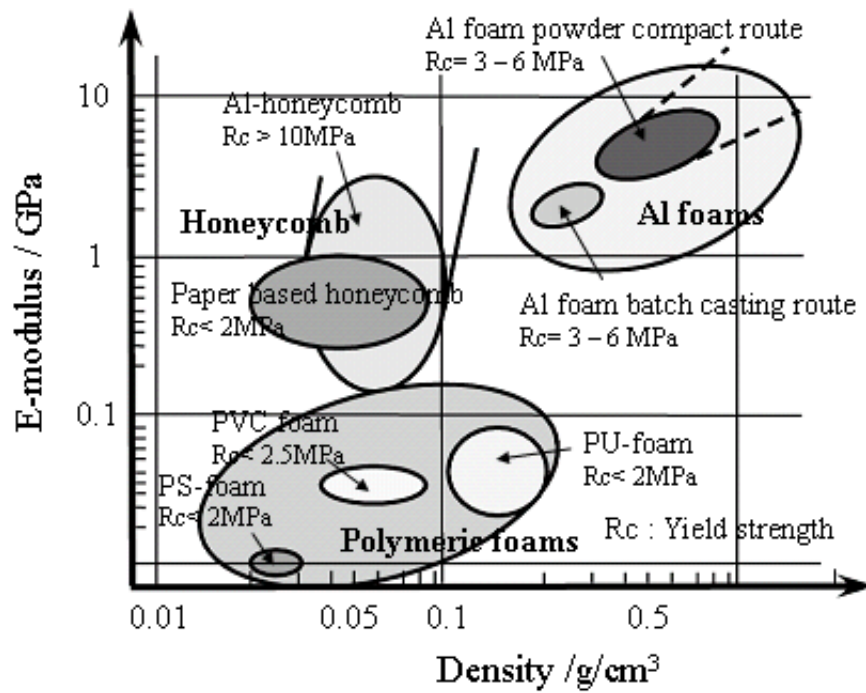


Fig. 1-3 Modulus of elasticity versus density of various core materials<sup>4)</sup>

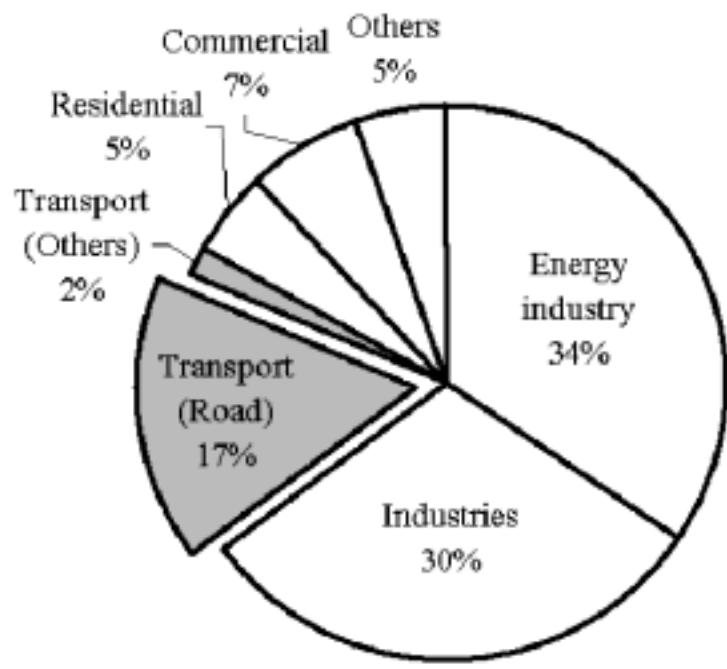
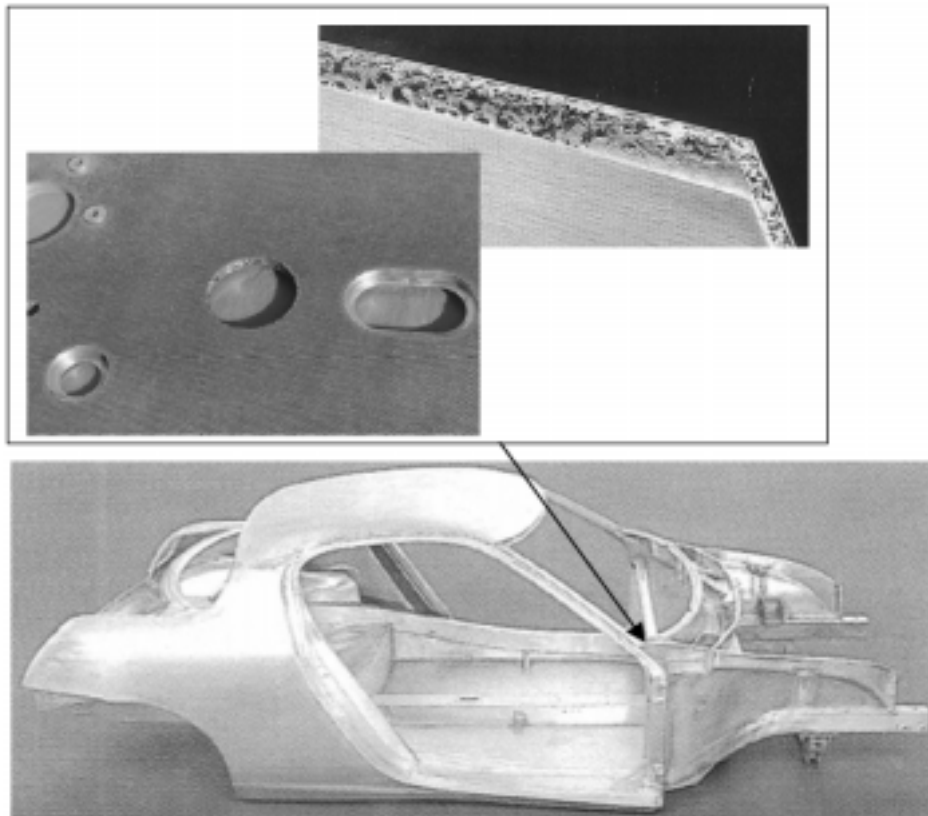


Fig. 1-4 Emission rate of greenhouse gases in each sector (2007)



**Fig. 1-5 Cinematograph that used the heat characteristic of foam.**

**(From the catalog of SONY·Qualia)**



**Fig. 1-6 Application (fire wall) in the automobile.**

**( '91 Tokyo motor show / From the catalog of TOYOTA AXV- )**

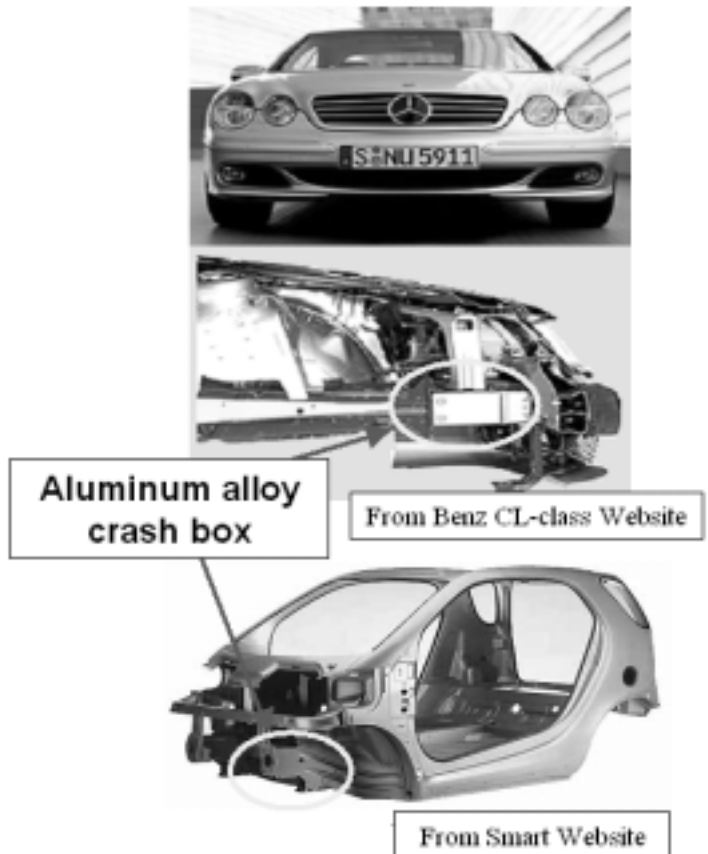


Fig. 1-7 Examples of crash box

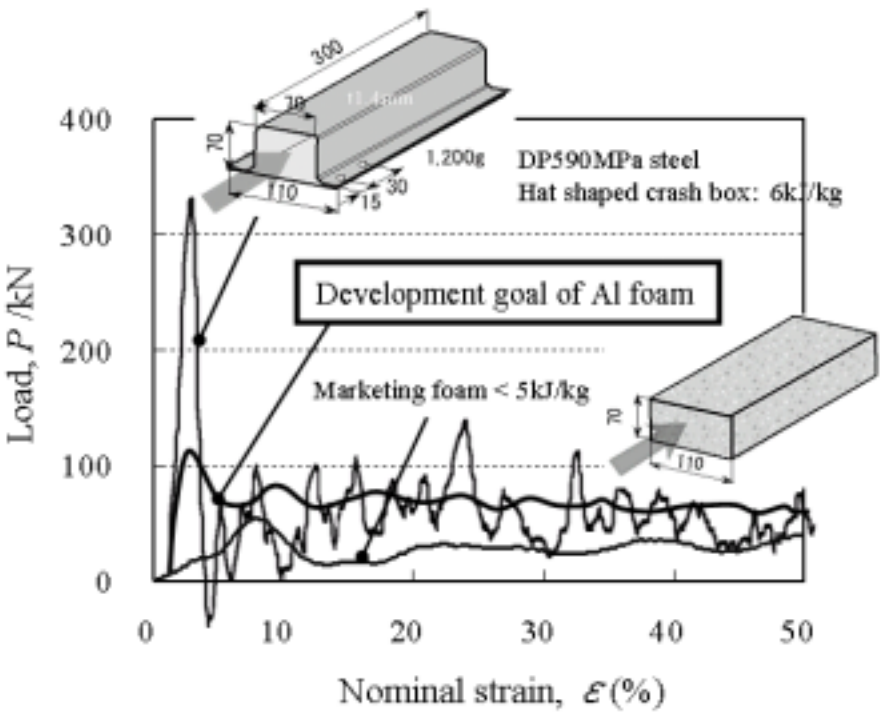


Fig. 1-8 Crash box and the development goal.



*Ferrari F360 Modena Cabriolet/Spider*

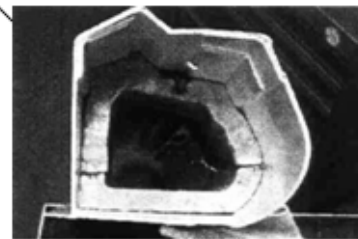


Fig. 1-9 Example of porous Al filling automobile parts.  
( From the catalog of Ferrari and Alulight )



Center pillar (left) and lateral member (right)  
of Audi A2 (ALUMINUM, 8(2001)40, p. 9)

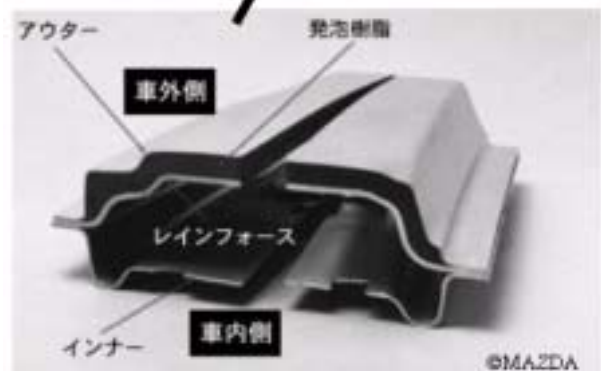


Fig. 1-10 Reduction weight automobile parts.



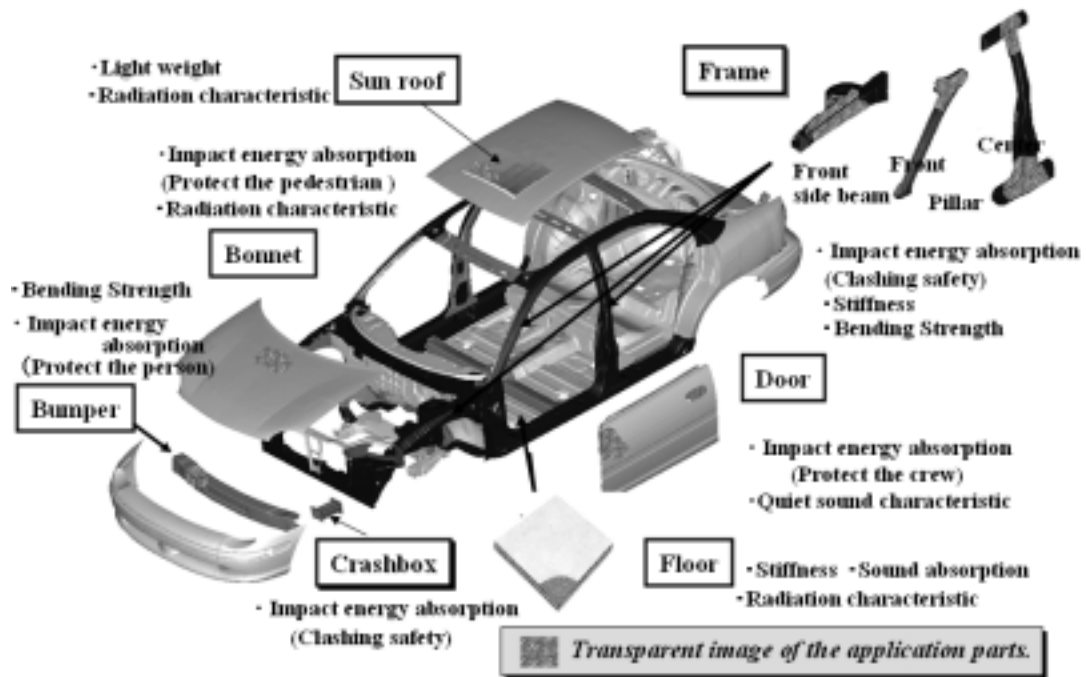


Fig. 1-11 Usage and performance of aluminum foams for automobile application.

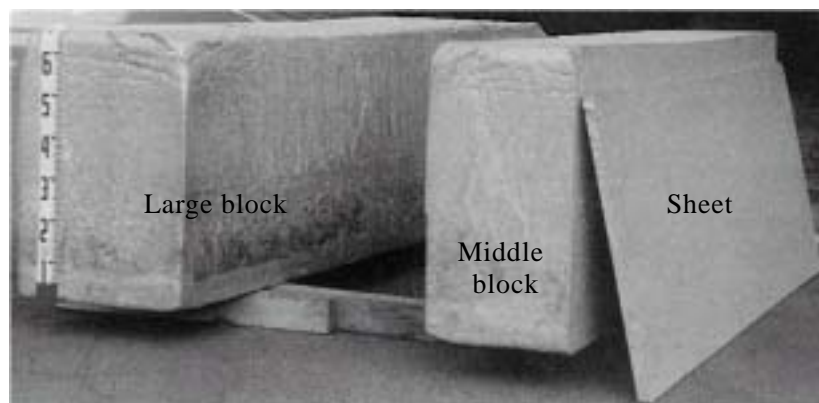
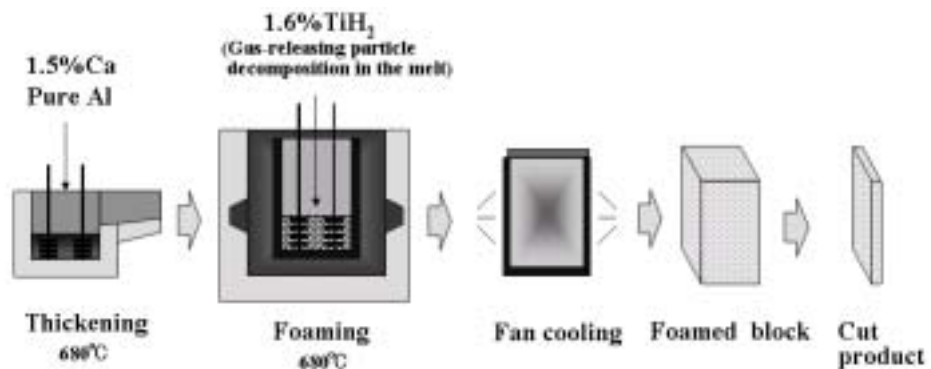


Fig. 1-12 Manufacturing process of ALPORAS<sup>®</sup>

Block size: 450×2050×650mm, Weight: 160kg  
(ALPORAS<sup>®</sup> :Trade name of Shinko-Wire )

Table 1-1 Differential thermal analysis result.

Foaming agent	Reaction temperature, /K			Dissolution temperature <sup>15)</sup> , /K
	Start	Peak	End	
TiH <sub>2</sub>	760	829	868	913
ZrH <sub>2</sub>	966	992	1024	~1273
CaH <sub>2</sub>	1001	1085	1144	~1123
CaCO <sub>3</sub>	999	1085	1106	~1173

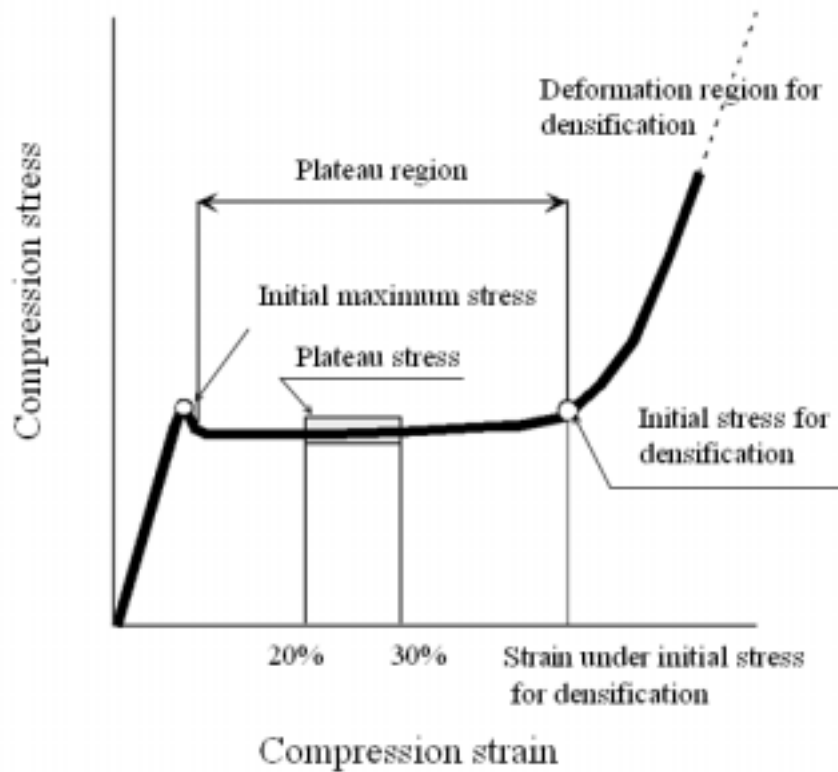


Fig. 1-13 Typical compression stress-strain curve of aluminum foam.

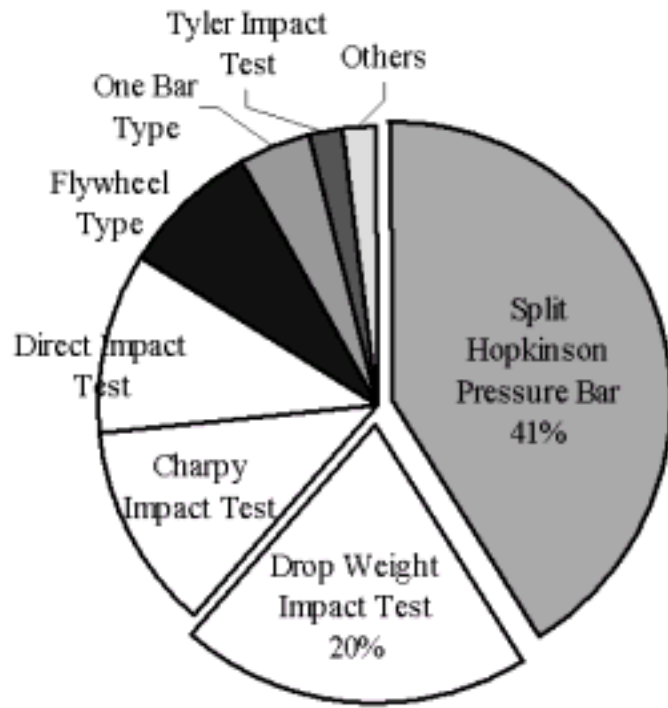


Fig. 1-14 Itemization of the impact test method that is used to dynamic characteristic evaluation in the world.

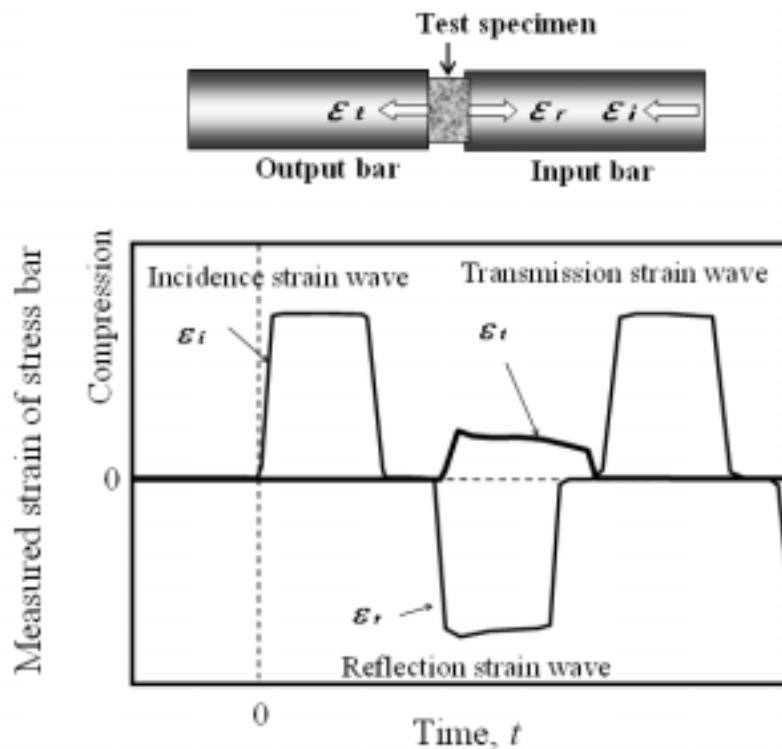


Fig. 1-15 Schematic diagram of strain wave detected from strain gage on stress bars.

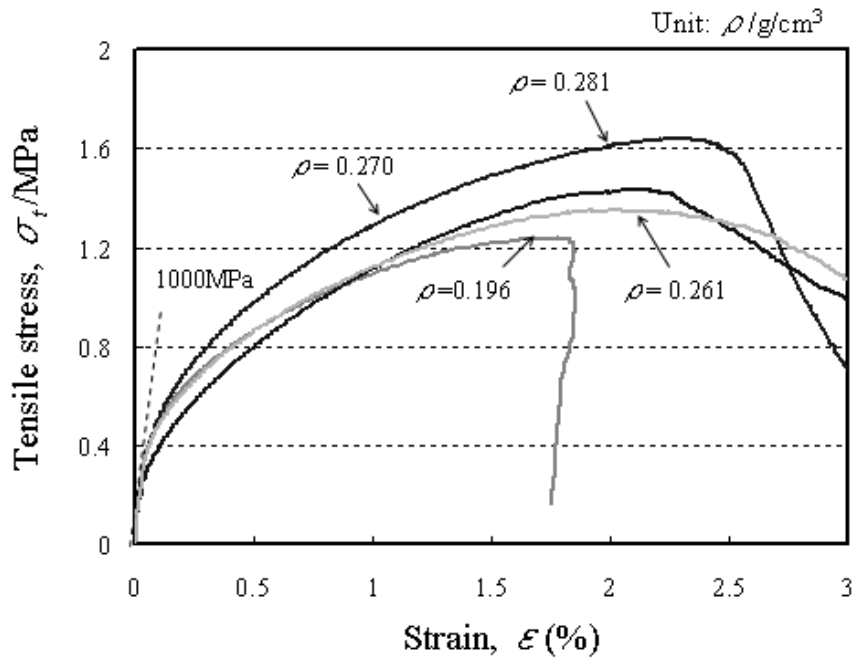


Fig. 1-16 Tensile stress-strain curve of pure Al foam.

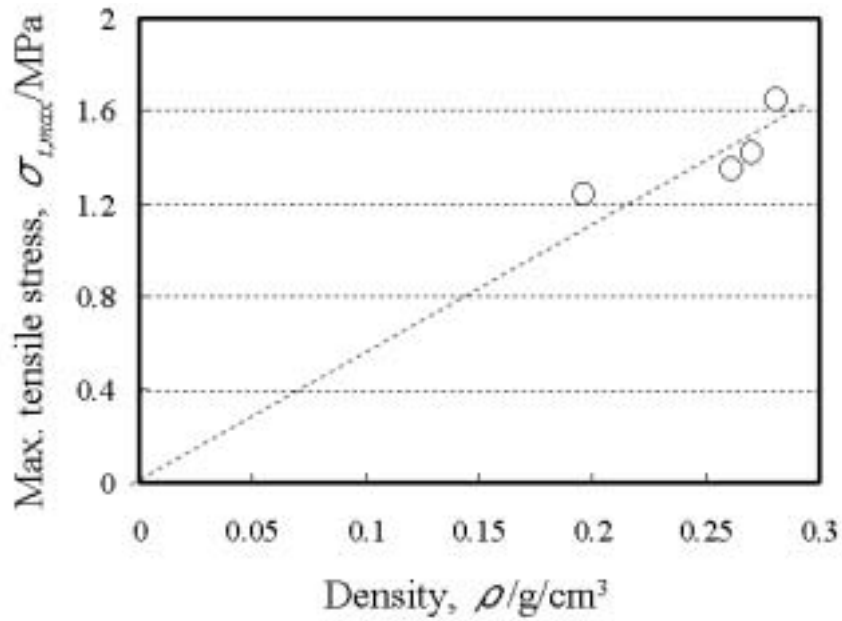


Fig. 1-17 Relation between density and max. tensile stress of pure Al foam .

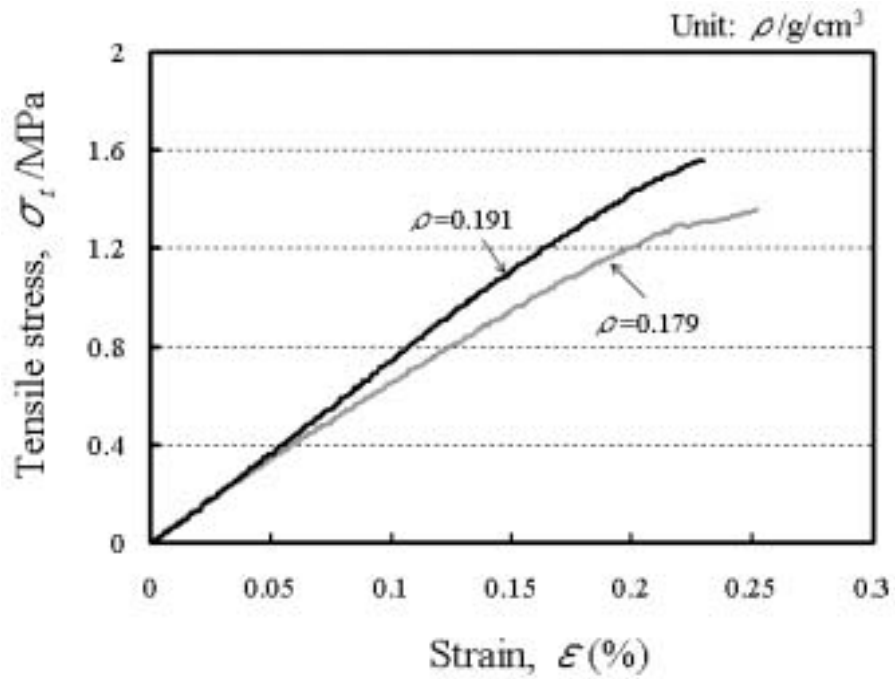


Fig. 1-18 Static tension stress-strain curves of Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam.

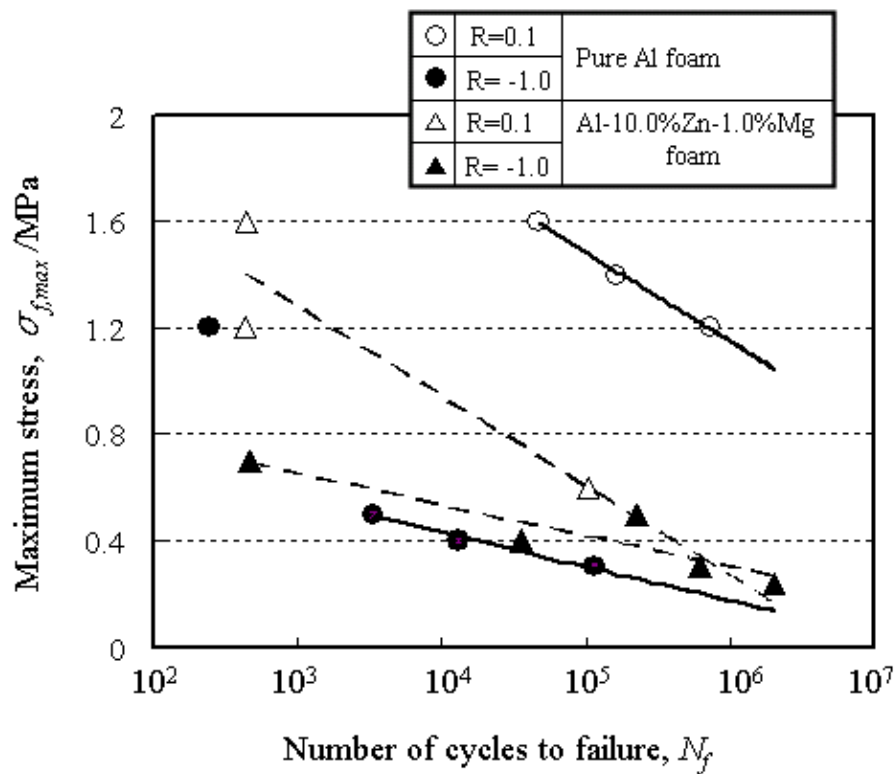


Fig. 1-19 Fatigue test results of pure Al foam and Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam.

## 第2章 気孔形態と圧縮強度に及ぼす発泡条件の影響

### 2.1 緒言

溶湯発泡法により作製されたクローズドセル構造のポーラスアルミニウムは、超軽量でありながら高い比剛性を有し<sup>1)</sup>、さらに高エネルギー吸収性<sup>1)</sup>を示すことが知られ、自動車などの車両<sup>1),3)</sup>、航空機<sup>3)</sup>などの耐衝撃・軽量化材料としての適用が期待されている。このポーラスアルミニウムを機械的特性が要求される構造部材として工業利用を展開するためには、気孔形態の均質・微細化やこれらの制御による強度の安定化が望まれている。

溶湯発泡法は、アルミニウム溶湯に発泡助剤を添加した後に凝固するクローズドセル構造のポーラスアルミニウムを製造する方法<sup>4)</sup>である。溶湯発泡法では、アルミニウム溶湯の粘性を増加させることが気孔の生成には重要<sup>5)</sup>である。そして、急速増粘剤として金属カルシウム(Ca)を添加すると粘性が増加することが確認され<sup>6),7),8)</sup>気孔径や比重と圧縮強度との関係についても報告<sup>9),10),11)</sup>されている。しかし、広範囲のCa添加量に対する粘性の変化や気孔形態および圧縮変形特性への影響を定量的に検討した報告はされていない。さらに、冷却速度や発泡助剤の粒径など粘性以外のプロセス因子と気孔形態および圧縮特性との関係を検討した報告も見当たらない。そこで、本研究では純アルミニウムを基本とする組成の溶湯発泡法によるポーラスアルミニウムにおいて、従来より広範囲のCa添加量による粘性の変化を始め、発泡後の冷却速度、発泡助剤粒径などのプロセス因子と気孔形態の変化について検討した。そして、これらの因子による比重や気孔形態の変化が圧縮強度および圧縮応力-ひずみ曲線に及ぼす影響を系統的に解明した。

### 2.2 実験方法

#### 2.2.1 供試材の作製

Fig. 2-1 に溶湯発泡法によるポーラスアルミニウムの製造方法を示す。約 33kg の 99%工業用純アルミニウム溶湯を幅 310 × 長さ 630 × 高さ 630mm の鋳型内で溶解(953K)し、アルミニウムより酸素との親和力の強い金属

カルシウム(純度 99%)を添加し、攪拌(750rpm)することで酸化物を均一分解させることによって溶湯を酸化させ、溶湯の粘性を増加<sup>6),7)</sup>させた。増粘は、発泡助剤より発生した気泡の結合やガスの消出を抑制するため行わなければならない処理である。次に、アルミニウム増粘溶湯中(943K)に発泡助剤( $TiH_2$ )を添加・攪拌(100秒)することで発泡膨張させ、強制空冷してポーラスアルミニウムを作製する。

増粘剤(Ca)の添加量を 1.5mass%、増粘攪拌時間を 5分、発泡助剤( $TiH_2$ )の粒子径を  $45\mu m$  以下、添加量を 1.5mass%の条件で作製したポーラスアルミニウムを標準供試材として、比重の異なる複数個の供試材を作製した。この標準供試材に対して、気孔形態や圧縮特性への各条件の影響を検討するために、増粘剤添加量を 0.5~5.0mass%、増粘攪拌時間を 1~20分、発泡助剤( $TiH_2$ )の粒子径を  $20\mu m$  以下と個別に条件を変化した供試材、および発泡膨張後に強制水冷で凝固させた供試材を作製した。これら個別の条件を変える場合、他の条件は標準供試材と同じ条件とした。

### 2.2.2 圧縮試験および気孔形態の観察方法

鋳型内で凝固後のポーラスアルミニウムの中央の高さ方向に、上、中、下部の各場合から 50mm 角の立方体試験片を採取して、比重の計測、気孔分布の計測、圧縮試験を行った。比重の計測は、電子天秤(精度 0.1mg)による試験片重量測定とノギスによる試験片寸法測定から求めた。また、気孔分布の計測には、試験片の試料観察断面( $50\times 50mm^2$ )を 1,500 まで研磨して印画転写した。転写画像データを二値化処理して画像解析し、気孔径(面積相当円直径)の分布と平均気孔径を求めた。画像処理上の解析精度の観点から気孔径 1mm 未満を除外した。なお、二次元観察であるため実際よりも平均気孔径は小さく、分布の範囲が広くなると思われるが、本論文ではこれらの気孔形態で考察した。圧縮試験には気孔分布計測後の試験片を用い、インストロン社製万能試験機、圧縮速度 5mm/分で行い、ロードセルおよびクロスヘッド変位量から荷重 - 変位曲線を求めた。この荷重変位曲線から、荷重を初期の試験片断面積、変位を初期の試験片高さで除して圧縮応力 ひずみ曲線にした。

## 2.3 実験結果および考察

### 2.3.1 標準供試材の圧縮特性

Fig. 2-2 にいくつかの標準供試材の圧縮応力-ひずみ曲線と各試料の比重を示す。本論文では、Fig. 1-13 に示したように、降伏以降のひずみの増加に対して応力の変化が少なく、ほぼ一定の勾配で応力が変化する部分をプラトー領域とし、全試料の圧縮試験結果を統一的に比較するために、20～30%変形時の圧縮応力の平均値をプラトー応力と定義した。Fig. 2-2 より、広く知られている<sup>1)</sup>ように、比重の増加に伴ってプラトー領域は短くなり、プラトー応力が上昇することがわかる。また、低比重試料のプラトー応力はほとんど一定であるが、高比重試料ではプラトー領域でも圧縮応力が徐々に増加する傾向となる。Fig. 2-3 に 15 個の標準供試材の比重と圧縮試験のプラトー応力および平均気孔径、気孔分布の標準偏差との関係を示す。同図より、比重の増加に伴って平均気孔径が小さくなり、気孔分布の標準偏差も同様な傾向で変化をしている。一方、プラトー応力は比重の増加に伴って単調に上昇することがわかる。

### 2.3.2 増粘時間および増粘剤添加量の影響

Fig. 2-4 に、異なる増粘剤(Ca)添加量による増粘攪拌時間と増粘攪拌トルクとの関係を示す。増粘攪拌トルクは攪拌翼の軸に取り付けたトルク計での測定値である。Ca 添加量が多く、増粘攪拌時間が長いほど増粘攪拌トルクが大きくなり、見掛け上の溶湯粘性が高くなることわかる<sup>8),9),10)</sup>。Fig. 2-5 に 1.5mass%Ca 添加における増粘攪拌時間を変えた供試材の鑄型上,中,下(TOP,CEN,BOT)における平均気孔径および気孔分布の標準偏差を示す。同図より、鑄型下部で気孔径が多少小さく、いずれの場所も増粘攪拌の初期には攪拌時間が長いとわずかではあるが、平均気孔径および気孔分布の標準偏差は小さくなり 5 分程度でほぼ一定となることがわかる。Fig. 2-4 では、溶湯粘性は攪拌時間 15 分程度まで上昇するが、粘性上昇の気孔径への影響はそれほど顕著ではないと思われる。Fig. 2-6 に Fig. 2-5 の増粘攪拌時間を変更した供試材の鑄型中央部試験片の圧縮応力-ひずみ曲線を、同程度の比重の標準供試材と共に示す。増粘攪拌時



間によってプラトー応力が異なるが、これは各試料の比重の差によるもので、同比重の標準供試材との差は少ないことから、増粘攪拌時間の影響は小さいことがわかる。

Fig. 2-7 に増粘剤(Ca)の添加量を 0.5 ~ 5.0mass%と変化した供試材の鋳型上,中,下部(TOP,CEN,BOT)における平均気孔径および気孔分布の標準偏差を示す。同図の 0.5 ~ 1.5mass%Ca では少量の増粘剤添加の効果を実証するため増粘攪拌時間を 20 分とし、2.5 ~ 5.0mass%Ca では攪拌機の負担減のため増粘攪拌時間を 5 分とした。同図より、Ca 添加量が多いほど、平均気孔径および気孔分布の標準偏差は小さくなり、2.5mass%以上でこれらはほぼ一定となることがわかる。また、Ca 添加量が少ないと鋳型内の場所による気孔径の差が大きいが、1.5mass%以上の供試材で上,中,下部の平均気孔径のばらつきは 20%以内となる。Fig. 2-8 は 1.0 と 2.5mass% 添加の供試材断面の気孔径分布を示す画像であり、紙面下方が重力作用方向である。1.0%と 2.5%の気孔径の差や 1.0%における上,中,下部の気孔径の差が明確である。1.0%の気孔径分布を示す画像では、上・中部で気孔の合体やセル壁の崩壊による不規則形状の大きな気孔が観察され、そのために平均気孔径が大きく、気孔径分布の標準偏差も大きくなったことがわかる。粘性が低い(増粘攪拌時間が短く、増粘剤添加量が少ない)他の供試材でも同様の気孔形態が観察され、粘性の低い供試材の上部ほど発泡助剤のガス圧を気孔内に保持しておくことができないためと考えられる。また、発泡助剤( $TiH_2$ )の水素ガス解離はアルミニウム溶湯への投入直後に急速に進み、その後は少ない解離ガス量が長時間続くことが報告されている<sup>11),13)</sup>。従って供試材下部(BOT)では、上・中部である程度水素ガスを解離した発泡助剤が下部に降下して、発泡ガスの逃げられない静水圧状態でゆっくりと発泡することから、気孔の合体なども少なく平均気孔径が小さく均質な気孔となり、粘性(増粘攪拌時間や増粘剤添加量)の影響が少なかったものと思われる。

Fig. 2-9 に、Fig. 2-7 で示した増粘剤添加量が標準供試材(1.5%)よりも少ない試験片(0.5%, 1.0%)の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。同図中には、

比重がほぼ同等の標準供試材の圧縮応力-ひずみ曲線を併記した。同図より、増粘剤添加量が少ない試験片の圧縮強度は同比重の標準供試材よりもわずかではあるが低いことがわかる。一方、Fig. 2-10 は増粘剤添加量が標準供試材よりも多い試験片(2.5%, 5.0%)の圧縮応力-ひずみ曲線を、比重がほぼ同等の標準供試材の圧縮応力-ひずみ曲線と併記した。増粘剤添加量が多い試験片はプラトー領域の圧縮強度が同比重の標準供試材よりもいずれも高いことがわかる。また、5.0%Ca 添加の試験片ではプラトー領域での応力変動が標準供試材に比べて大きく、プラトー領域が長くなっていることがわかる。これは圧縮過程の変形挙動の違いによるもので、2.5%Ca 以下の添加の試験片は、セル壁の延性的な屈曲による圧縮変形であったが、5.0%添加の試験片では試験片外表面でセル壁の脆性的な破壊を伴う圧縮変形をした。Fig. 2-11 に標準供試材(1.5%Ca)と2.5%Ca 添加材、5.0%Ca 添加材の SEM 観察結果を示す。EDX 分析から Fig. 2-11 の薄灰色部は Ca-Ti 化合物であり、Ca 添加量が増すと生成化合物も増え、5.0%Ca 添加材になると化合物が凝集して存在することがわかる。このために Ca 添加量の多い試料ではセル壁の延性が低下したものと思われる。

以上より、増粘剤添加量によって気孔形態を制御して圧縮特性をある程度制御することが可能であるが、添加量が少ないと鑄型内上・下位置での不均質が大きくなり、添加量が多いと変形特性が脆性的になり、さらに粘性の増加に伴う攪拌操作など製造プロセスでの課題が残る。以下の実験結果は、増粘剤添加量 1.5%で、鑄型内の場所による不均質は少ないので、全て中央部の結果を示す。

### 2.3.3 冷却速度の影響

Fig. 2-12 に、ほぼ同比重の標準供試材(空冷)および水冷した供試材の気孔径分布を示す画像を、Fig. 2-13 に冷却方法の違いによるほぼ同比重の標準供試材の気孔径分布計測結果を示す。Fig. 2-12 の紙面下方は重力作用方向である。同図には平均気孔径( $d_a$ )と気孔分布の標準偏差( )を併記した。なお、鑄塊中心に取付けた熱電対による測定から固液共存域(901 ~ 928K)での冷却速度は、空冷では 0.1K/s、水冷では 0.5K/s 程度であっ

た。水冷材は空冷材に比べて平均気孔径が小さく、大きな気孔が少なくなることがわかる。すなわち、発泡攪拌後の冷却速度を上げることによって、気孔の遅延成長が抑制され、気孔径が小さく均質化されたものと思われる。

Fig. 2-14 に水冷材の圧縮応力-ひずみ曲線をほぼ同比重の標準供試材(空冷材)の曲線と比較して示す。冷却速度の向上によって圧縮応力が上昇することがわかる。また、プラトー領域での応力変動は少なく、プラトー領域長さも標準供試材と変わらず、水冷材も空冷材と同様に、セル壁の延性的な屈曲による圧縮変形をしていた。

Fig. 2-15 は、Fig. 2-6,9,10,14 の各試験片の圧縮応力-ひずみ曲線におけるプラトー応力を各試験片の比重に対して整理したものである。各プロット点に添えた数字は Ca 添加量と増粘攪拌時間を示し、WC は水冷材を示している。また、各プロット点は標準供試材(1.5%, 5分)より粘性の低いものと高いものに記号を分けており、図中の実線は Fig. 2-3 に示した標準供試材の関係を示している。粘性が高い供試材および水冷材は標準供試材と比べて約 20%向上し、アルミニウム溶湯の粘性が不足すると、プラトー応力は標準供試材と比べて約 15%低下することがわかる。Fig. 2-7,8,12,13 から、粘性が低い条件で作製した試料は、気孔径が大きく不均質になるため、圧縮試験時の試料内の変形が局所的に進むことが予想され、試料全体の平均応力(圧縮応力の測定値)が低下する結果となる。逆に、粘性や冷却速度の増大によって気泡の成長を抑えて均質小粒径化された試験では、局所変形が抑制されてプラトー応力が向上したと思われる。

#### 2.3.4 発泡助剤粒径の影響

Fig. 2-16 に  $45\ \mu\text{m}$  以下の  $\text{TiH}_2$  を用いた標準供試材と  $20\ \mu\text{m}$  以下の  $\text{TiH}_2$  を用いた小粒径発泡材の気孔径分布画像とセル壁の拡大写真を示す。小粒径発泡材の気孔サイズは明らかに減少すると共に、セル壁が厚くなり、セル壁内に小さな気孔が存在することがわかる。Fig. 2-17 に標準供試材と 2 種類の比重の小粒径発泡材の気孔径分布の計測結果を示す。小粒径発泡材は標準供試材とほぼ同量の発泡助剤を添加したにもかかわらず、比重が大きく(気孔率が低く)なり、気孔径とその分布幅は小さくなっている。

発泡助剤粒径が小さくなると、個々の解離水素ガス量が少なくなる一方、比表面積が増加するためにアルミニウム溶湯への投入直後の解離が速くなり、短時間に大部分のガスが発生すると考えられる。従って、発泡助剤投入直後の溶湯表面からのガスの散逸が増大し、溶湯内部のガス圧が十分に上がらなかったことで比重が大きく（気孔率が低い）、気孔径が小さくなったと思われる。

Fig. 2-18 に標準供試材と小粒径発泡材の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。ほぼ一定の勾配で応力が変化する部分をプラトー領域とすると、図中に一例（破線）を示したように、一定勾配から外れる付近（各曲線の印）がプラトー領域の終点となる。すなわち小粒径発泡材では、比重の増加によって圧縮応力は上昇し、プラトー領域は短くなることがわかる。

Fig. 2-19 は、Fig. 2-15 に Fig. 2-18 の小粒径発泡材のプラトー応力を追加したものである。クローズドセル構造のポーラスアルミニウムの塑性変形強度（プラトー応力に相当）を表す式として、セル構造を考慮した弾塑性力学的な考察から、ポーラスアルミニウムの圧縮相対強度（ $\sigma_{ps}/\sigma_{ys}$ ）がその相対密度（ $\rho/\rho_s$ ）の 3/2 乗に比例し、相対密度が 0.3 より大きく（小粒径発泡材では 0.3 未満）なると相対密度の 2 乗に近づくとした次式が提案されている<sup>14)</sup>。

$$\sigma_{ps}/\sigma_{ys} = C(\rho/\rho_s)^{3/2} \{1 + (\rho/\rho_s)^{1/2}\}$$

ここで、 $\sigma_{ps}$  および  $\rho_{ps}$  はポーラスアルミニウムの塑性変形強度（プラトー応力に相当）および密度、 $\sigma_{ys}$  および  $\rho_s$  は緻密なセル壁材での降伏応力および密度、 $C$  はセル形態に関連した定数である。

図中の破線は、標準供給試験材を基にプラトー応力が比重の 3/2 乗で増加するとした曲線であるが、小粒径発泡材のプラトー応力はこの曲線から大きく外れている。一方実線は、プラトー応力が比重の約 2 乗で増加するとした曲線であり、小粒径発泡材のプラトー応力は相対密度の低い範囲でこの曲線に近くなっている。Fig. 2-16 中の四角で示されたセル壁の形状を比較すると、標準供試材は細長い小粒径発泡材のセル壁は丸みを帯びていることがわかる。セル壁が丸みを帯びたことによって、プラトー応力

は比重の  $3/2$  乗より大きい約 2 乗で増加したと思われる<sup>15)</sup>。

## 2.4 結 言

1. 増粘剤 (Ca) 添加量が増すと気孔径が小さく均質になるが, 2.5mass%以上でほぼ一定となる。
2. 増粘剤の添加量が多い試料ではプラトー領域の圧縮応力が高くなり, 5.0mass%では生成化合物の増加と凝集によって変形が脆性的になり, プラトー領域が長くなる。
3. 冷却速度の増大は粘性の増加と同様に気孔を均質小粒径化する効果があり, 同比重のポーラスアルミニウムでもプラトー応力は向上する。
4. 小粒径の発泡助剤を用いると気孔径が小さくなるが, 同時にセル壁が厚くなり比重が大きくなる。
5. 気孔サイズと比重が大きく変化したポーラスアルミニウムのプラトー応力は, 比重の約 2 乗で増加することが明らかとなった。

## 参考文献

- 1) M. F. Ashby, A. G. Evans, N. A. Fleck, L. J. Gibson, J. W. Hutchinson and H. N. G. Wadley, *Metal Foams, A Design Guide*, (Butterworth-Heinemann, USA, 2000).
- 2) Reimund Neugebauer, Thomas Hipke: *Machine Tools with Metal foam*, Porous Metals and Metal foaming Technology, (The Japan Inst. Metals, 2005) pp.63-68.
- 3) Gerald Rausch, Karsten Stoubener: *Improving Structural Crashworthiness Using Metallic Foams*, Porous Metals and Metal foaming Technology, (The Japan Inst. Metals, 2005) pp. 1-4.
- 4) 西 誠治, 槇井浩一, 有賀康博, 濱田 猛, 内藤純也, 三好鉄二, 発泡アルミの製造法、機械的性質およびその開発, R&D 神戸製鋼技報, 54(2004)1, pp.89-94.
- 5) S. Akiyama, H. Ueno, K. Imagawa, A. Kitahara, S. Nagata, K. Morimoto, T. Nishikawa, M. Itoh : European Patent Application EP 0 210803 A1 (1986), *Foamed Metal and Method of Producing Same*, U.S. Patent 4 713 277(1987).
- 6) 上野英俊, 秋山 茂, シラスを用いた発泡アルミニウム, 九州工業試験所報告, 37(1986), pp.2355-2361
- 7) 上野英俊, 秋山 茂, 溶湯アルミニウムの発泡性に及ぼすカルシウム添加効果, 軽金属, 日本軽金属学会, 37(1987)1, pp.42-47.
- 8) 楊 錦成, 中江秀雄, アルミニウム合金の凝固過程における発泡機構, 鑄造工学, 日本鑄造工学会, 72(2000)9, pp.593-598.
- 9) T. Miyoshi, M. Itoh, S. Akiyama and A. Kitahara, *ALPORAS Aluminum Foam: Production Process, Properties, and Application*, Advanced Engineering Materials, 2 (2000)4, pp.179-183.
- 10) 三好鉄二, 濱田 猛, 溶湯法によるポーラスアルミニウム, 素形材, (財)素形材センター, 47(2006)6, pp.10-17.
- 11) 三好鉄二, 実用発泡アルミニウムの特性とその応用, 鑄造工学, 日本鑄造工学会, 74(2002)12, pp.835-839.
- 12) I. Jin, L. D. Kenny, and H. Sang: *Stabilized Metal Foam Body*, U.S. Patent 5

112 679(1992).

- 13) T. Miyoshi: S. Hara, T. Mukai, K. Higashi: *Development of a Closed Cell Aluminum Alloy Foam with Enhancement of the Compressive Strength*, Mater. Trans. JIM, 42(2001)10, pp.2118-2123.
- 14) L. J. Gibson and M. F. Ashby: *Cellular Solids, Structure and Properties*, 2<sup>nd</sup> ed., (Cambridge Univ. Press, Cambridge, UK, 1997).
- 15) A. E. Simone and L. J. Gibson, *Effects of Solid Distribution on the Stiffness and Strength of Metallic Foams*, Acta mater., 46 (1998)6, pp.2139-2150.

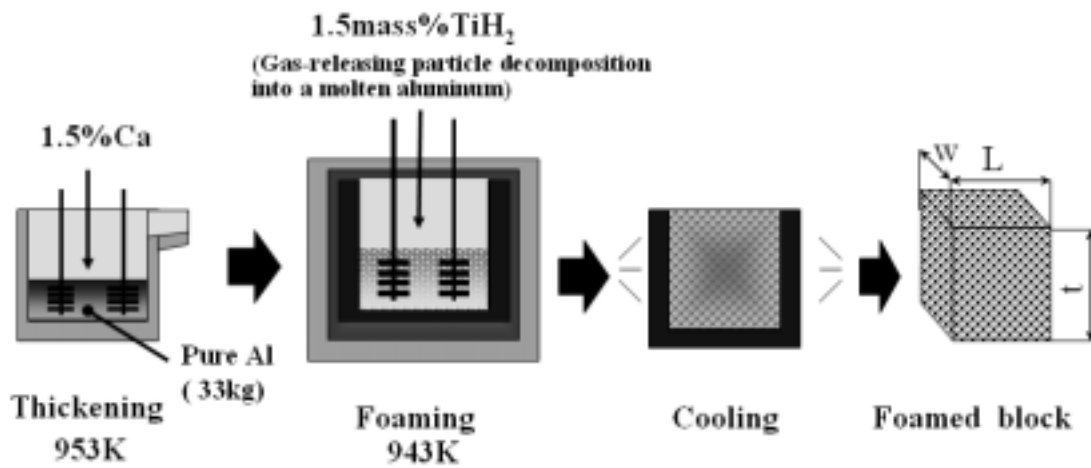


Fig. 2-1 Manufacturing process of an experimental Al foam.

(Experimental block size: 310W x 630Lx 630tmm)

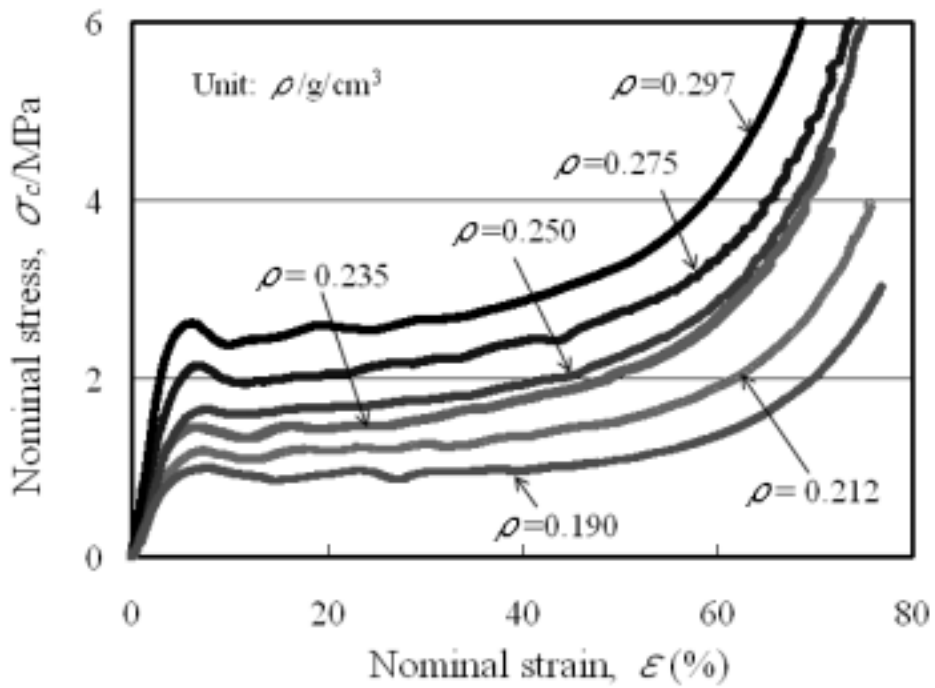


Fig. 2-2 Compressive stress-strain curves of several standard Al foams.



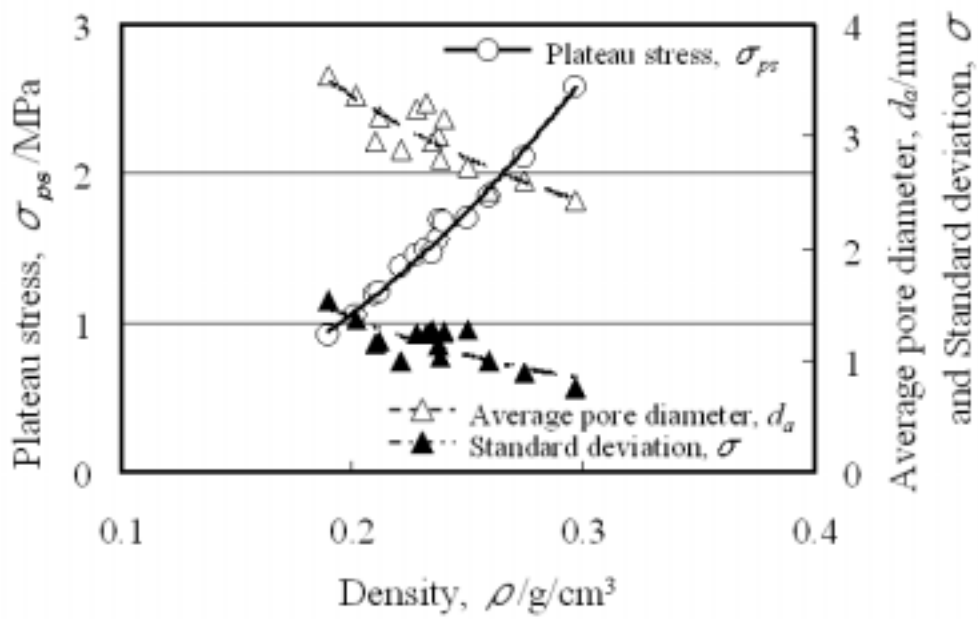


Fig. 2-3 Relation between density and plateau stress of standard Al foams.

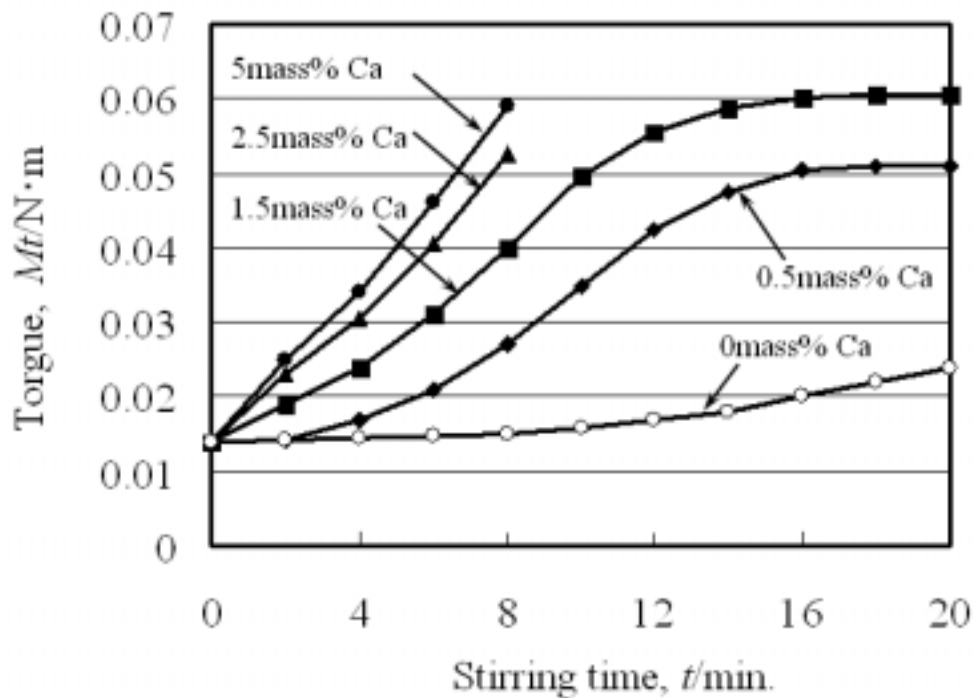


Fig. 2-4 Relationship between stirring time and torque.

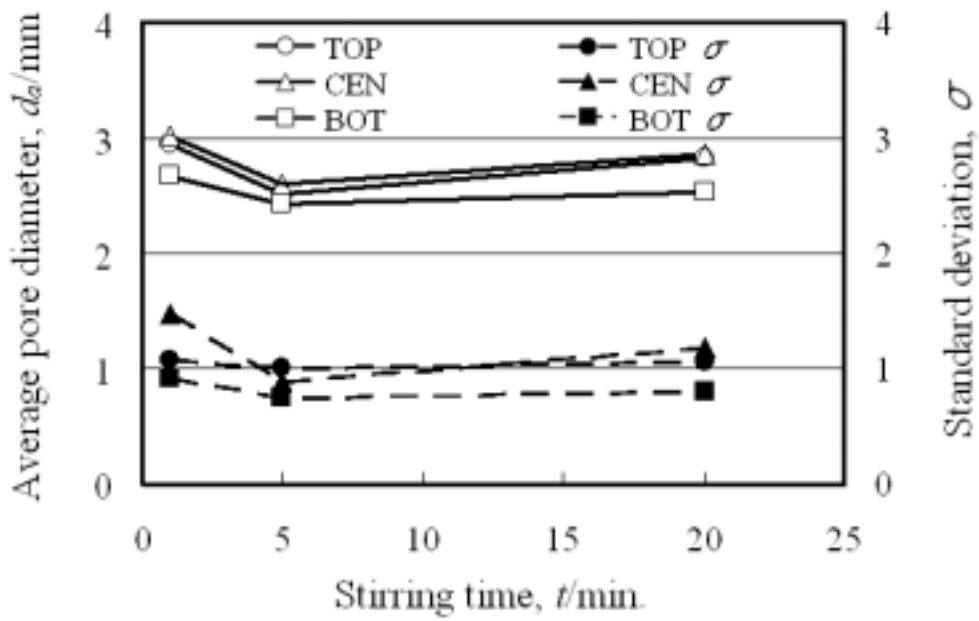


Fig. 2-5 Relationship between stirring time and pore size under 1.5mass%Ca content.

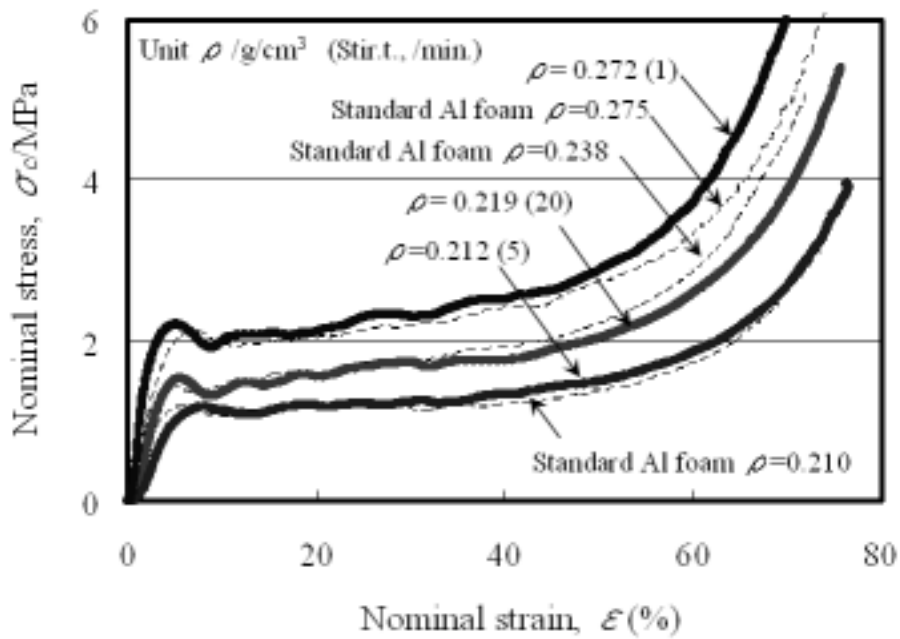


Fig. 2-6 Effect of stirring time on compressive stress-strain curves under 1.5mass%Ca constant.

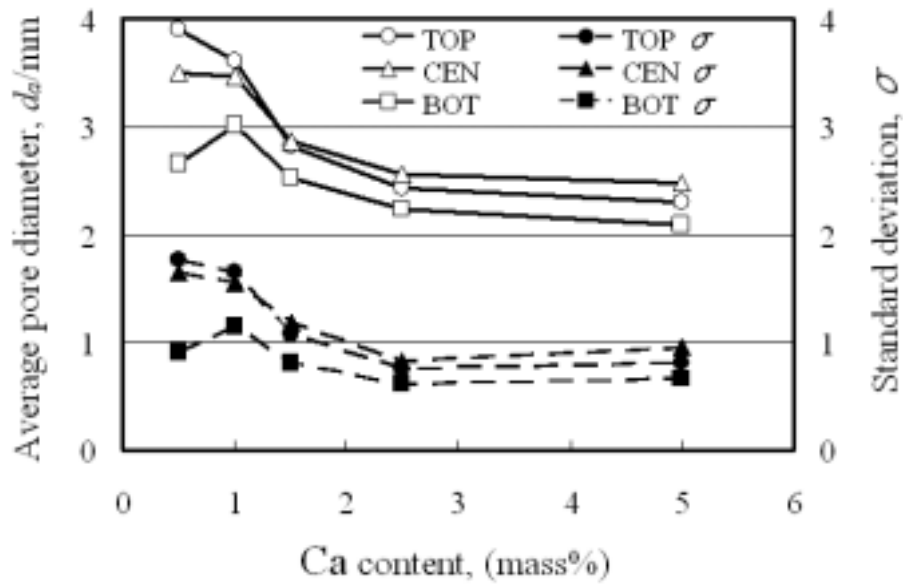


Fig. 2-7 Relationship between Calcium content and pore size.

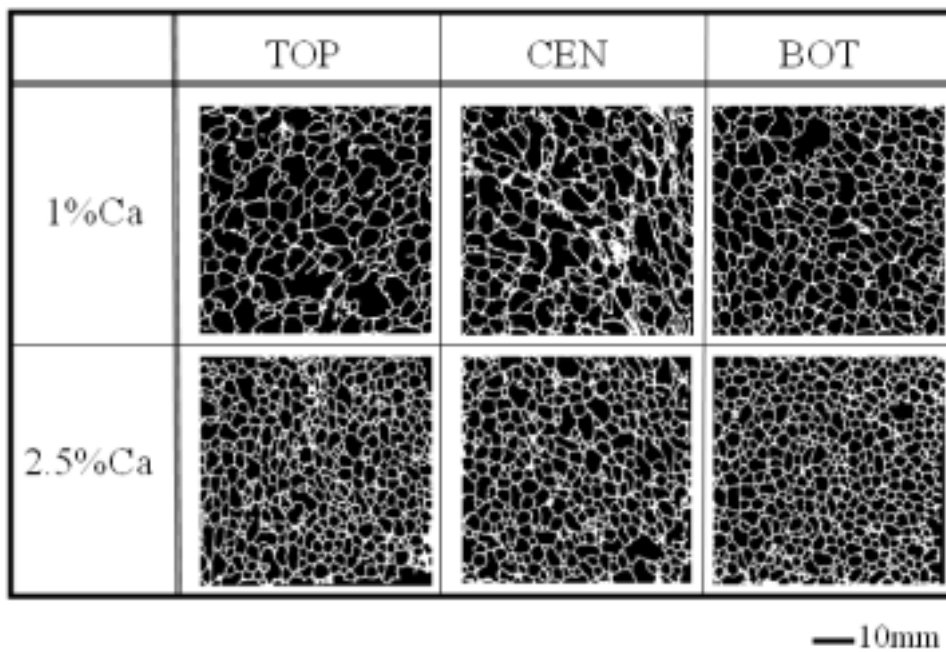


Fig. 2-8 Effect of Ca content on cell structure of several Al foams.

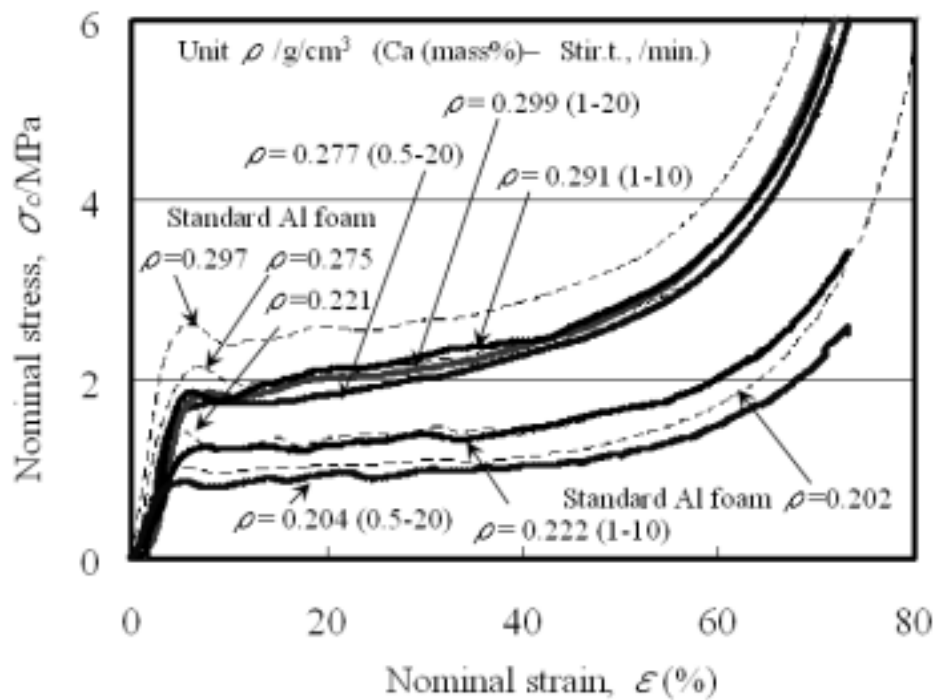


Fig. 2-9 Effect of low Ca content Al foams on compressive stress-strain curves.

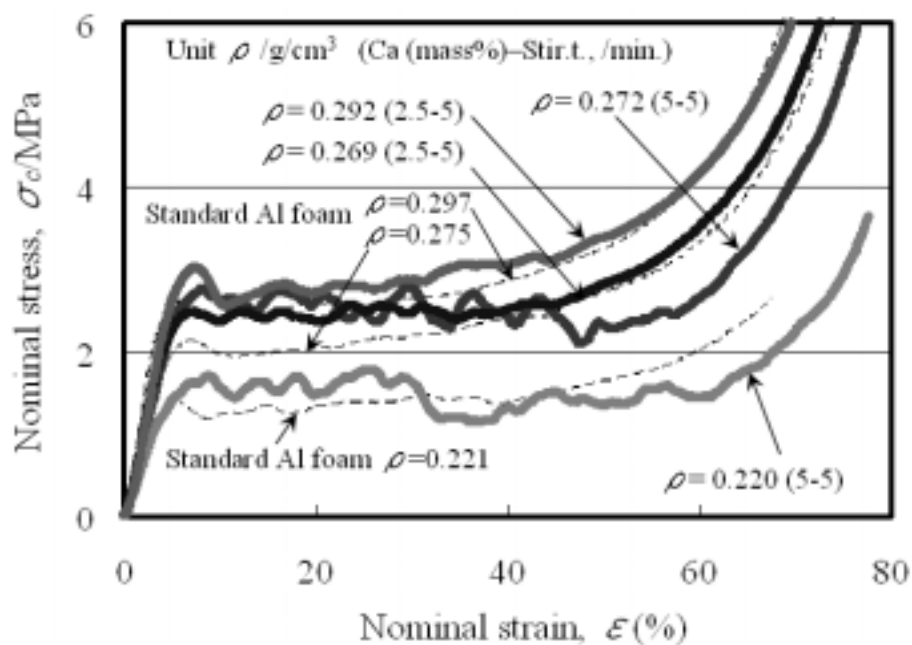


Fig. 2-10 Effect of high Ca content Al foams on compressive stress-strain curves.

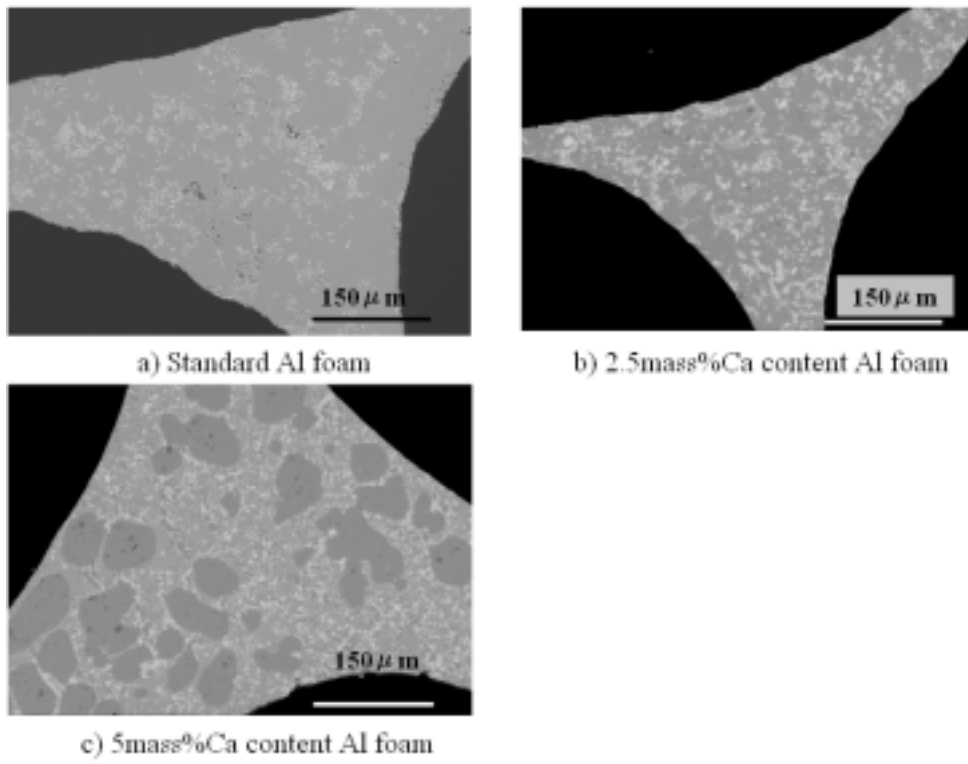


Fig. 2-11 SEM micrograph of the different Ca content Al foams.

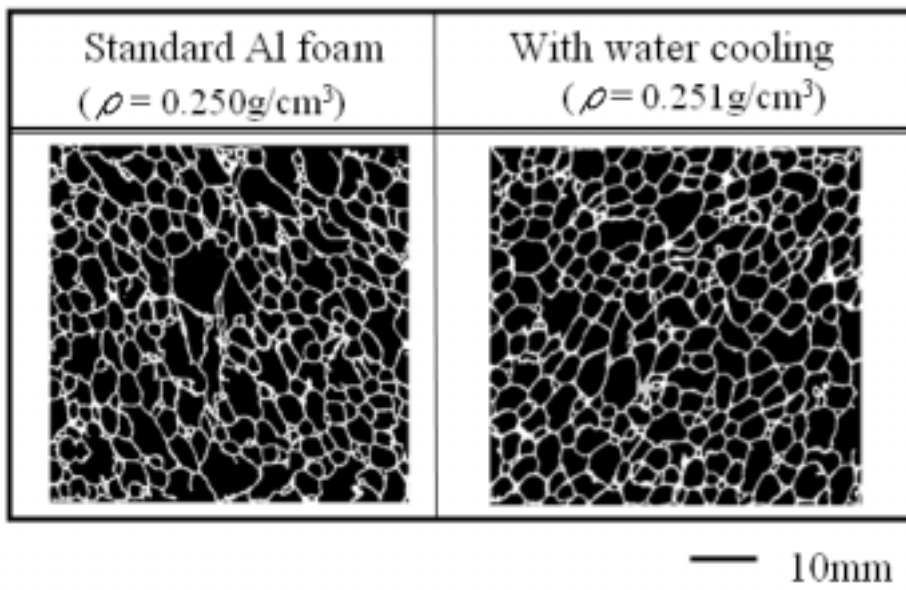


Fig. 2-12 Cell structure of the Al foam with water cooling .

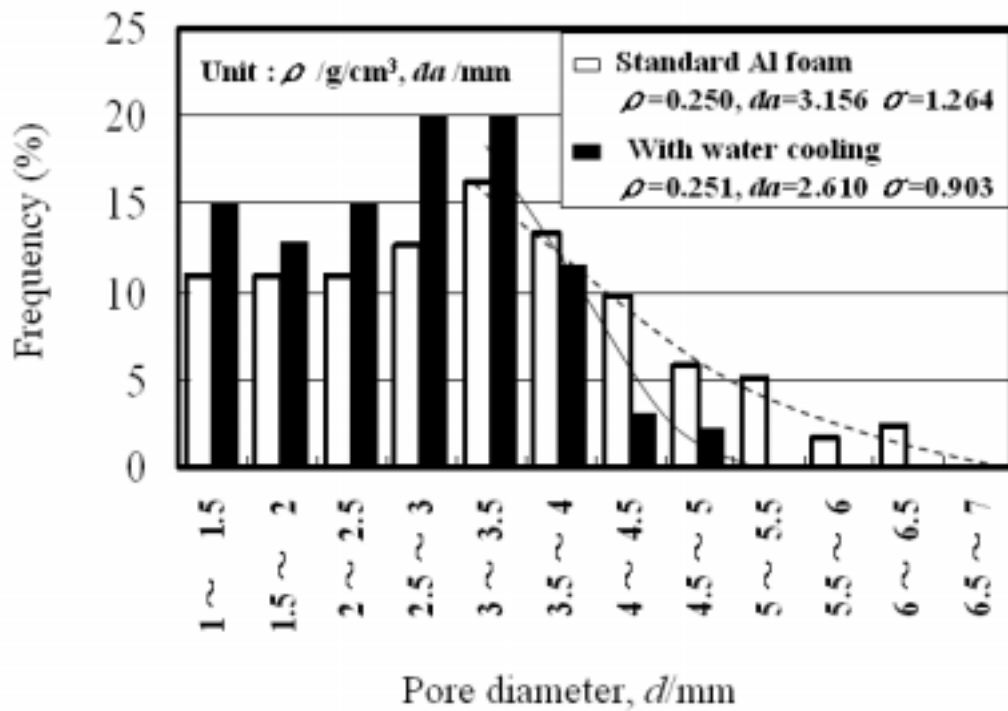


Fig. 2-13 Distribution of pore size in Al foams with different cooling rates.

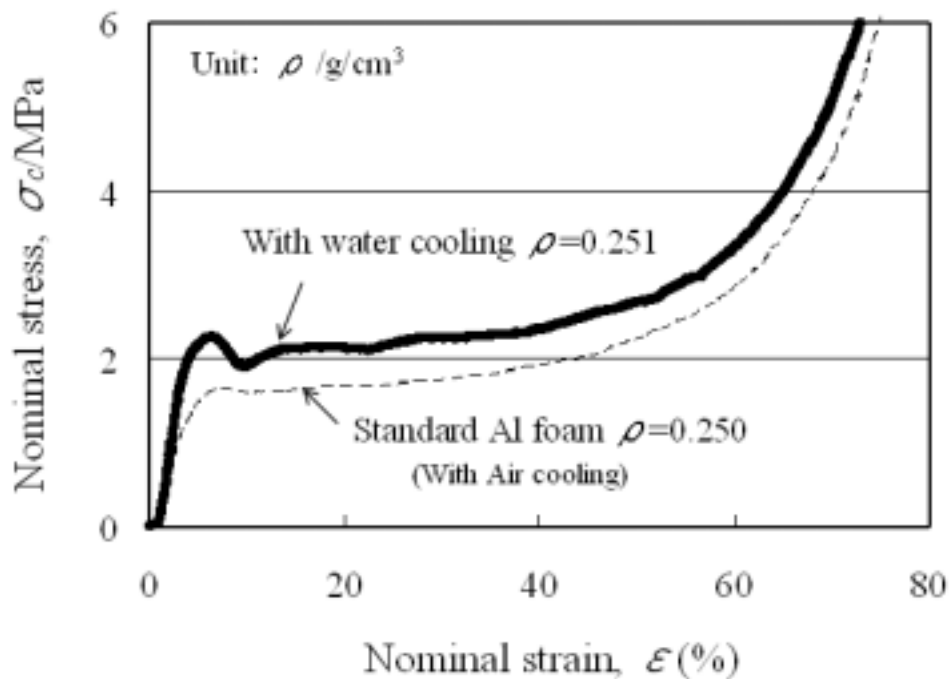


Fig. 2-14 Compressive stress-strain curves of Al foams with different cooling rates.

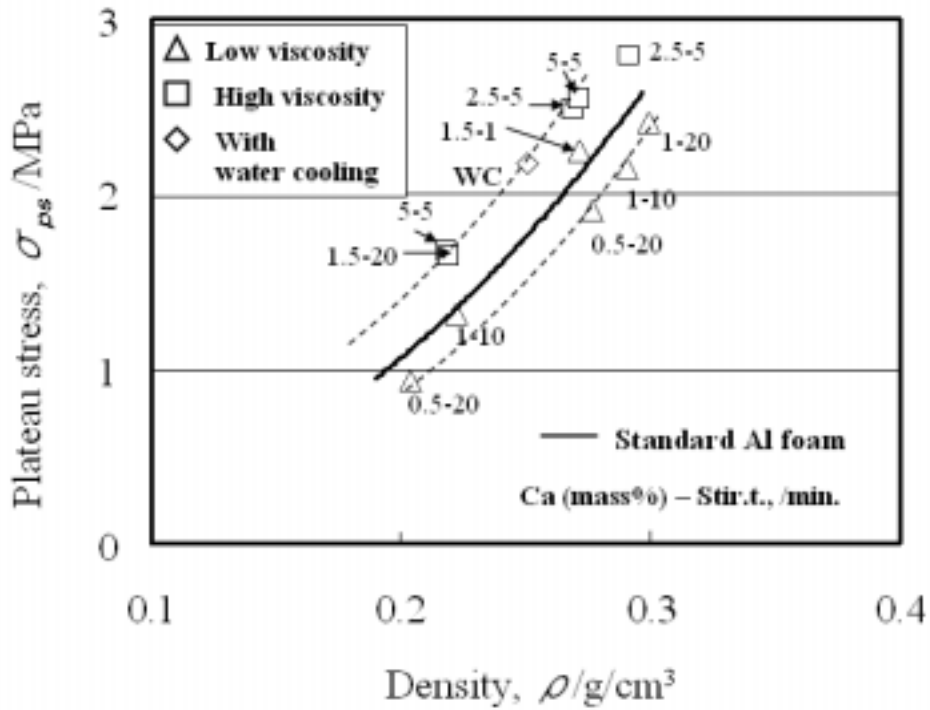


Fig. 2-15 Relation between density and plateau stress of Al foams.

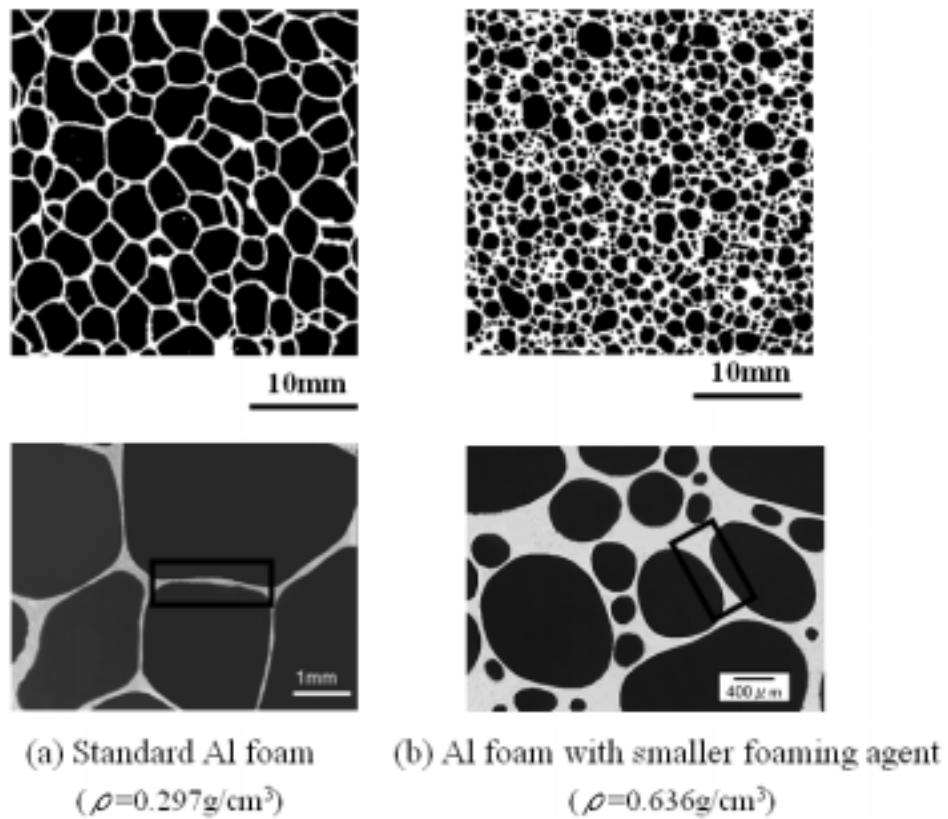


Fig. 2-16 Cell structure of Al foams with different sizes of foaming agent.

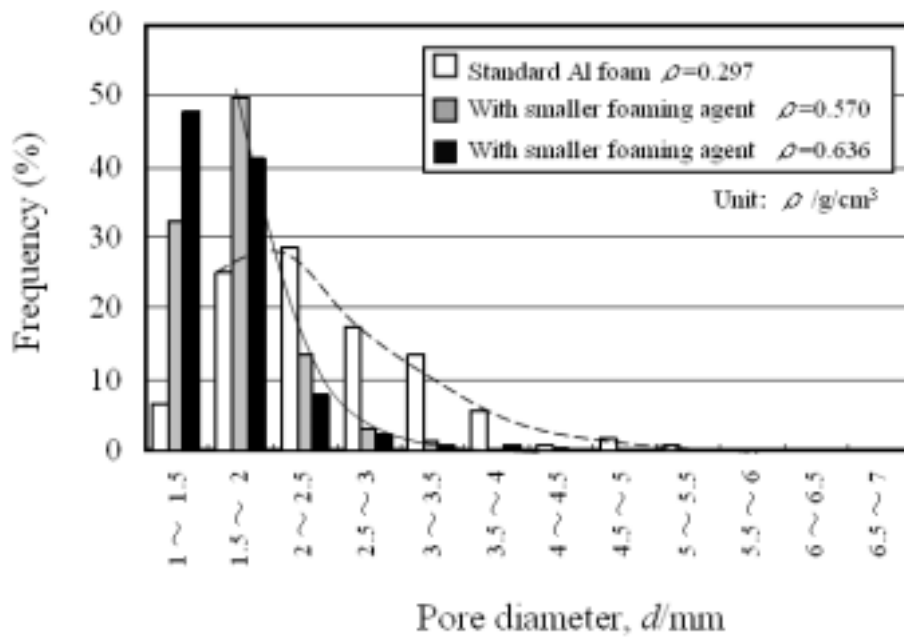


Fig. 2-17 Distribution of pore size of Al foams with different sizes of foaming agent.

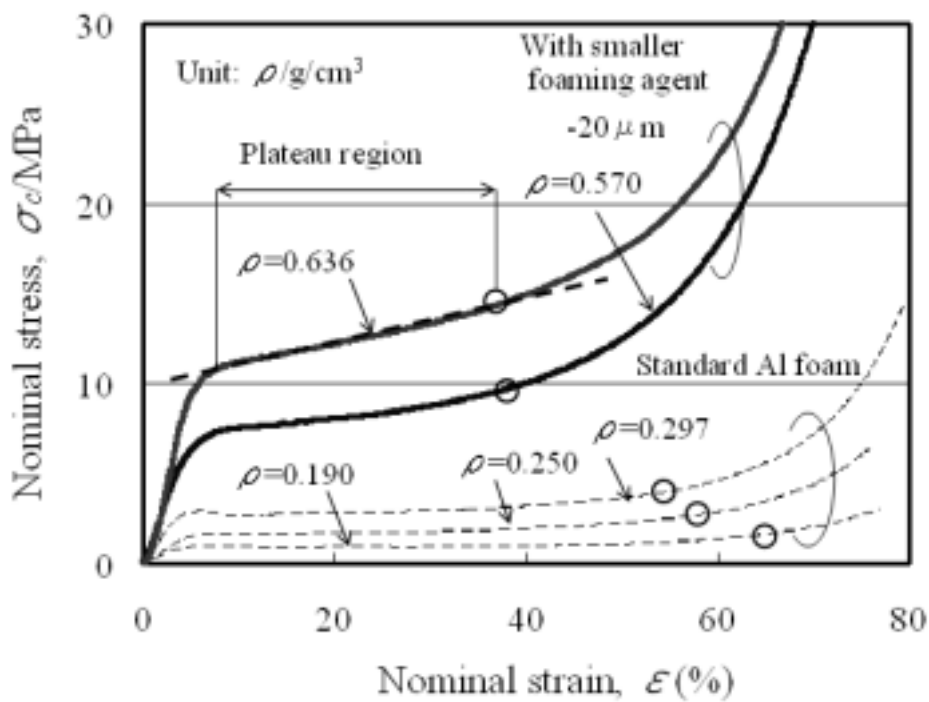


Fig. 2-18 Compressive stress-strain curves of several density Al foams with different sizes of foaming agent.



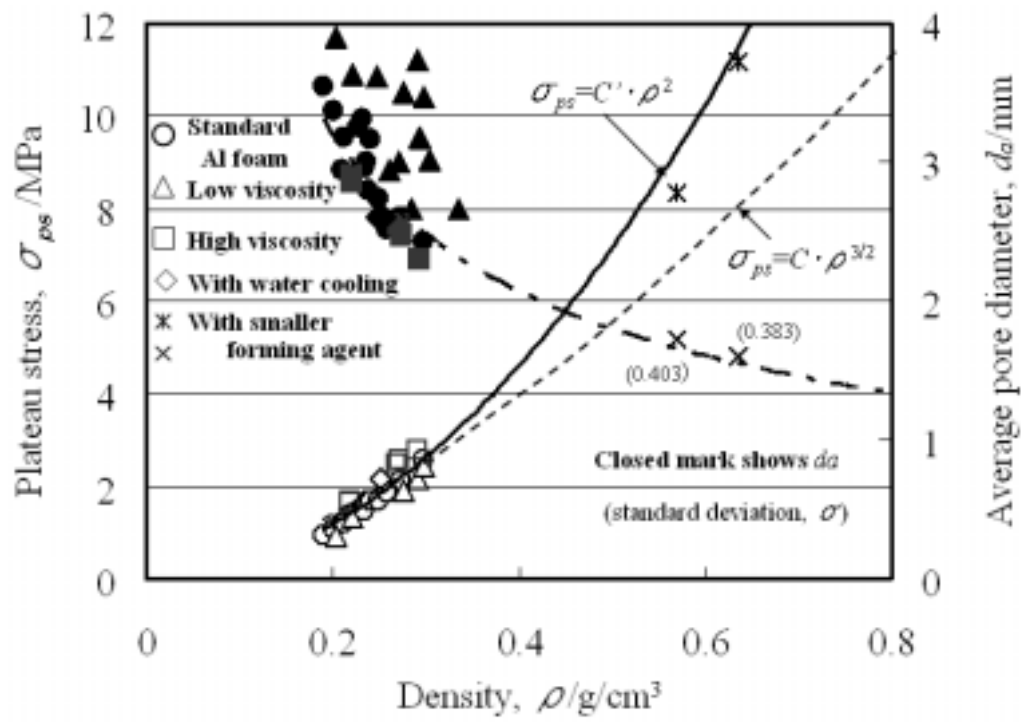


Fig. 2-19 Relation between density and plateau stress of Al foams.

## 第3章 圧縮特性に及ぼす合金添加の影響

### 3.1 緒言

溶湯発泡法<sup>1)</sup>によるクローズドセル構造のポーラスアルミニウムは純アルミニウムを基本とした組成であり、機械的特性が要求される構造部材として工業利用を展開するためには、高強度化やそれに伴うさらなる軽量化効果の向上が望まれている。

一般のアルミニウム合金において最も高強度な Zn-Mg 析出強化アルミニウム合金は、溶湯法ポーラスアルミニウムにおいても圧縮強度の向上がなされるとの報告<sup>2),3)</sup>があるが、特定の亜鉛やマグネシウム添加量のものであり、各元素の添加量が圧縮特性に及ぼす影響の詳細や適切な添加量についての検討は行われていない。また、本論文とは異なる増粘法や発泡助剤を用いた溶湯発泡法による 7075 ポーラスアルミニウム合金の熱処理後の圧縮強度について報告<sup>4)</sup>されているが、本溶湯発泡法の組成での亜鉛、マグネシウム添加量が及ぼす熱処理後の組織やセル硬度が及ぼす圧縮変形特性への影響の検討は行われていない。

そこで本研究では、溶湯発泡法における亜鉛、マグネシウム添加量や熱処理、および、これらの因子による比重やセル壁の組織および硬度の変化が、圧縮強度や圧縮応力-ひずみ曲線に及ぼす影響を系統的に解明した。

### 3.2 実験方法

#### 3.2.1 供試材の作製

第2章で示した増粘剤(Ca)の添加量を 1.5mass%(以降, mass 省略)、増粘攪拌時間を 5 分、発泡助剤(TiH<sub>2</sub>)の粒子径を 45 μm 以下、添加量を 1.5%の条件で作製した純アルミニウムを基本とした組成の標準供試材(以降、純アルミニウムポーラス材と呼ぶ)に対して、圧縮特性向上に適切な亜鉛、マグネシウムの合金添加量の検討を目的に増粘溶湯(Al-1.5%Ca)中に、これらを添加することで合金化し、発泡助剤(1.5%TiH<sub>2</sub>)を添加・攪拌することで発泡膨張させ、強制空冷によりポーラスアルミニウム合金供試材を

得た。

アルミニウム溶湯への亜鉛やマグネシウムなどの合金成分の添加は、その量により固相線温度が低下する。特にマグネシウム添加による固相線温度の低下は顕著であることから、発泡助剤を添加・攪拌する発泡温度は、形成した気孔の保持を目的に、その成分添加量から推定される固相線温度から 5K だけ高い条件で行った。他の条件は純アルミニウムポーラス材と同様である。

固溶強化の圧縮特性への影響調査を目的にアルミニウム増粘溶湯に亜鉛を単独で 5.0%、10.0%、マグネシウムを単独で 0.3% 添加した固溶強化ポーラスアルミニウム合金供試材を作製した。また、析出強化による圧縮特性の向上に寄与する適切な亜鉛とマグネシウムの組合せ添加量を検討するために、マグネシウム添加量 0.3% に対して亜鉛を 5.0%、10.0% 添加したもので、および、亜鉛添加量 10.0% に対してマグネシウムを 0.3~3.0% 添加した Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金供試材を作製した。

### 3.2.2 圧縮試験および硬度測定方法

鋳型内で凝固後の供試材ブロック中心部から 50mm 角の立方体試験片を採取して、比重の計測、圧縮試験を行った。Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金供試材では、圧縮試験片に熱処理（溶体化時効処理）を施した圧縮試験も行った。比重の計測は、電子天秤（精度 0.1mg）による試験片重量測定とノギスによる試験片寸法測定から求めた。圧縮試験はインストロン社製 4204 型 50kN 万能試験機、圧縮速度 5mm/分で行い、ロードセルおよびクロスヘッド変位量から荷重-変位曲線を得た。この荷重-変位曲線から、荷重を初期の試験片断面積、変位を初期の試験片高さで除して圧縮応力-ひずみ曲線にした。また、硬度の上昇および熱処理の効果を確認するため、硬度測定および組織観察を行った。硬度測定にはビッカース式硬度計を用い、負荷荷重 0.05N、保持時間 15 秒でセルのノード部を測定した。TEM 観察は、Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金供試材から採取した薄板（200  $\mu\text{m}$ ）を硝酸アルコールによる電解研磨でさらに薄膜化し、そのサンプルを明視野法で行った。

### 3.3 実験結果および考察

#### 3.3.1 固溶強化成分 (Zn, Mg) の影響

工業用純アルミニウムの硬度は 20Hv , 純アルミニウムポラス材 (Al-1.5%Ca-1.5%Ti: 以降の供試材の Ca , TiH<sub>2</sub> 添加量は同量に付き , 記載省略) は 47Hv であった . Al-5.0%Zn ポラス材は 47Hv , Al-10.0%Zn ポラス材が 53Hv , Al-0.3%Mg ポラス材は 47Hv であり , これらの固溶強化元素を加えても純アルミニウムポラス材との硬度差は見受けられず , 亜鉛は 10.0%と多く添加してもわずかな硬度上昇しかしなかった .

Fig. 3-1 に Al-5.0% , Al-10.0%Zn および Al-0.3%Mg ポラス材の圧縮応力-ひずみ曲線を示す . 同図中に , ほぼ同比重の純アルミニウムポラス材の圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した . 本論文では , 降伏以降で圧縮応力が急激に増加する緻密化変形を開始するまでの部分をプラトー領域と定義した . Fig. 3-1 より , 亜鉛やマグネシウムの単独添加による固溶強化では , いずれの供試材も同比重の純アルミニウムポラス材と比べて , 硬度と同様に圧縮強度の向上は見られず , Al-10.0%Zn では , 亜鉛添加量を増加させたにもかかわらず Al-5%Zn ポラス材との圧縮強度の向上も見られない . また , Al-10.0%Zn ポラス材はほぼ同比重の純アルミニウムポラス材や Al-5.0%Zn , Al-0.3%Mg ポラス材と比べて , プラトー領域で応力変動している . Fig. 3-2 に純アルミニウムポラス材と Al-10.0%Zn ポラス材の 80%変形後の状態写真を示す . 同図下段の Al-Zn-Mg ポラスアルミニウム合金材については後述する . 純アルミニウムポラス材はセル壁の延性的な屈曲による圧縮変形であったが , Al-10.0%Zn ポラス材はわずかではあるが試験片外表面のセル壁が脆性的な破壊により脱落し , 純アルミニウムポラス材とは圧縮過程の変形挙動に違いがあることがわかる . すなわち Al-10.0%Zn ポラス材はその亜鉛添加からセル壁の延性低下が影響し , プラトー領域で応力変動したと思われる .

#### 3.3.2 亜鉛-マグネシウム析出強化 (Zn 添加量) の影響

一般の Al-Zn-Mg アルミニウム合金の亜鉛添加量は 7%未満である . Fig.

3-4 にマグネシウム添加量 0.3% 対して亜鉛添加量 5.0%, 10.0% の Al-Zn-0.3%Mg ポーラスアルミニウム合金材の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。同図中に、ほぼ同比重の純アルミニウムポーラス材の圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した。Al-5.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材 (50Hv) では、ほぼ同比重の純アルミニウムポーラス材 (47Hv) と比較して硬度や圧縮強度の向上はなく、Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材 (92Hv) では、ほぼ同比重の純アルミニウムポーラス材と比較してそれらが向上した。Fig. 3-4 に Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の TEM 観察結果を示す。同図より、少量のマグネシウム添加でも強度向上に有効な析出物が観察されたことから、少量のマグネシウム添加で硬度と圧縮強度を向上させるには 5% よりも多い亜鉛添加量が有効であることがわかる。また、Fig. 3-3 より、Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材は同比重の純アルミニウムポーラス材と比較してプラトー領域が長く、プラトー領域で大きく応力変動していることがわかる。Fig. 3-2 下段左に Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の 80% 変形後の状態写真を示す。やはりセル壁の延性低下が影響して、Al-10Zn ポーラス材よりも試験片外表面でのセル壁の脆性的な破壊が顕著になったことからプラトー領域が長く、プラトー領域内での応力変動が大きくなったと思われる。

### 3.3.3 亜鉛-マグネシウム析出強化 (Mg 添加量) の影響

Fig. 3-5 に、亜鉛添加量 10.0% に対してマグネシウム添加量 0.3% ~ 3.0% のポーラスアルミニウム合金材 (NT) の硬度分布を示す。同図中の HT ( ) で示した熱処理を施した Al-10.0%Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金材の硬度分布については後述する。同図より、マグネシウム添加量の増加により硬度向上するが、1.0% 程度で硬度上昇が飽和し、1.5% 以上ではほぼ一定の硬度となることがわかる。

Fig. 3-6 に Al-10.0%Zn-1.5%Mg と Al-10.0%Zn-3.0%Mg 発泡ブロックの断面写真を示す。Al-10.0%Zn-1.5%Mg ポーラス材の発泡ブロック断面上部にはバンド状になったセル崩壊が見受けられる。Al-10.0%Zn-3.0%Mg ポーラス材ではこのセル崩壊がさらに促進し、重力の作用によってついには

ブロック中心部が崩落したと思われる。マグネシウムはその添加量によりアルミニウム溶湯の表面張力を大きく低下<sup>3),5),6)</sup>させることから、気孔の生成や成長に悪影響を及ぼすものと思われる。また、Fig. 3-7 にほぼ同比重の純アルミニウムポーラス材および Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の断面写真と平均気孔径  $d_a$  を示す。同図より、Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材は発泡温度を下げて早期に固相領域に達したにも関わらず、Mg 添加により表面張力が低下することで純アルミニウムポーラス材よりも若干気孔が大きくなったと思われる。一般の Al-Zn-Mg アルミニウム合金のマグネシウム添加量は 3%未満であるが、3.0%Mg の添加では健全なブロックが得られなかったことや、1.5%Mg 添加のポーラス材とほぼ同硬度であり圧縮強度の向上に期待できないことから、以下ではマグネシウム添加量 1.5%以下のポーラス材の圧縮特性について検討した。

Fig. 3-8 に亜鉛添加量 10.0%に対してマグネシウム添加量 0.3%~1.5%のほぼ同比重の Al-10.0%Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金材の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。同図中に、ほぼ同比重の純アルミニウムポーラス材の圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した。同図より、Al-10.0%Zn-1.0%Mg、Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の順で圧縮強度は高く、ほぼ同比重の純アルミニウムポーラス材と比較して圧縮強度が向上していることがわかる。しかし、マグネシウム添加量を増加させた Al-10.0%Zn-1.5%Mg ポーラス材の比重は Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材よりも大きい、圧縮強度は小さくなっており、同比重の純アルミニウムポーラス材との圧縮強度の差もわずかとなっている。Fig. 3-9 に Al-10.0%Zn-0.3%Mg と Al-10.0%Zn-1.5%Mg ポーラス材の SEM 観察結果を示す。EDX 分析から、Fig. 3-9 の白色部は Zn-Ca 化合物、薄灰色部は Zn-Ca-Ti-Mg 化合物であり、マグネシウムが増すと Zn-Ca 化合物周辺の Zn-Ca-Ti-Mg 化合物が大きくなっている。また、マグネシウム添加量の増加に伴う固層線温度の低下により、発泡助剤投入温度を下げて凝固させたためにセル壁内に微小気孔が多く、セル壁表面の荒れも大きくなっていると思われる。マグネシウム添加量の多い Al-10.0%Zn-1.5%Mg ポーラス材では硬度は上昇するものの、これらの化合

物によるセル壁の延性低下および化合物の粗大化が大きく影響し、圧縮強度が低下したと思われる。また、マグネシウム 1.0%添加量以上での硬度飽和や発泡溶湯制御の観点からも 1.5%のマグネシウム添加量は過剰であると思われる。Fig. 3-10 に Al-10.0%Zn-1.0%Mg の組成で比重の異なるポーラス材の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。純アルミニウムポーラス材は比重の増加に伴って圧縮強度が向上することは知られて<sup>(3)</sup>おり、同図中に、Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の上下限に相当する比重における純アルミニウムポーラス材の圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した。同図より、Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材でも比重の増加に伴って圧縮強度は向上する一方、純アルミニウムポーラス材とは異なってプラトー領域が長く、比重の上昇と共にプラトー領域での応力変動が大きくなるのがわかる。Fig. 3-2 に示したように、マグネシウム添加量が増加するとセル壁の脆性的な破壊がさらに顕著になるが、比重の増加に伴う圧縮強度の向上によって脆性破壊による応力変動が顕著に現れるものと思われる。

#### 3.3.4 熱処理の影響

Fig. 3-11 に Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の溶体化処理(773K×24 時間)後の時効処理条件と硬度の関係を示す。同図より、Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材は、同成分系のバルク材での結果と同様に、溶体化処理後 398K×16 時間の時効処理条件において最高硬度が得られたことから、全ての Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金材に同様の熱処理を施した。Fig. 3-5 に、亜鉛添加量 10.0%に対してマグネシウム添加量 0.3~3.0%の熱処理を施した Al-10.0%Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金材 (HT)と、熱処理を施していないもの (NT)の硬度分布を示す。同図より、熱処理の有無によらずマグネシウム添加量の増加により硬度向上し、マグネシウム添加量 1.0%以上では熱処理の有無により硬度差が生じるが 1.5%程度でいずれの硬度もほぼ一定値になる。Fig. 3-12 に亜鉛添加量 10.0%に対してマグネシウムを添加量 0.3~1.5%の熱処理を施した Al-10.0%Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金材(HT)の TEM 観察結果を示す。マグネシウム添加量の増加に伴って析出物が小さくなり、その数密度が多くなっていることがわかり、硬度

の変化と対応している。

Fig. 3-13 に亜鉛添加量 10.0% に対してマグネシウム添加量 0.3% ~ 1.5% の熱処理を施した Al-10.0%Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金材 (HT) と、ほぼ同比重の熱処理を施していないもの (NT) の圧縮応力-ひずみ曲線を示す。いずれのマグネシウム添加量においても、熱処理の有無により圧縮応力-ひずみ曲線に大きな違いは見受けられない。そして、Al-10.0%Zn-1.5%Mg ポーラス材の圧縮強度が最も低いことがわかる。Fig. 3-14 に熱処理を施した Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材 (139Hv) で比重の異なる試料の圧縮応力-ひずみ曲線を、ほぼ同比重の熱処理を施していないもの (113Hv) と比較して示す。同図より、比重の増加に伴って圧縮強度は増加するが、やはり比重が異なっても熱処理による圧縮応力-ひずみ曲線の違いや圧縮強度の向上は見受けられなかった。ポーラスアルミニウムの圧縮変形はセル壁の座屈変形や曲げ変形によるもので、その変形特性にはセル壁の材質以外に、気孔径、気孔形状、セル壁厚さなどセル形態が大きく影響する。従って、熱処理によるセル壁の硬度の上昇にもかかわらず、圧縮特性への効果は小さかったものと思われる。

添加元素や熱処理に伴う硬度の変化と圧縮強度の関係を整理するため、Fig. 3-15 にほぼ同比重の Al-10.0%Zn-Mg ポーラス材について硬度とプラトー応力の関係を示す。なお本論文では、20 ~ 30% 変形時の圧縮応力の平均値をプラトー応力と定義した。マグネシウム添加量の増加と熱処理によるセル壁の硬度向上によってプラトー応力は増加するが、120Hv 程度でセル壁の延性低下と Fig. 3-9 で示した化合物の存在が影響し、プラトー応力の向上は飽和している。しかし、マグネシウム添加量の多い Al-10.0%Zn-1.5%Mg では、硬度に関係なくプラトー応力は大きく低下し、ほぼ一定値となっている。

Fig. 3-16 は、Fig. 3-1, 3, 8, 10, 13, 14 の各試験片の圧縮応力-ひずみ曲線におけるプラトー応力を各試験片の比重に対して整理したものである。固溶強化合金 (Zn, Mg) 添加材のプラトー応力は、純アルミニウムポーラス材のプラトー応力およびその比重の増加による延長上であるため圧縮強



度の向上はなく、で示した熱処理なしの Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材 (NT) のプラトー応力は純アルミニウムポーラス材のその約 1.7 倍に向上し、で示した熱処理あり (HT) との差は少なく、で示した熱処理なしの Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材 (NT) のプラトー応力は純アルミニウムポーラス材のその約 2 倍に向上し、で示した熱処理あり (HT) との差は少ないことがわかる。Al-10.0%Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金のプラトー応力は、今回試験した比重範囲では一般に認められているはっきりとした累乗則ではないが、比重の増加に伴って単調増加することがわかる。

### 3.4 結 言

アルミニウム増粘溶湯に亜鉛とマグネシウムの添加量を変えた溶湯発泡法における Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金の圧縮強度や圧縮応力-ひずみ曲線への影響を調査した結果、次の結論が得られた。

1. 亜鉛やマグネシウムの単独添加による固溶強化 (Al-Zn, Al-Mg) ポーラスアルミニウム合金では圧縮強度の向上効果は少ない。
2. マグネシウムの添加によって表面張力が低下するため、添加量 3.0% の Al-10.0%Zn-3.0%Mg ポーラスアルミニウム合金ブロック中心部分が崩落した。
3. 合金化による硬度の上昇に伴うセル壁の延性低下により、脆性的な破壊を伴う圧縮変形となるためにプラトー領域が長くなり、プラトー領域での応力変動が生じる。
4. 熱処理による圧縮強度の向上効果は少ない。
5. 亜鉛やマグネシウムの添加量を増やすことによって硬度は上昇するが、過剰な添加による化合物の粗大化が起こり、圧縮強度は硬度 120Hv 程度で極大値を取るものと思われる。
6. 圧縮強度を比重とプラトー応力で表わせば、Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材で純アルミニウムポーラス材の約 1.7 倍、Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材で約 2 倍の圧縮強度が得られ、比重の増加に伴ってこれらのプラトー応力は単調に増加する。

## 参考文献

- 1) M. F. Ashby, A. G. Evans, N. A. Fleck, L. J. Gibson, J. W. Hutchinson and H. N. G. Wadley, Metal Foams, A Design Guide, (Butterworth-Heinemann, USA, 2000).
- 2) T. Miyoshi, T. Mukai, K. Higashi: Mater. Trans. JIM **43**(2002)7, pp.1778-1781.
- 3) T. Miyoshi: S. Hara, T. Mukai, K. Higashi: Mater. Trans. JIM, **42**(2001)10, pp.2118-2123.
- 4) P. H. Thornton and C. L. Magee: Metall. Trans. A **6A**(1975), pp.1253-1263.
- 5) G. Lang: ALUMINIUMU **49**(1973), pp.231-238.
- 6) 楊 錦成, 中江秀雄, アルミニウム合金の凝固過程における発泡機構, 鑄造工学, 日本鑄造工学会, 72(2000)9, pp.593-598.

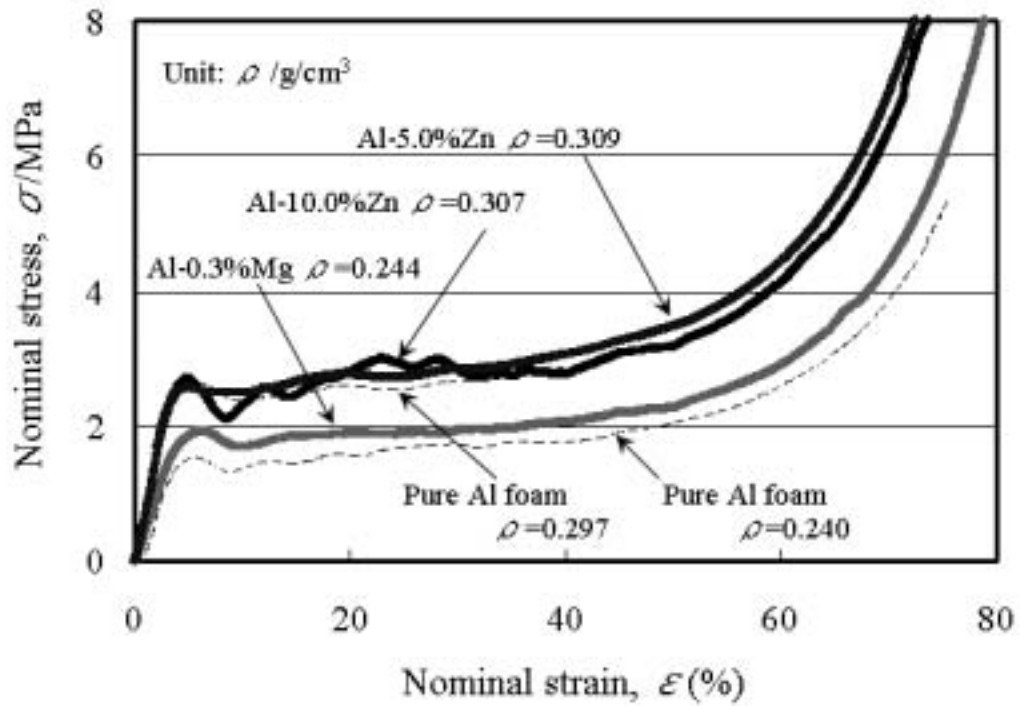


Fig. 3-1 Compressive stress-strain curves of Al-Zn and Al-0.3%Mg foams.

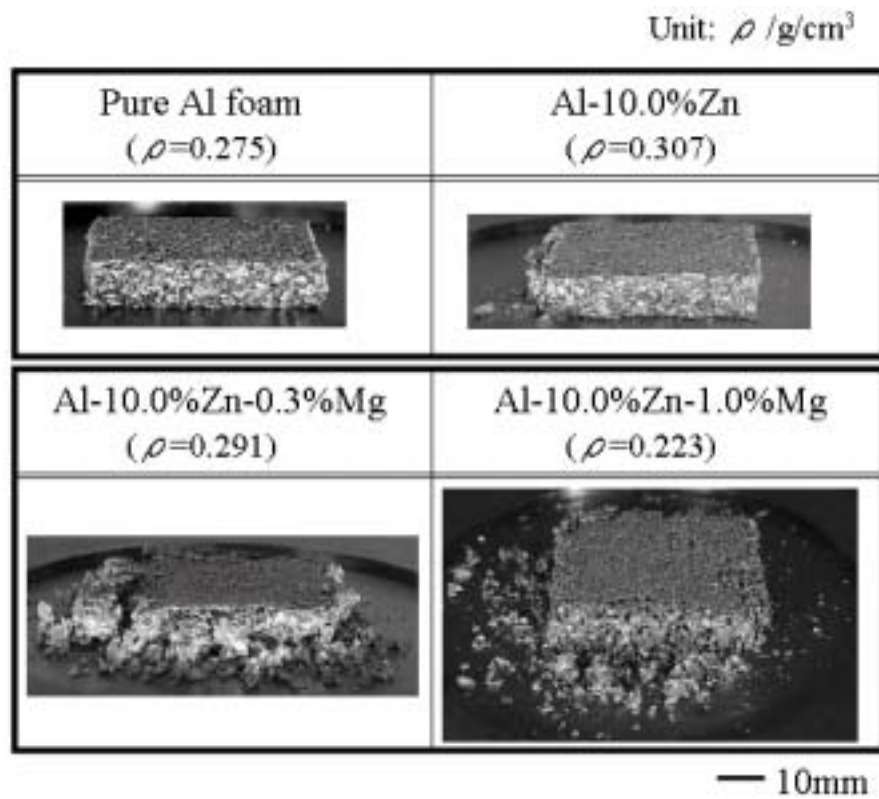


Fig. 3-2 Transformation photograph of Al alloy foams after 80% strain.

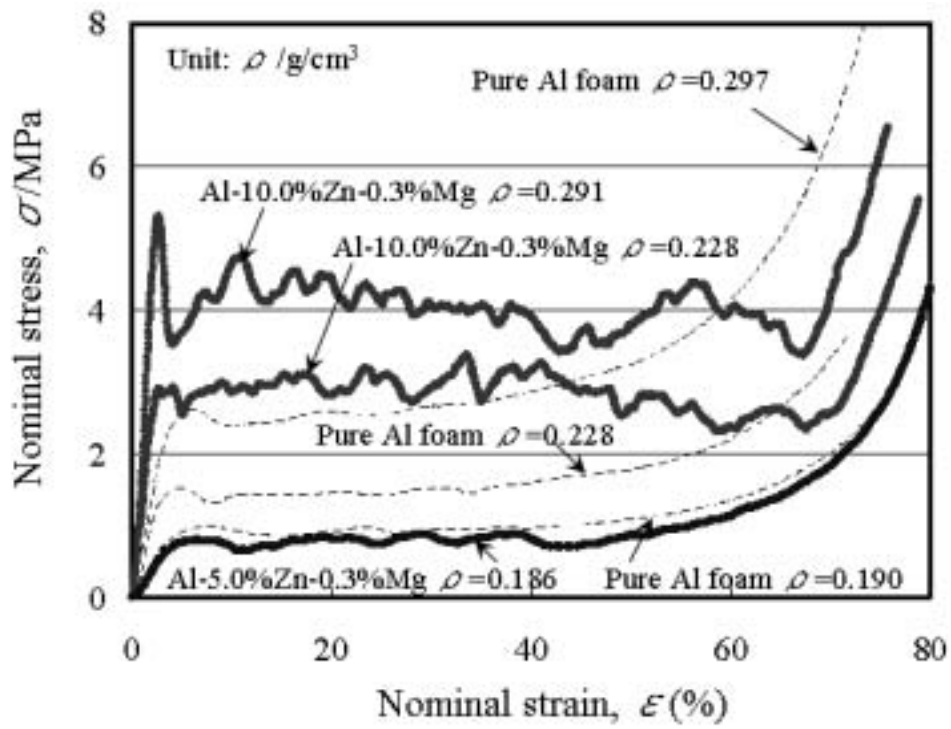


Fig. 3-3 Compressive stress-strain curves of Al -Zn-0.3%Mg foams with different Zn contents.

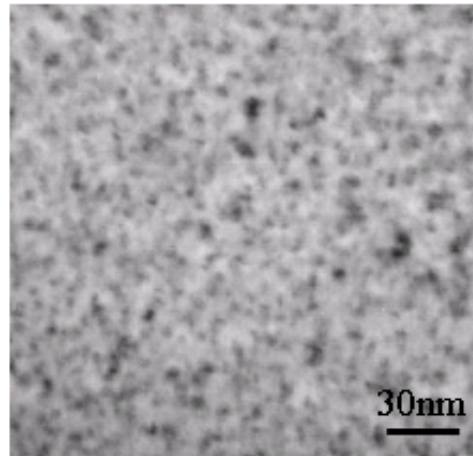


Fig. 3-4 TEM micrograph of Al-10%Zn-0.3%Mg

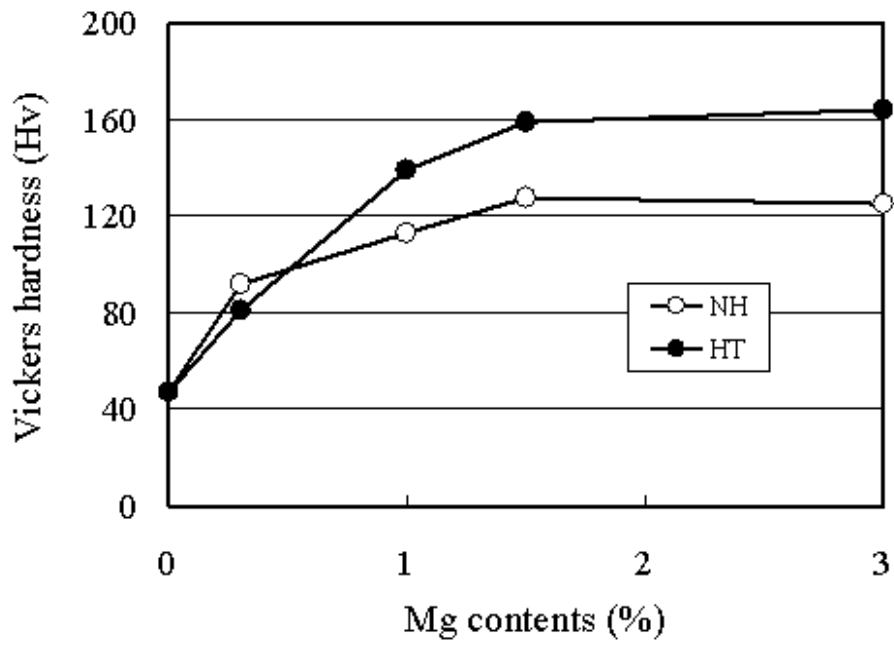
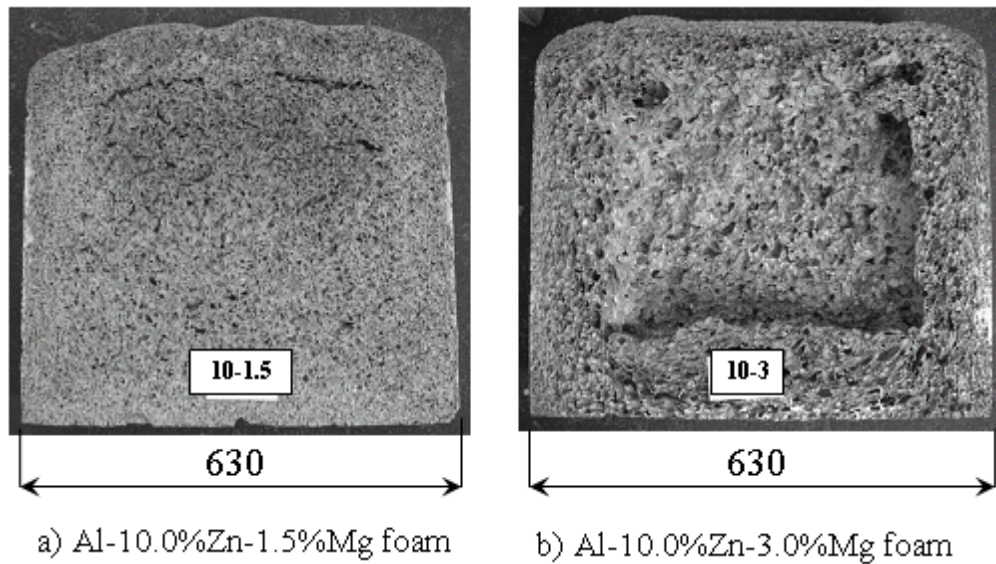


Fig. 3-5 Relationship between Al-10.0%Zn-Mg foams with different Mg contents and hardness.



a) Al-10.0%Zn-1.5%Mg foam

b) Al-10.0%Zn-3.0%Mg foam

Fig. 3-6 Cross section photograph of Al-10.0%Zn-Mg foamed blocks.

Unit:  $\rho$  /g/cm<sup>3</sup>, : Average pore diameter  $d_a$  /mm

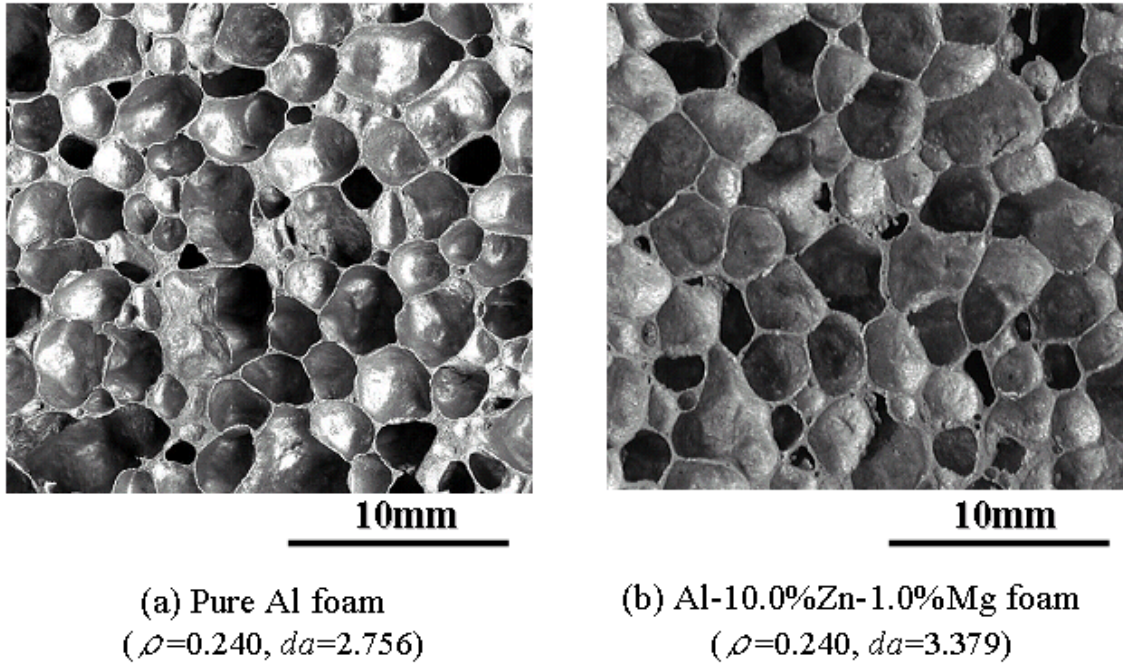


Fig. 3-7 Macrograph cell structure of Al foams.

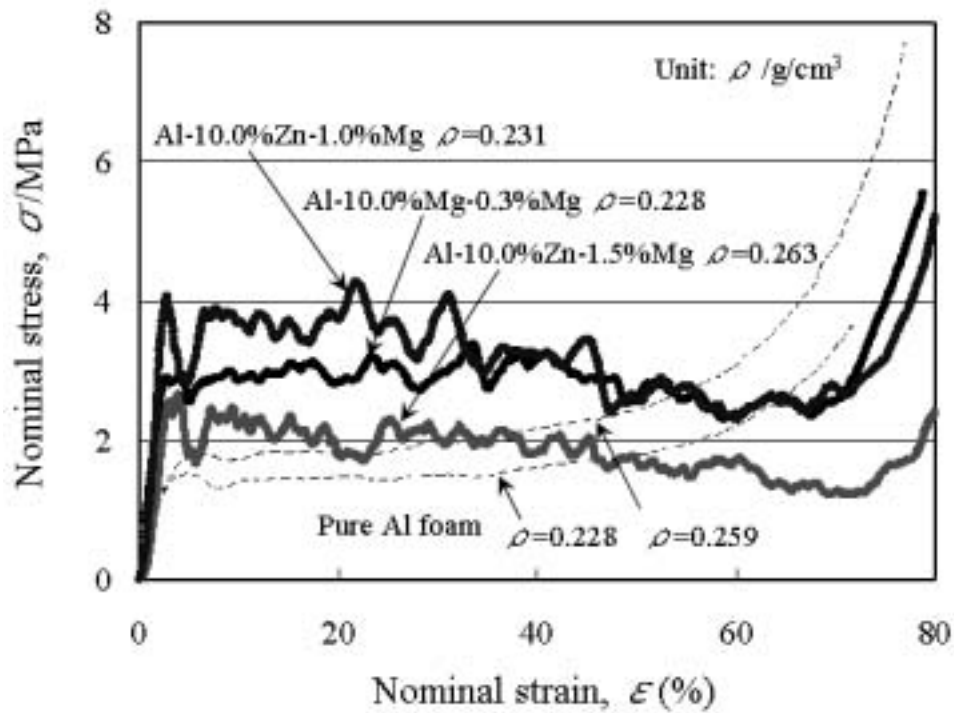


Fig. 3-8 Compressive stress-strain curves of Al -10.0%Zn-Mg foams.



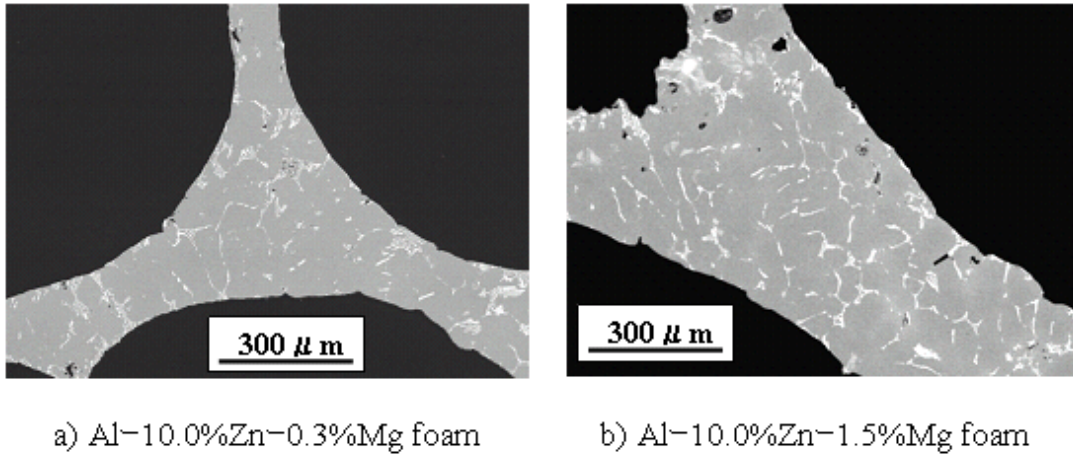


Fig. 3-9 SEM micrograph of Al-10.0%Zn-Mg foams.

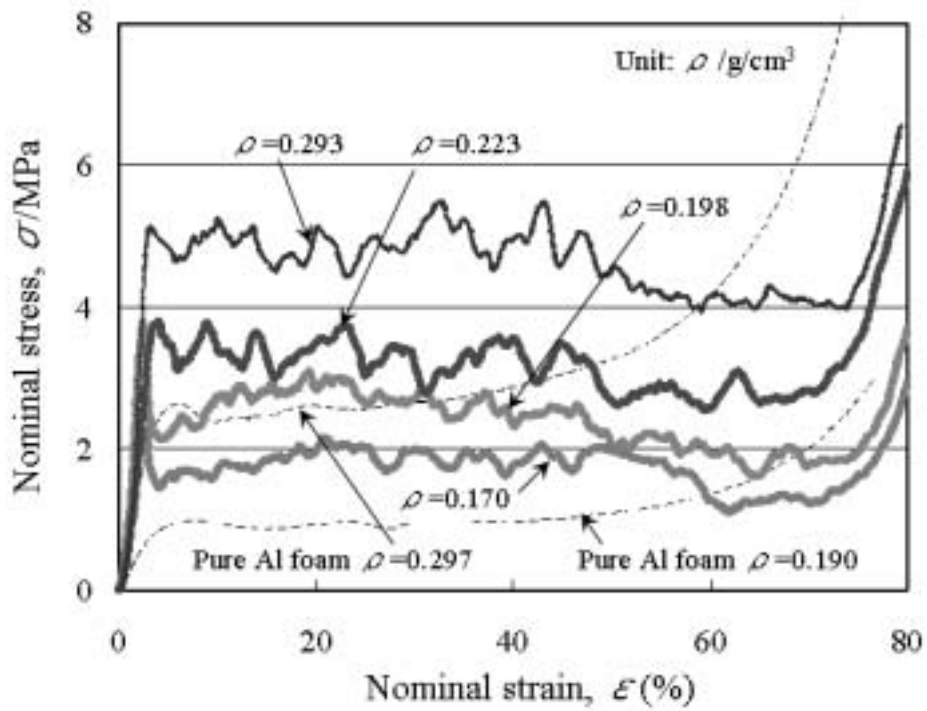


Fig. 3-10 Compressive stress-strain curves of Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam.

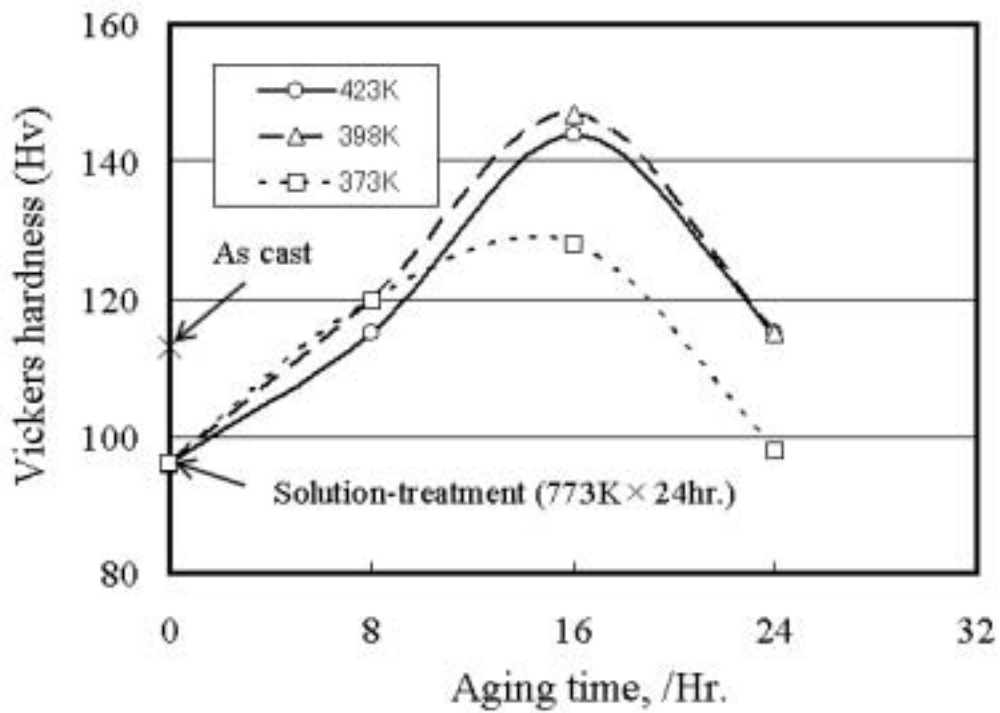


Fig. 3-11 Relationship between aging-treatment and hardness of Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam.

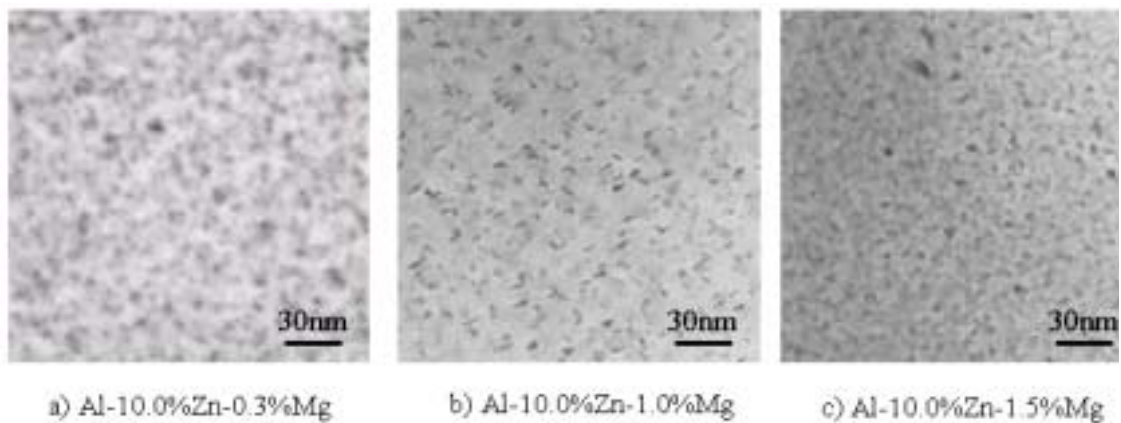


Fig. 3-12 TEM micrograph of Al-10.0%Zn-Mg foams with heat-treatment.



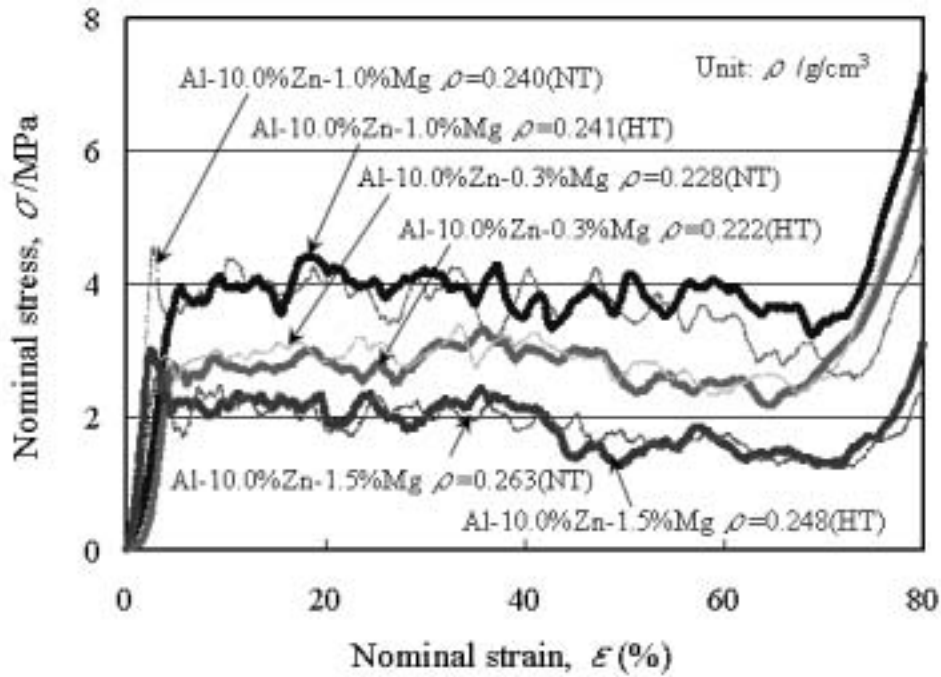


Fig. 3-13 Compressive stress-strain curves of Al-10.0%Zn-Mg foams with heat-treatment.

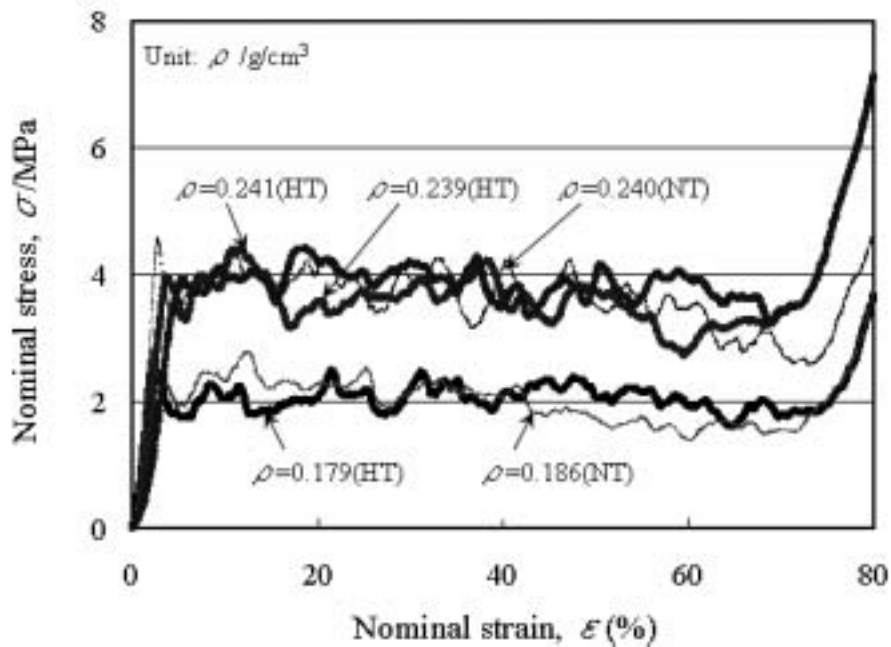


Fig. 3-14 Compressive stress-strain curves of Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam with heat-treatment.

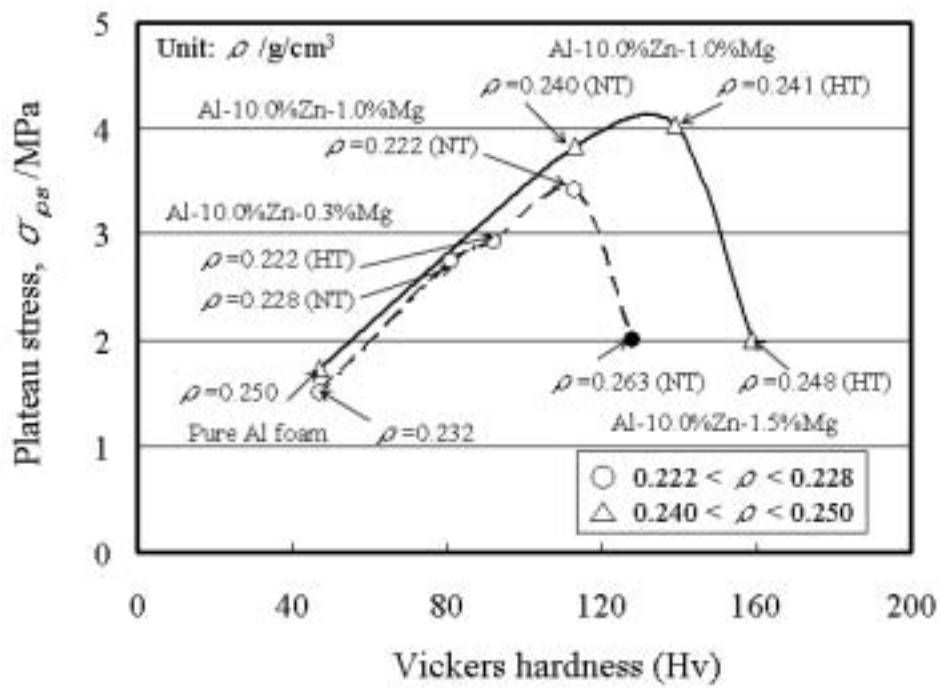


Fig. 3-15 Relation between hardness and plateau stress.

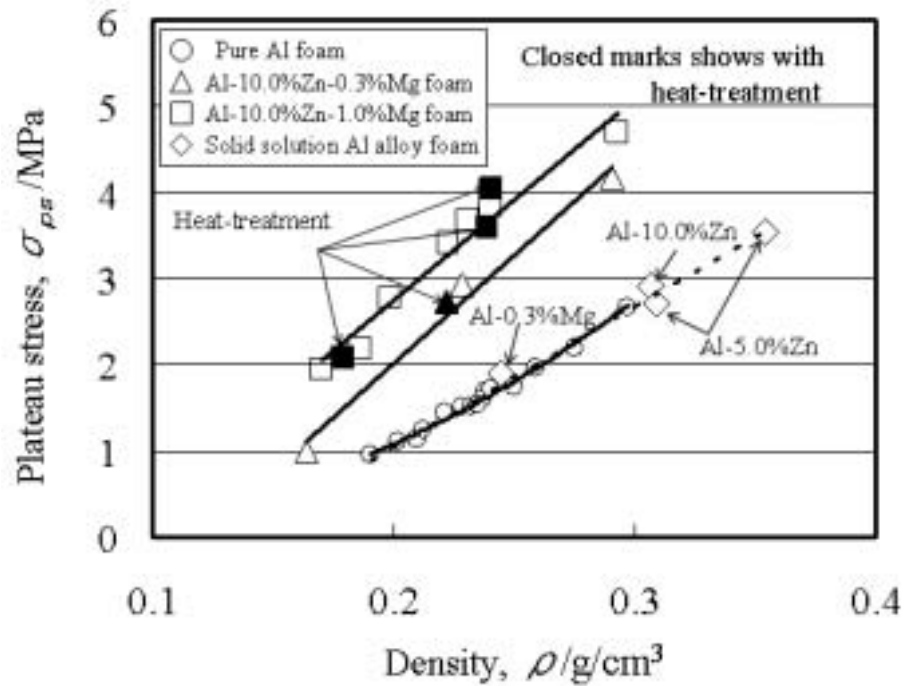


Fig. 3-16 Relation between density and plateau stress of Al alloy foams.

## 第4章 圧縮特性に及ぼすひずみ速度の影響

### 4.1 緒言

超軽量で、高エネルギー吸収性能<sup>1)</sup>を示すクロードセル構造のポーラスアルミニウムを、自動車などの車両、航空機など<sup>2)</sup>の衝撃エネルギー吸収性能が要求される構造部材として利用するためには、高強度化による軽量化効率の向上とその衝撃圧縮特性の把握が望まれている。

一般のアルミニウム合金(バルク材)の衝撃圧縮特性はひずみ速度の影響が少ない<sup>3)</sup>ことが知られている。ポーラスアルミニウムの静的な圧縮変形の素過程はセル壁の座屈や曲げによる局所変形であり<sup>4)</sup>、均一変形を前提としたアルミニウム合金バルク材の圧縮変形挙動とは異なるため、衝撃圧縮特性の把握が不可欠である。クロードセルポーラスアルミニウムの衝撃圧縮特性についての報告<sup>5),6)</sup>は、ポーラスアルミニウムと比べて高強度・高比重の硬質鋼棒を用いた低ひずみ域までの SHPB 法によるものであり、試験の評価精度やポーラスアルミニウムの材質、比重が及ぼす影響についての検討はなされていない。また、さまざまな材質の打撃、入・出力棒による SHPB 法での試験結果から、ポーラスアルミニウムとインピーダンス特性差が小さいナイロン打撃、入・出力棒を用いた SHPB 法による高精度評価方法については既に報告<sup>7)</sup>しているが、高ひずみ域での衝撃圧縮特性や冒頭に示したアプリケーションへの部材適用に対応する供試材寸法での衝撃圧縮特性やひずみ速度の影響についての詳細な検討は行っていない。

そこで本研究では、純アルミニウムを基本とした組成の溶湯法クロードセルポーラスアルミニウムおよびそのポーラスアルミニウム合金の衝撃圧縮特性を高ひずみ域まで高精度で計測できるナイロン打撃、入・出力棒を用いた SHPB 法と落錘式衝撃試験機を用いて、試験片寸法や比重、高強度合金化が及ぼす衝撃圧縮特性への影響について検討した。また、気泡内包ガスが及ぼす衝撃圧縮特性への影響を明らかにし、これらの影響因子の把握からクロードセルポーラスアルミニウムのひずみ速度影響や衝撃圧縮強度を系統的に明らかにした。

また、複雑中空形材内に未発泡溶湯を注湯後発泡させるニアネット発泡法を確立した。ニアネット発泡法で作製した供試材は、外表面がアルミニウム表皮で覆われており、この供試材を用いた静的および落錘式衝撃試験を行い、アルミニウム表皮が及ぼす圧縮特性への影響についても検討した。

## 4.2 供試材および実験方法

### 4.2.1 供試材

第2章で作製方法を説明した純アルミニウムを基本とした組成の標準供試材（以降、純アルミニウムポーラス材と呼ぶ）に対して、アルミニウム増粘溶湯中（Al-1.5%Ca）に、亜鉛、マグネシウムを添加することで合金化し、発泡させた第3章で示したAl-10.0%Zn-0.3%Mgポーラス材を供試材として得た。Fig. 4-1に供試材の断面写真を示す。

これらの供試材から、一辺の長さ  $17 \times 17 \text{ mm}^2$  の断面で高さ 13mm ( $17 \times 17 \times 13 \text{ mm}^3$ ) と一辺の長さ  $50 \times 50 \text{ mm}^2$  の断面で高さ 50mm の立方体 ( $50 \times 50 \times 50 \text{ mm}^3$ ) と  $70 \times 70$ ,  $100 \times 100 \text{ mm}^2$  の断面で高さ 100mm ( $70 \times 70 \times 100$  と  $100 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$ ) の静的および衝撃圧縮試験片を採取した。

Fig. 4-2 にニアネット発泡法によるポーラスアルミニウムの作製方法を示す。ニアネット発泡法は、アルミニウム増粘溶湯を発泡助剤 ( $\text{TiH}_2$ ) の添加と攪拌を行う槽に連続供給し、所定の出湯口から発泡溶湯を抽出する方法である。溶湯を受ける型はあらかじめ溶湯温度 (690 ) に予熱された炉内に設置しておき、溶湯を受けた後、そのまま炉内で所定の体積に膨れるまで保持する。型の予熱温度によって比重の調整が可能であり、予熱温度が低すぎると湯道がふさがれ、未充填となる。型の内面に離型剤を塗布しておくことにより、冷却後、発泡体を型から取り出すことが可能である。本方法によって、Fig. 4-3 に示すような複雑形状のニアネットのポーラスアルミニウムを得ることができる。Fig. 4-4 上図の左側の押湯部分に未発泡溶湯を移湯した後、押湯上部に蓋をし、発泡中の溶湯を右側の内側の断面寸法が  $50 \times 50$ ,  $70 \times 70 \text{ mm}^2$  で長さ 1200mm の長尺中空パイプ部で鑄造し、ポーラスアルミニウム角棒を作製した。Fig. 4-4 下図にニアネット

ト発泡法によって作製した断面寸法が  $50 \times 50$ ,  $70 \times 70 \text{mm}^2$  で長さ  $1200 \text{mm}$  のポーラスアルミニウム角棒の外観写真を示す。ブロックからの切り出した試験片は気孔が外表面で露出しているが、ニアネット・ポーラスアルミニウムは外表面が表皮で覆われている。これらの角棒を所定の長さに切断し圧縮試験片とした。Fig. 4-5 に落錘式衝撃試験を行った  $70 \times 70 \text{mm}^2$  の断面で高さ  $200 \text{mm}$  ( $70 \times 70 \times 200 \text{mm}^3$ ) の試験前の試験片外観と断面写真を示す。また、Fig. 4-6 に静的圧縮試験を行った  $50 \times 50 \text{mm}^2$  の断面で高さ  $50 \text{mm}$  ( $50 \times 50 \times 50 \text{mm}^3$ ) の試験前の試験片外観と断面写真を示す。比重の計測は、電子天秤(精度  $0.1 \text{mg}$ )による試験片重量測定とノギスによる試験片寸法測定から求めた。

#### 4.2.2 圧縮試験方法

静的圧縮試験は、インストロン社製万能試験機、ひずみ速度  $1.5 \times 10^{-3} / \text{s}$  で行い、ロードセルおよびクロスヘッド変位量から荷重-変位曲線を求めた。この荷重-変位曲線から、荷重を初期の試験片断面積、変位を初期の試験片高さで除して圧縮応力-ひずみ曲線にした。

Fig. 4-7 に示すナイロン打撃入・出力棒(共材)<sup>7)</sup>を用いた SHPB 法衝撃圧縮試験機を用いてポーラスアルミニウムの衝撃圧縮特性を評価した。また高ひずみ域までの動的特性把握を行うためにナイロン打撃棒長さを  $400 \text{mm}$  として SHPB 法による衝撃圧縮試験を行った。ナイロン打撃棒は  $25 \times 400 \text{mm}$  で、ナイロン入・出力棒は  $25 \text{mm} \times 1 \text{M}$  である。試験片は一辺の長さが  $17 \times 17 \text{mm}^2$  の断面で高さ  $13 \text{mm}$  ( $17 \times 17 \times 13 \text{mm}^3$ ) である。内容積  $0.1 \text{m}^3$  の空気タンク内で  $0.99 \text{MPa}$  に昇圧し、電磁バルブの開閉により打撃棒を発射管(滑走距離  $4.3 \text{M}$ )から発射する。発射速度は発射管出口の光電スイッチにより算出した。また、Fig. 4-8 に示すように、純アルミニウムポーラス材の閉気孔のセル壁に  $0.5 \text{mm}$  程度の無数の穴を開けた試験片を用いて、内包ガスが衝撃圧縮特性に及ぼす影響を検討した。

入・出力棒間に貼付したひずみゲージ出力から試験片のひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  やひずみ  $\epsilon$ 、応力  $\sigma$  を第1章の式(1-3)の一次元波動伝播理論を用いて算出し、圧縮応力-ひずみ曲線にした。

Fig. 4-9 に示す落錘式衝撃試験機を用いて部材適用に対応する供試材寸法や衝突時のひずみ速度でのポーラスアルミニウムの衝撃圧縮特性を評価した。落錘式衝撃試験のポーラスアルミニウム試験片は、 $70 \times 70 \times 100$  と  $100 \times 100 \times 100 \text{mm}^3$  である。ニアネット・ポーラスアルミニウム試験片は  $70 \times 70 \times 200 \text{mm}^3$  である。試験条件は、160kg の重錘を 11m 高さから自由落下させ、試験片への衝突時のひずみ速度が約  $53.5 \text{km/hr} (1.48 \times 10^2 / \text{s})$  で行った。試験片衝突時のひずみ速度および変形量はレーザ変位計により測定し、衝撃力は試験片直下に設置したロードセルから計測し圧縮応力-ひずみ曲線にした。

### 4.3 実験結果と考察

#### 4.3.1 静的圧縮特性

Fig. 4-10(a)に試験片寸法が異なりほぼ同比重のいくつかの純アルミニウムポーラス材の応力-ひずみ曲線を示す。図中の高比重の供試材では、ほぼ同比重でも試験片寸法の大きい  $100 \text{mm}^3$  立方体試験片の圧縮強度が最も高いことがわかる。Fig. 4-10(b)に試験片寸法が異なる Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の応力-ひずみ曲線を示す。合金化によるセル壁の高強度化に伴って延性が低下し、脆性的な破壊となることからプラトー領域が長く、プラトー領域内の応力変動が大きくなることが知られている<sup>4)</sup>。  $17 \times 17 \times 13 \text{mm}^3$  の小さな寸法の試験片では、圧縮初期の段階で大きな圧縮応力を示した後に低下し、プラトー領域内では長周期で大きく応力変動していることがわかる。合金化による強度上昇とそれによるセル壁のぜい化によって、応力変動が生じたものと思われる。純アルミニウムポーラス材の変形はセル構造の不均質性のため、一般に 3 から 4 セルの間隔の局所バンド<sup>8)</sup>で生じる。延性的な純アルミニウムポーラス材では、セル壁のひずみ硬化によって局所変形が次ぎのバンドに連続的に移行するため、応力-ひずみ曲線も安定している。しかしながら、Al-Zn-Mg ポーラス材のぜい性的なセル壁では、その強度から局所バンドでのひずみ硬化なく弾性崩壊し、以降、応力変動を伴って不連続に変形が進行する。さ

らに小さな試験片にとっては局所変形のバンド間隔は比較的に大きい  
ため、応力変動は小さな寸法の試験片で明瞭に現れる。これが小さな試験片  
では、静的圧縮試験においても圧縮初期の段階で大きな圧縮応力と急激な  
減少が現れる理由かもしれない。一方、さらに大きな試験片でのぜい性的  
な局所変形による応力変動は、そのバンド間隔と比較して大きな寸法であ  
ることで減少しているものと思われる。

Fig. 4-11(a)に試験片寸法が異なる純アルミニウムポーラス材の比重  
とプラトー応力の関係を示す。なお本論文では、降伏以降で圧縮応力が急  
激に増加する緻密化変形を開始するまでの部分をプラトー領域とし、全供  
試材の圧縮試験結果を統一的に比較するために、20～30%変形時の圧縮応  
力の平均値をプラトー応力と定義した。同寸法の試験片では比重の増加と  
伴にプラトー応力が増加することが知られている<sup>9)</sup>。また、ある程度の試  
験片寸法から圧縮強度の影響は少ないとの報告<sup>8),10)</sup>もある。しかし、  
Fig.4-11 (a)より比重の増加に伴って試験片寸法でプラトー応力に差が  
生じ、大きな寸法の試験片のプラトー応力が高くなっていることがわかる。  
純アルミニウムポーラス材のセル壁は柔らかく延性的な座屈や曲げ変形  
をすることが知られ<sup>4)</sup>ており、Fig. 4-1に示すように比重の増加に伴って、  
このセル壁が厚くなる。このセル壁が多く存在するほど座屈や曲げ変形抵  
抗が高くなり、大きい試験片でのプラトー応力が高くなるものと思われる。  
Fig. 4-11(b)に試験片寸法が異なる Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の比  
重とプラトー応力の関係を示す。試験片寸法に関わらず比重の増加に伴  
にプラトー応力が増加するが、試験片寸法によるプラトー応力の差が少な  
いことがわかる。Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材は圧縮によるセル壁の曲  
げ変形に対する延性が乏しいことから、純アルミニウムポーラス材に存在し  
た試験片の寸法効果が少なくなったものと思われる。

#### 4.3.2 SHPB 法での衝撃圧縮特性

Fig. 4-12(a)に SHPB 法による純アルミニウムポーラス材のノイズ除去  
なしでの動的圧縮応力-ひずみ曲線を示す。同図中には、ほぼ同比重で同  
試験片寸法の静的圧縮試験での圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した。

同図より，動的圧縮応力-ひずみ曲線は同比重の静的圧縮試験のそれよりも圧縮強度が増加していることがわかる． Fig. 4-12(b) に SHPB 法による Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラスアルミニウム合金の動的圧縮応力-ひずみ曲線を示す．同図中にはほぼ同比重の Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の静的圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した．比重が同じであれば圧縮初期の段階では静的圧縮応力-ひずみ曲線とほぼ同様の動的圧縮応力-ひずみ曲線を示し，比重の増加と共に動的圧縮応力は増加することがわかる．

#### 4.3.3 落錘式衝撃試験での圧縮特性

Fig. 4-13(a)に純アルミニウムポーラス材の落錘式衝撃試験による動的圧縮応力-ひずみ曲線を示す．同図中に，ほぼ同比重で同試験片寸法の静的圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した．比重の増加に伴って圧縮強度は増加し，衝撃試験における圧縮初期の段階での応力変動を除けば，静的圧縮試験の応力-ひずみ曲線は動的圧縮応力-ひずみ曲線の応力変動の下限値を示す曲線であることがわかる．

Fig. 4-13(b)に Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の  $100\text{mm}^3$  の立方体試験片における落錘式衝撃試験による動的圧縮応力-ひずみ曲線を示す．同図中に，ほぼ同比重の静的圧縮応力-ひずみ曲線を破線で併記した．同比重の Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材では，ひずみ量 50%以上から静的圧縮試験と動的圧縮試験の圧縮応力に差が生じている．上述のように，Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材のようなぜい性的なセル壁は，圧縮条件下で弾性崩壊する．Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材は，静的圧縮条件下ではセル壁が破壊し，外周からの脱落<sup>4)</sup>が生じたために緻密化が遅れ，低密度材ではプラトー域はさらに長くなる．しかしながら，動的圧縮条件下ではわずかな時間でポーラス材の衝突が終了する．このことから，純アルミニウムポーラス材と同じように破壊セル壁の脱落はなく，50%ひずみ量を越えたところで緻密化が開始される．

#### 4.3.4 プラトー応力に及ぼすひずみ速度の影響

Fig. 4-14(a)に SHPB 法と落錘式衝撃試験における純アルミニウムポーラス材の比重とプラトー応力の関係を示す．同図中には同試験片寸法の静



的圧縮試験での比重とプラトー応力の関係を破線で併記した。図中の( ) は  $17 \times 17 \times 13 \text{mm}^3$  試験片での SHPB 法を, ( , ) は落錘式衝撃試験の結果を示している。同図より, 比重の増加と共にプラトー応力は, 同比重の静的圧縮試験のそれに比べてどちらの衝撃試験結果でも約 1.3 倍に増加することがわかる。結果として, 衝撃圧縮試験でも静的圧縮試験結果と同様に, 試験片寸法の影響を受けるが, 各衝撃圧縮試験間でのひずみ速度依存性はほとんどないものと思われる。Fig. 4-14(b)に SHPB 法と落錘式衝撃試験における Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の比重とプラトー応力の関係を示す。同図中には静的圧縮試験での比重とプラトー応力の関係を破線で併記した。また, 図中の( ) は SHPB 法を, ( ) は  $100 \text{mm}^3$  立方体試験片での落錘式衝撃試験結果を示す。同図より, どちらの衝撃試験とも比重の増加と共にプラトー応力は静的試験のそれと同様に増加し, プラトー応力は同比重であればひずみ速度や試験片寸法の影響は少ないことがわかる。比較的ぜい性的な Al-Si 合金のクローズドセル壁では圧縮応力がひずみ速度依存性を示さないことが報告<sup>11)</sup>されている。Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材でのどちらの衝撃試験での動的圧縮応力とも静的圧縮試験のそれに比べて約 1.1 倍のわずかな増加しか見られない。動的プラトー応力の増加量は純アルミニウムポーラス材のそれに比べて小さく, 圧縮条件下での Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材の高強度化されたセル壁の曲げ変形によるぜい性破壊と次節に後述する圧縮早期に開放される内包ガスによるものと思われる。

#### 4.3.5 セル内包ガスの影響

動的プラトー応力の増加は動的圧縮下におけるセル内包ガス圧の上昇によるものと考えられる。Fig. 4-8 に示すように, 純アルミニウムポーラス材の閉気孔のセル壁に 0.5mm 程度の無数の穴を開け, 圧縮条件下で内包ガスが抜け易くした試験片を用いて, 内包ガスが衝撃圧縮特性に及ぼす影響を検討した。動的条件下におけるオープンセル Al-Mg-Si 合金ポーラス材の圧縮変形挙動は, 静的条件下での結果とほとんど変わらないことが報告<sup>12)</sup>されている。

Fig. 4-15 に閉気孔の内包ガス抜き穴を施したものと施していない純アルミニウムポーラス材の動的圧縮応力-ひずみ曲線を示す。内包ガス抜き穴のある圧縮応力は同比重の内包ガス抜き穴のなしの圧縮強度よりも低くなっていることがわかる。Fig. 4-16 に SHPB 法による内包ガス抜き穴の有無での比重とプラトー応力の関係を示す。同図中には同試験片寸法の静的圧縮試験での比重とプラトー応力の関係を併記した。図中の(+)は内包ガス抜き穴を施した場合の結果である。内包ガス抜き穴の有無に関わらず、比重の増加に伴ってプラトー応力は増加し、内包ガス抜き穴が有る場合には同比重のそれが無いものと比較してプラトー応力は低下し、静的圧縮試験でのプラトー応力(内包ガス抜き穴無し)に近づく。このことから、動的圧縮条件下における内包ガス圧の上昇とセル壁の延性が動的プラトー応力増加に寄与している。

Fig. 4-17 に異なった試験片寸法での純アルミニウムポーラス材と Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材におけるひずみ速度とプラトー応力の関係を示す。Fig. 4-17(a) に純アルミニウムポーラス材ではひずみ速度の増加によってプラトー応力が増加することが示されている。そして、試験片の寸法効果が動的プラトー応力にも静的と同様に存在するが、落錘式衝撃試験と SHPB 法のひずみ速度間ではプラトー応力のひずみ速度依存性は小さいことがわかる。内包ガス抜き穴を施した場合には動的プラトー応力は減少し、静的なプラトー応力に近づくことから、動的圧縮条件下における内包ガス圧の上昇とセル壁の延性がプラトー応力増加に寄与していることがわかる。Fig. 4-17(b) では Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材のプラトー応力におけるひずみ速度の影響は純アルミニウムポーラス材よりも小さく、Fig. 4-18 に示すように、合金化により脆性的に崩壊する Al-Zn-Mg ポーラス材のセル壁によって、プラトー応力の試験片寸法効果は少なくなったと思われる。

#### 4.3.6 表皮の影響

Fig. 4-19 にニアネット・ポーラスアルミニウムの衝撃圧縮試験結果を、同図中の細線でニアネット・ポーラスアルミニウムの静的圧縮試験結果を

示す。静的圧縮応力はブロックから切出した純アルミニウムポーラス材と同様に、比重の増加と共に大きくなるのがわかる。また、Fig. 4-5 の衝撃試験片と Fig. 4-6 の静的圧縮試験片の断面写真から、比重の増加によって第2章と同様に気孔は小さくなるのがわかる。衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線は、Fig. 4-13 のブロックから切出した純アルミニウムポーラス材の応力-ひずみ曲線との違いは見当たらない。Fig. 4-20 に比重とプラトー応力の関係を示す。同図中の細線は Fig. 2-19 のブロックから切出した純アルミニウムポーラス材の静的圧縮試験でのプラトー応力と比重との関係である。ニアネットポーラスアルミニウムの静的圧縮試験でのプラトー応力と比重との関係であり、これらの点を累乗近似した曲線を太線で示す。これら二つの静的圧縮試験結果の差は少ないことがわかる。衝撃圧縮試験結果は一点であるため、その特性を明確に把握することはできないが、Fig. 4-14 と同様に静的圧縮よりも衝撃圧縮のプラトー応力が高いことがわかる。以上のことから、同比重であれば、ニアネットポーラスアルミニウムとブロックから切出した試験片の衝撃および静的圧縮特性はほぼ同じであり、表皮の影響はないと思われる。

#### 4.4 結言

1. 純アルミニウムポーラス材では、比重の増加に伴って静的圧縮試験でのプラトー応力は増加し、セル壁の延性と内包ガスの効果が重畳して、試験片の体積が大きくなればさらにプラトー応力は増加する。すなわち、試験片の寸法効果が存在した。
2. Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材では、比重の増加に伴って静的圧縮試験でのプラトー応力は増加するが、高強度合金化によるセル壁の延性低下によって試験片の寸法効果は少ない。
3. ナイロンを用いた高ひずみ域までの計測が可能な SHPB 法および落錘式衝撃圧縮試験から純アルミニウムポーラス材のプラトー応力のひずみ速度依存性は少なく、比重の増加に伴ってプラトー応力は増加し、静的圧縮試験でのプラトー応力の約 1.3 倍に増加し、試験片の寸法効果が存

在した。

4. SHPB 法および落錘式衝撃圧縮試験から，Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材でもプラトー応力のひずみ速度依存性は少なく，比重の増加に伴ってプラトー応力は増加し，静的圧縮試験でのプラトー応力の約 1.1 倍に増加し，試験片の寸法効果は少ない。
5. SHPB 法で，内包ガス抜き穴を施した純アルミニウムポーラス材では，プラトー応力の増加は減少したことから，動的なプラトー応力の増加は内包ガス圧がセル壁の強度や延性の影響によって衝撃圧縮条件下で上昇することによるものと思われる。
6. 複雑形状の中空型材内に未発泡溶湯を注湯後発泡させるニアネット発泡法を確立した。
7. 表皮があるニアネット・ポーラスアルミニウムの衝撃および静的圧縮特性は，同比重のブロックから切出した純アルミニウムポーラス材とそれらの特性に差は見受けられなかった。

## 参考文献

- 1) M. F. Ashby, A. G. Evans, N. A. Fleck, L. J. Gibson, J. W. Hutchinson and H. N. G. Wadley, Metal Foams, A Design Guide, (Butterworth-Heinemann, USA, 2000) 150-156.
- 2) Gerald Rausch, Karsten Stoubener: Proc. 4<sup>th</sup> Int. Conf. on Porous Metals and Metal foaming Tech., (The Japan Inst. Metals, 2005) 1-4.
- 3) D.L. Holt, S.G. Babcock, S.J. Green, C.J. Maiden, Trans. of the ASM, **60**(1967), 152-159.
- 4) 濱田 猛, 西 誠治, 高木敏晃, 三好鉄二, 金武直幸: 日本金属学会誌 **73**(2009)2, 88-94.
- 5) T. Mukai, H. Kanahashi, T. Miyoshi, M. Mabuchi, T.G. Nieh, K. Higashi, Scripta Mater. **40**(1999) 921-927.
- 6) K. A. Dannemann, J. Lankford Jr., Mater. Sci. Eng. A293(2000) 157-164.
- 7) T. Hamada, H. Kanahashi: Proc. 4<sup>th</sup> Int. Conf. on Porous Metals and Metal foaming Tech., (The Japan Inst. Metals, 2005) 533-538.
- 8) A-F. Bastawros, H. Bart-Smith, A.G. Evans, Journal of Mechanics and Physics of Solids, **48**(2000) 301-322.
- 9) 濱田 猛, 西 誠治, 三好鉄二, 金武直幸: 日本金属学会誌 **72**(2008)10, 825-831.
- 10) E.W. Andrews, G. Gioux, P. Onck, L.J. Gibson, International Journal of Mechanical Sciences **43** (2001) 701-713.
- 11) V. S. Deshpande, N. A. Fleck, Int. J. Impact Eng., **24**(2000) 277-298.
- 12) T. Mukai: Proc. 4<sup>th</sup> Int. Conf. on Porous Metals and Metal foaming Tech., (The Japan Inst. Metals, 2005) 539-542.

Unit:  $\rho$  / g/cm<sup>3</sup>, Average pore diameter,  $d_a$  /mm

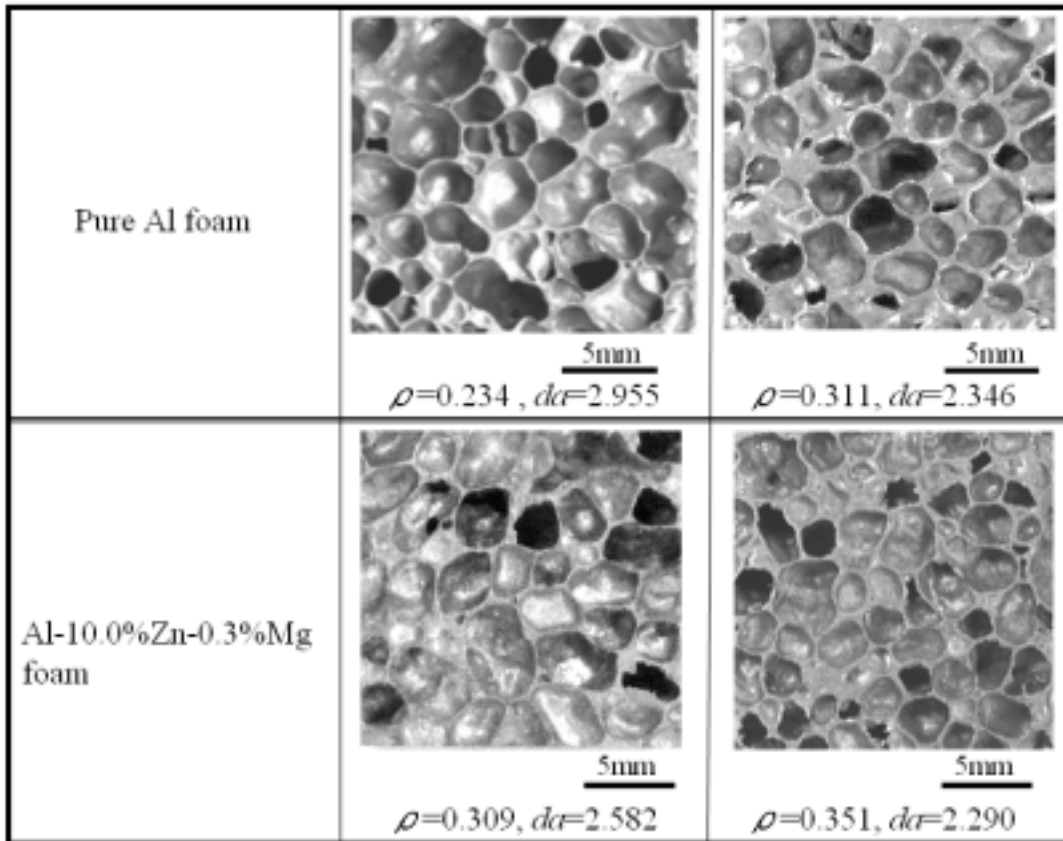


Fig. 4-1 Cross section macrograph of Al foams.

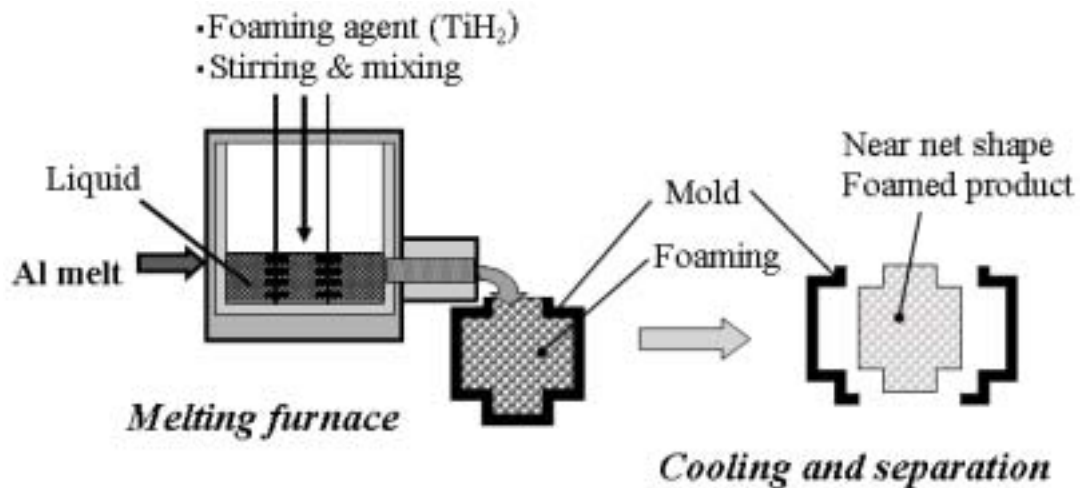
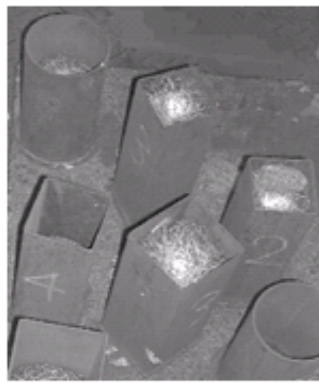
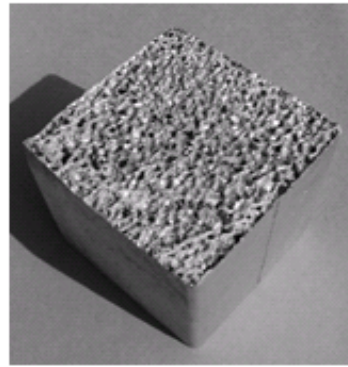


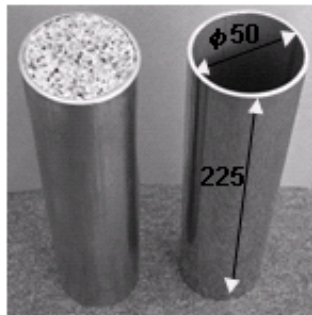
Fig. 4-2 Near net shape foaming process



Mold



Cross section of Al foam separated from mold (70×70mm)



Al foam filled in SUS pipes  
φ50×225mm



The fish-shaped  
aluminum foam with skin

Fig. 4-3 Examples of aluminum foams produced by near net shape foaming process.

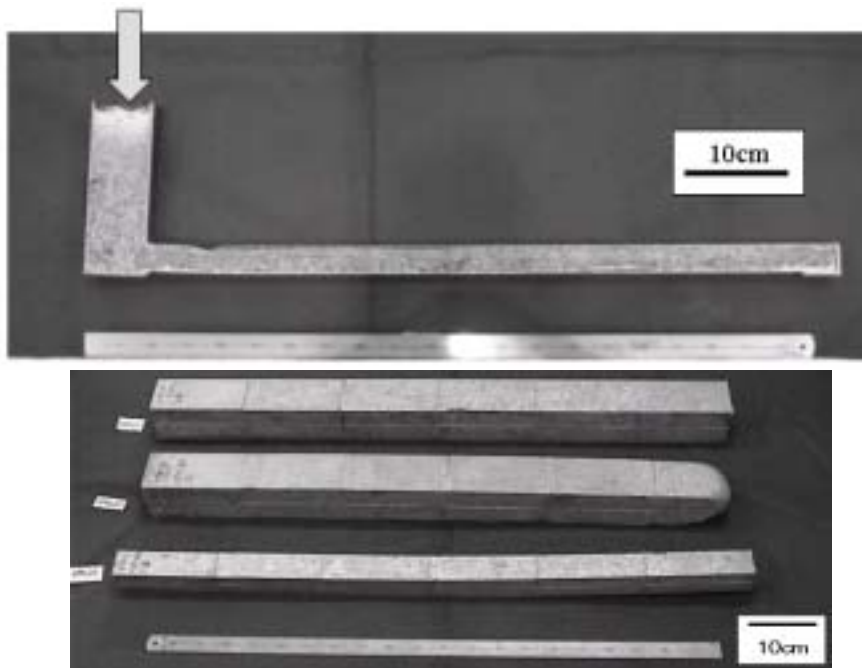


Fig. 4-4 Near net shape long square bar of aluminum foams.

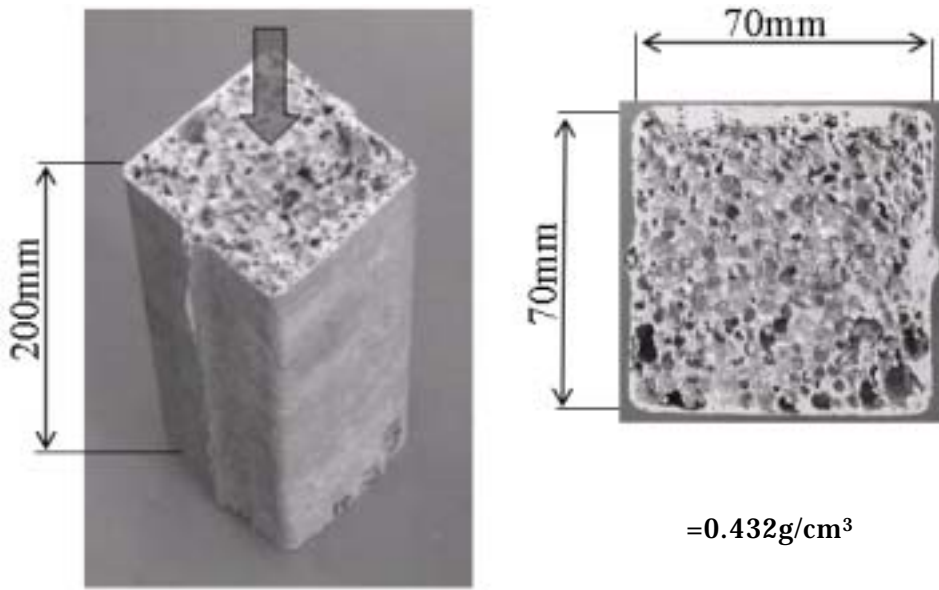


Fig. 4-5 Crushing test specimen of the near net pure Al

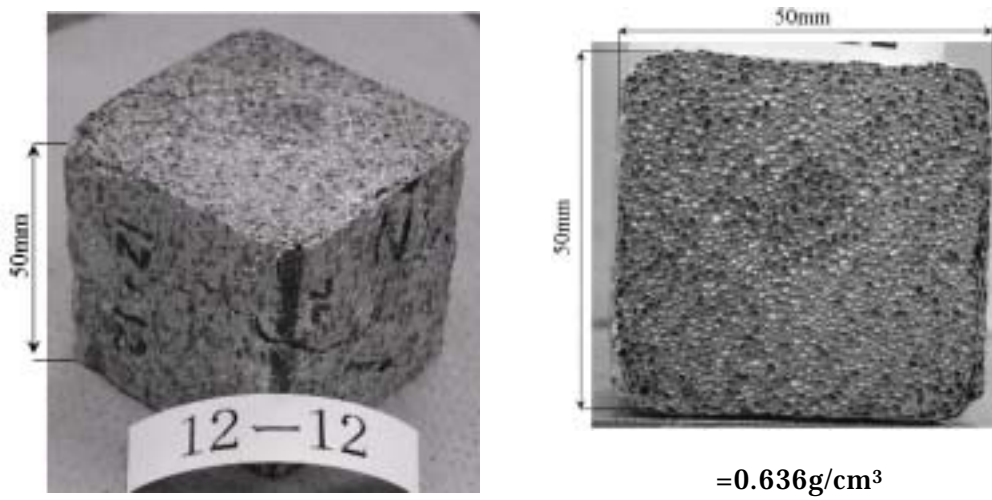


Fig. 4-6 Static test specimen of the near net pure Al foam.



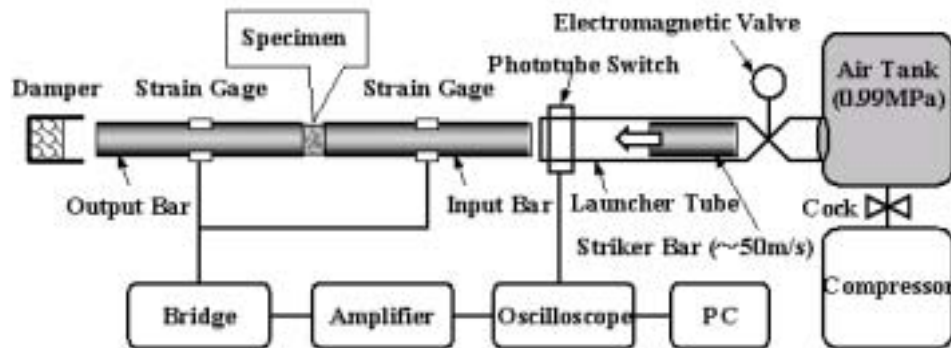


Fig. 4-7 Schematic diagram of the Split Hopkinson Pressure Bar method.

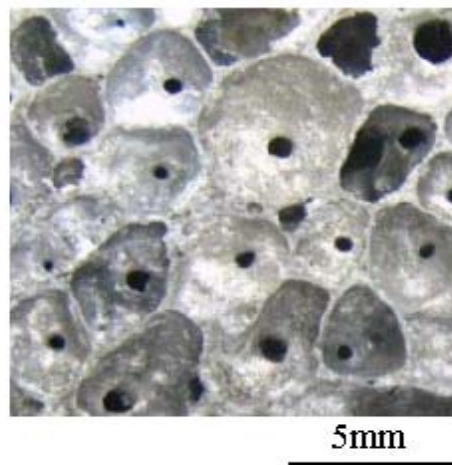


Fig. 4-8 Micrograph of pure Al foam with artificial holes.

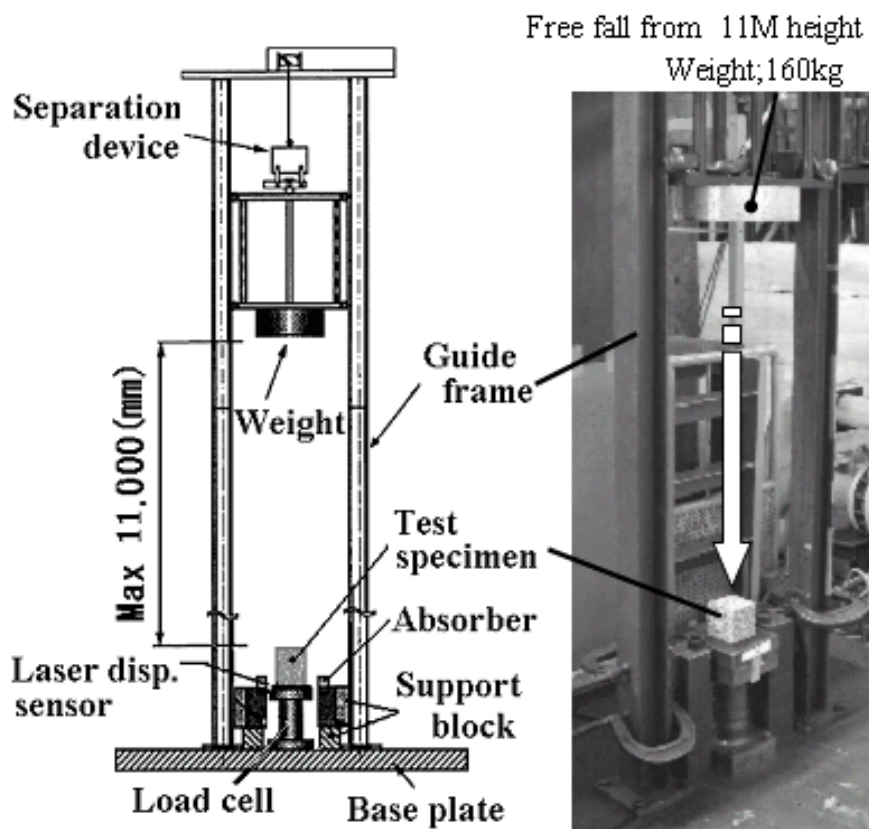
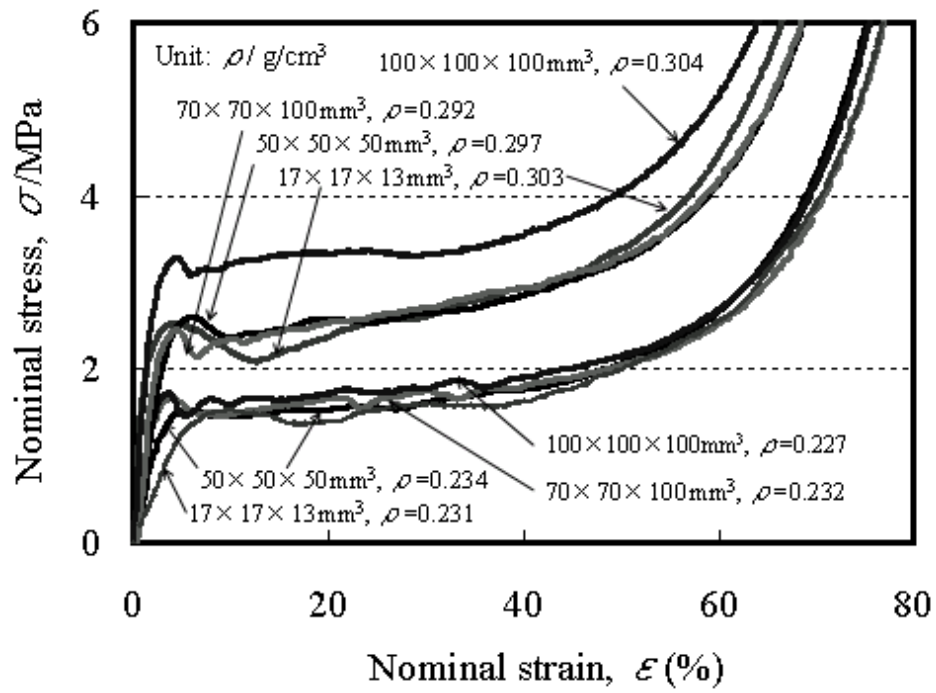
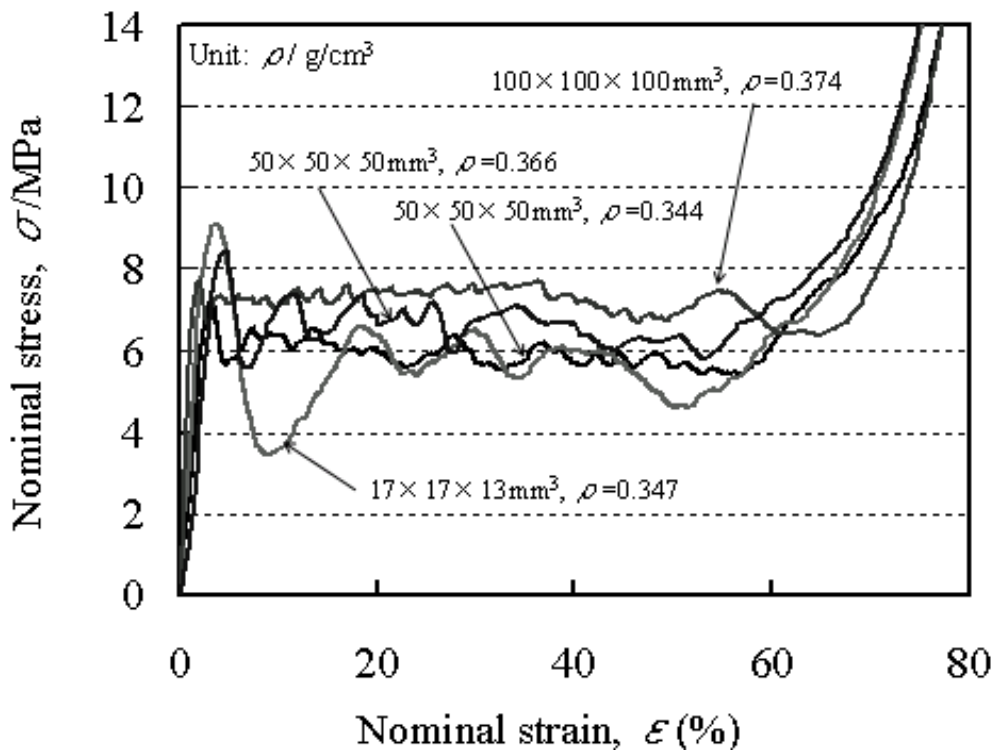


Fig. 4-9 Drop weight impact test device and test condition.

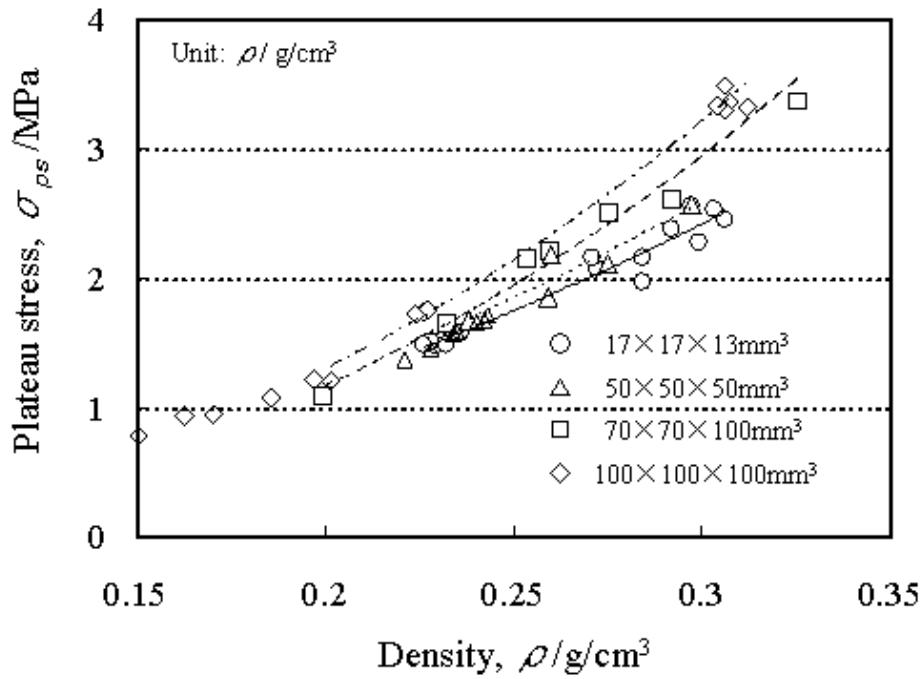


(a) Pure Al foams

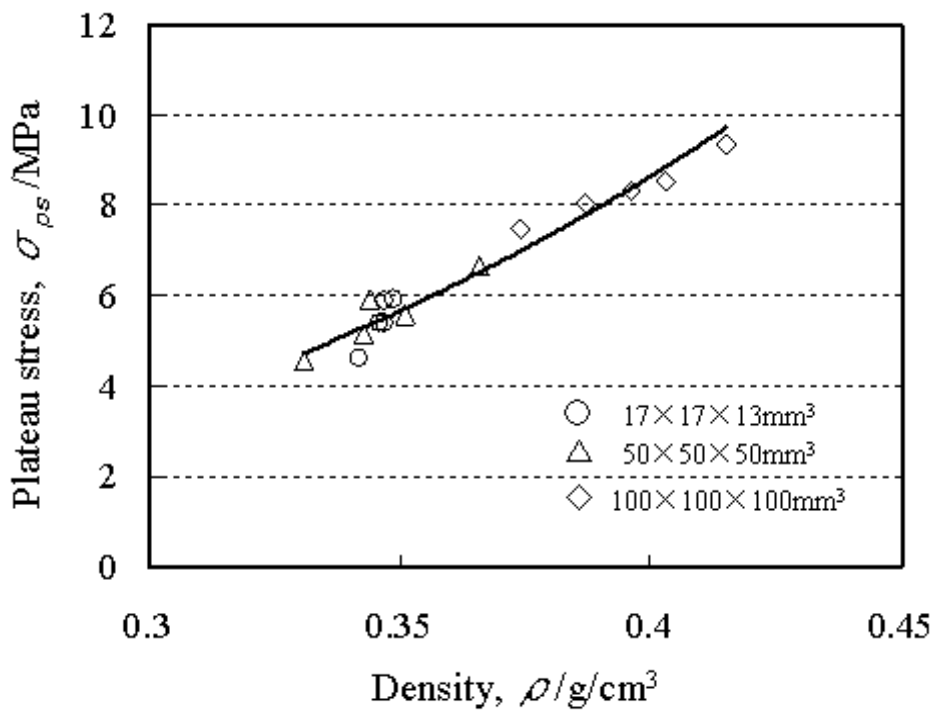


(b) Al-10.0%Zn-0.3Mg foams

Fig. 4-10 Static compressive stress-strain curves.

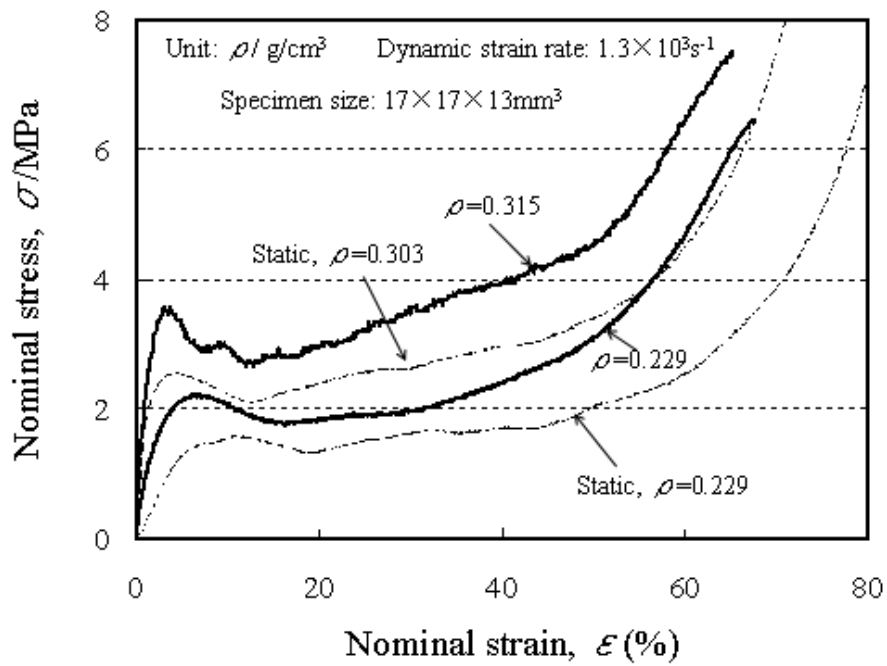


(a) Pure Al foams

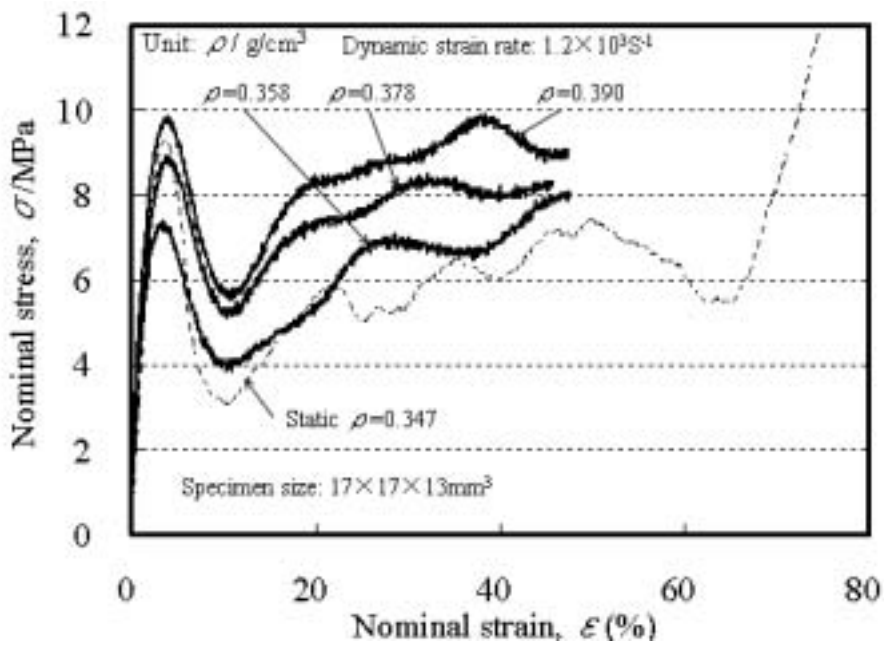


(b) Al-10.0%Zn-0.3Mg foams

Fig. 4-11 Relation between the density and plateau stress with different test piece size under static compression.

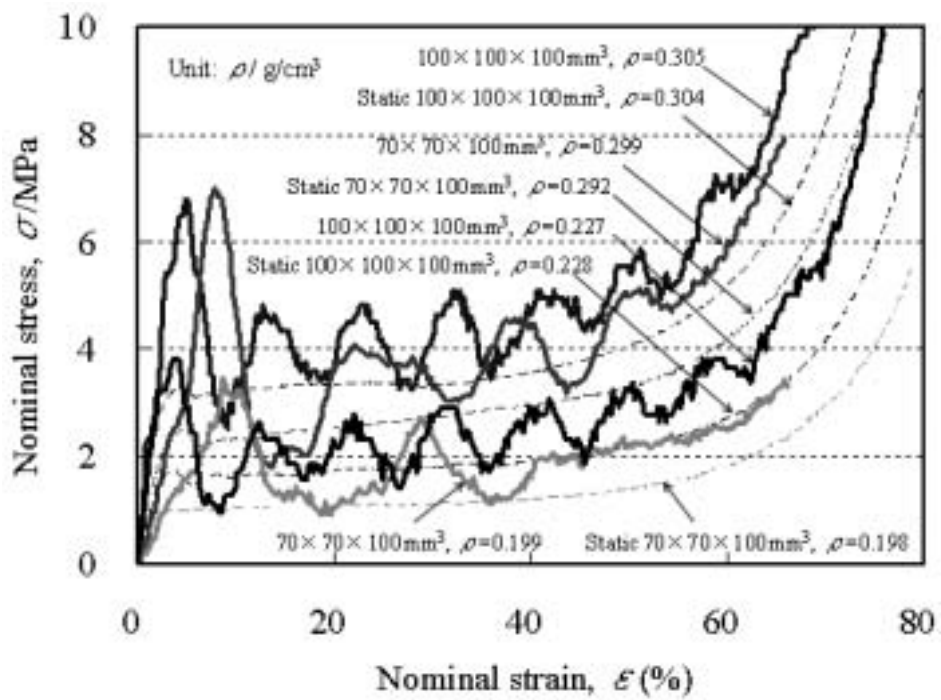


(a) Pure Al foams

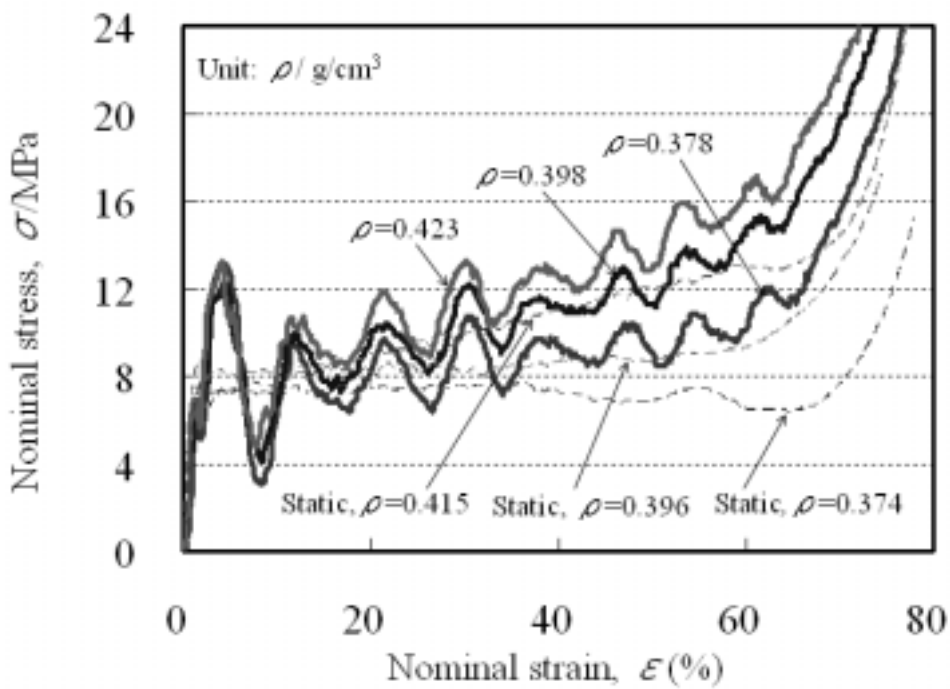


(b) Al-10.0%Zn-0.3Mg foams

Fig. 4-12 Dynamic compressive stress-strain curves by Nylon SHPB.

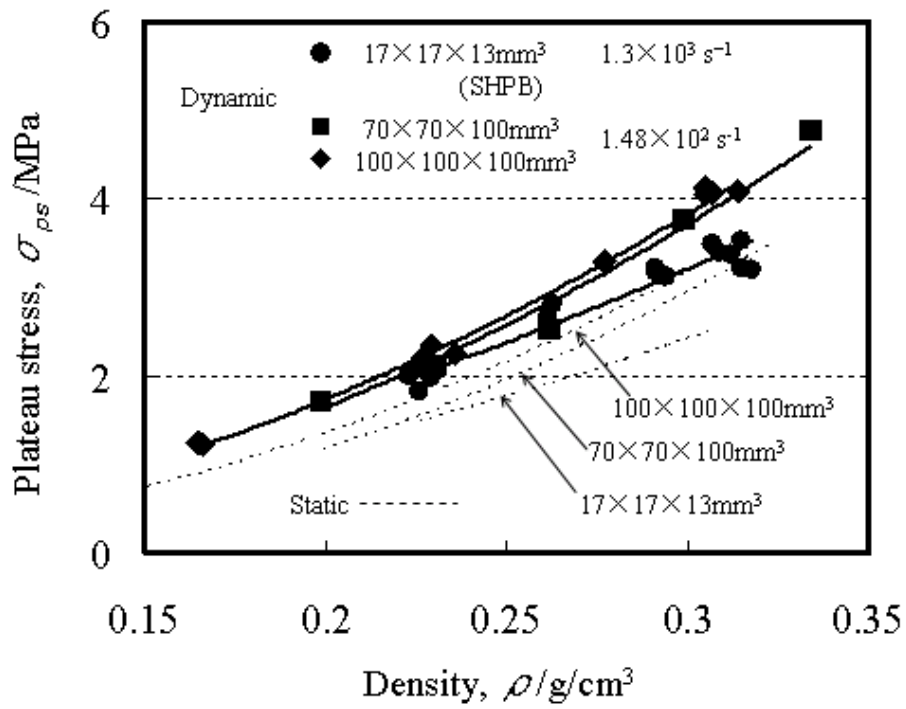


(a) Pure Al foams

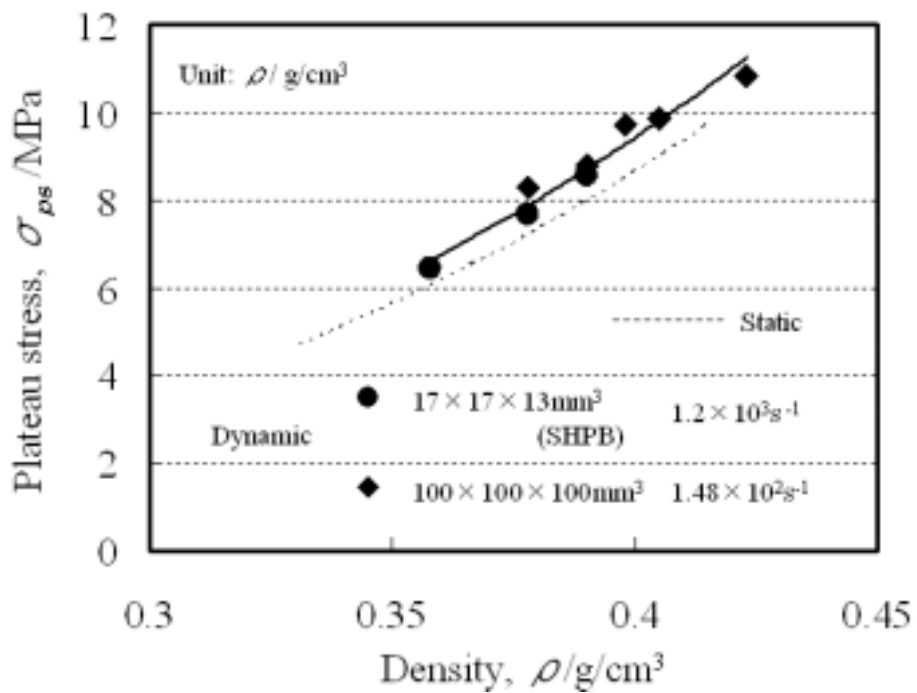


(b) Al-10.0%Zn-0.3Mg foams

Fig. 4-13 Compressive stress-strain curves by drop weight impact test.



(a) Pure Al foams



(b) Al-10.0%Zn-0.3Mg foams

Fig. 4-14 Relation between density and plateau stress of under dynamic compression with different test piece size and strain rate.

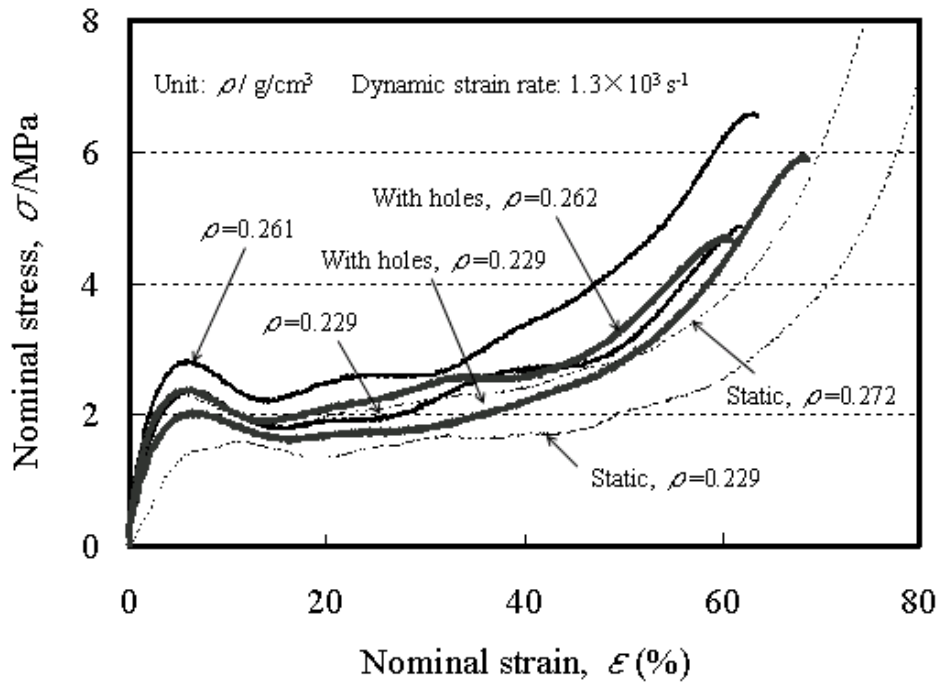


Fig. 4-15 Effect of inner gas on dynamic compressive stress-strain curves of pure Al foams by Nylon SHPB.

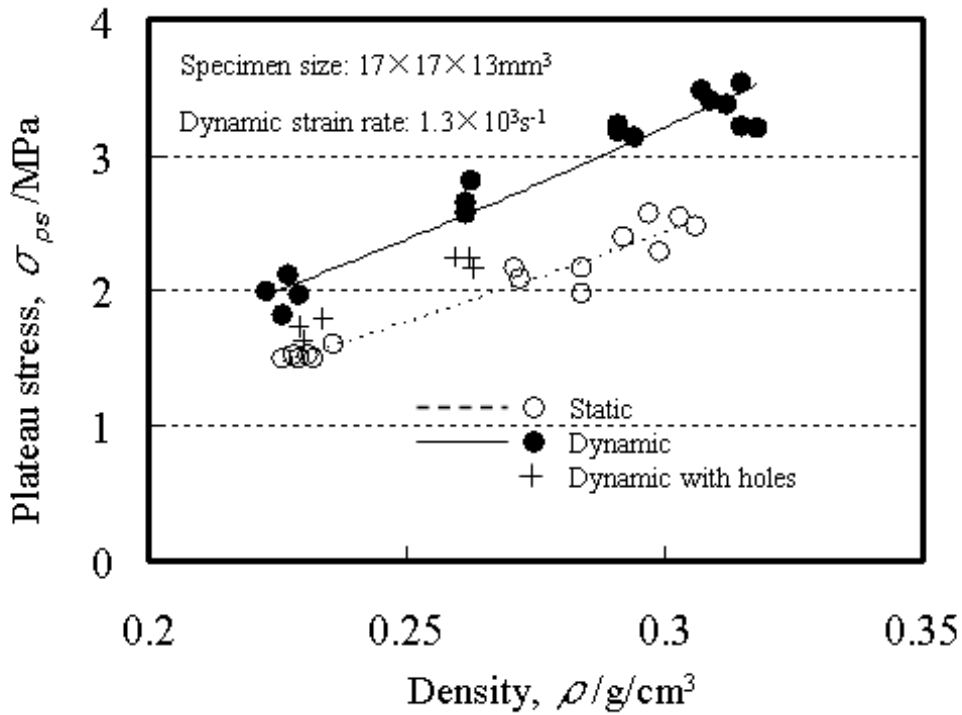
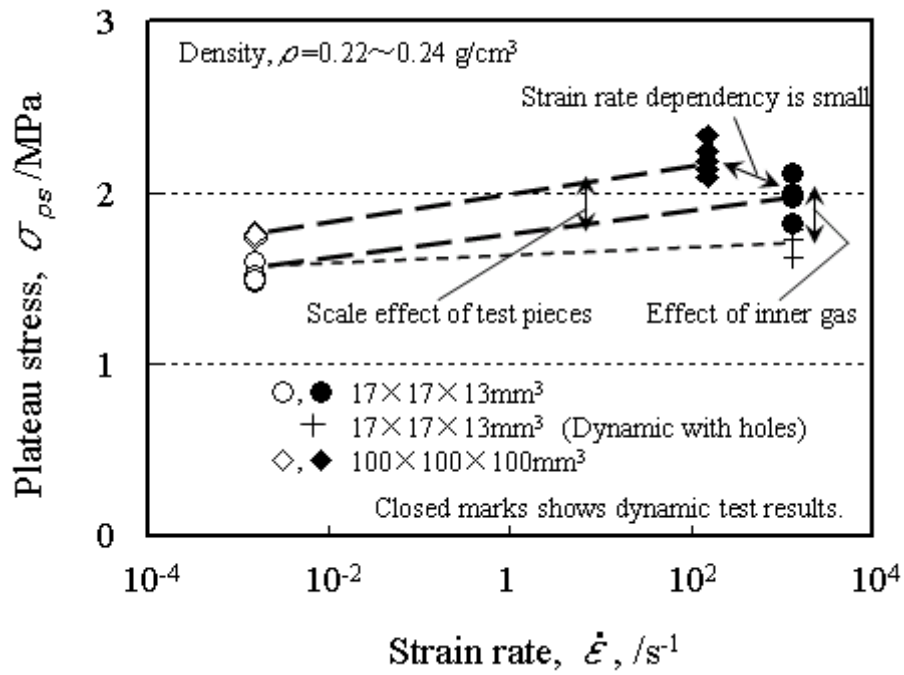
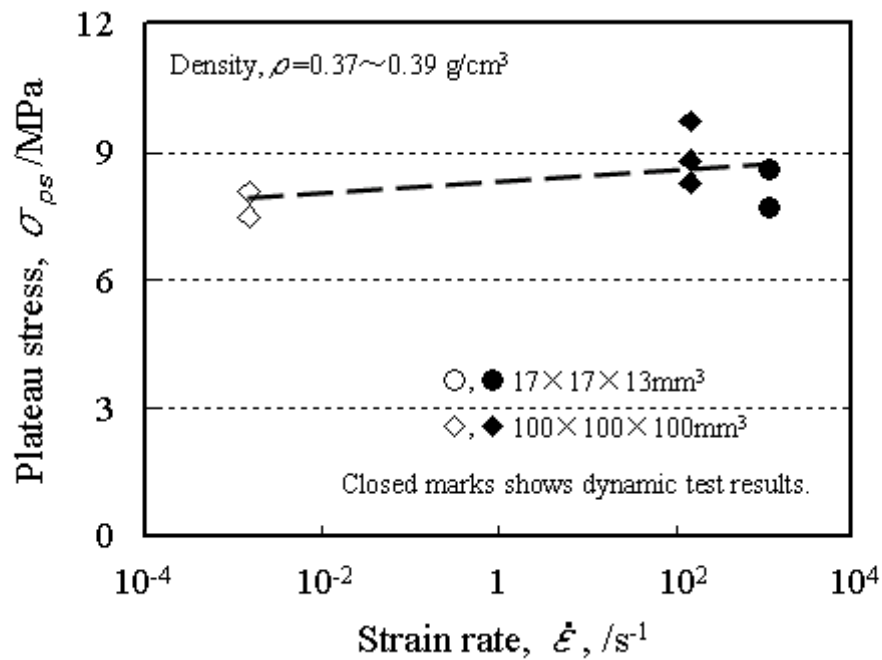


Fig. 4-16 Relation between density and plateau stress of pure Al foams by Nylon SHPB.





(a) Pure Al foams



(b) Al-10.0%Zn-0.3Mg foams

Fig. 4-17 Relation between strain rate and plateau stress.

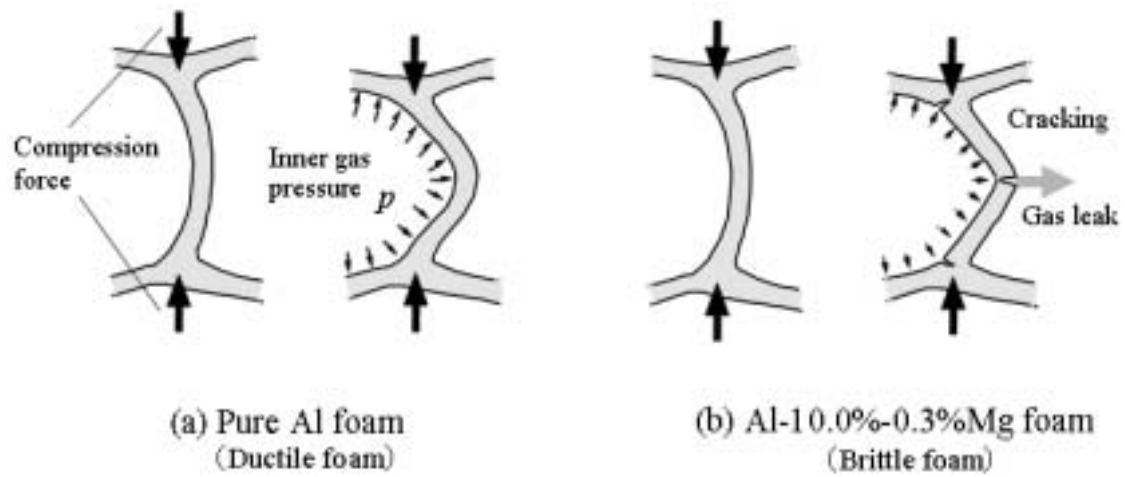


Fig. 4-18 Effect of inner gas enclosed in cells

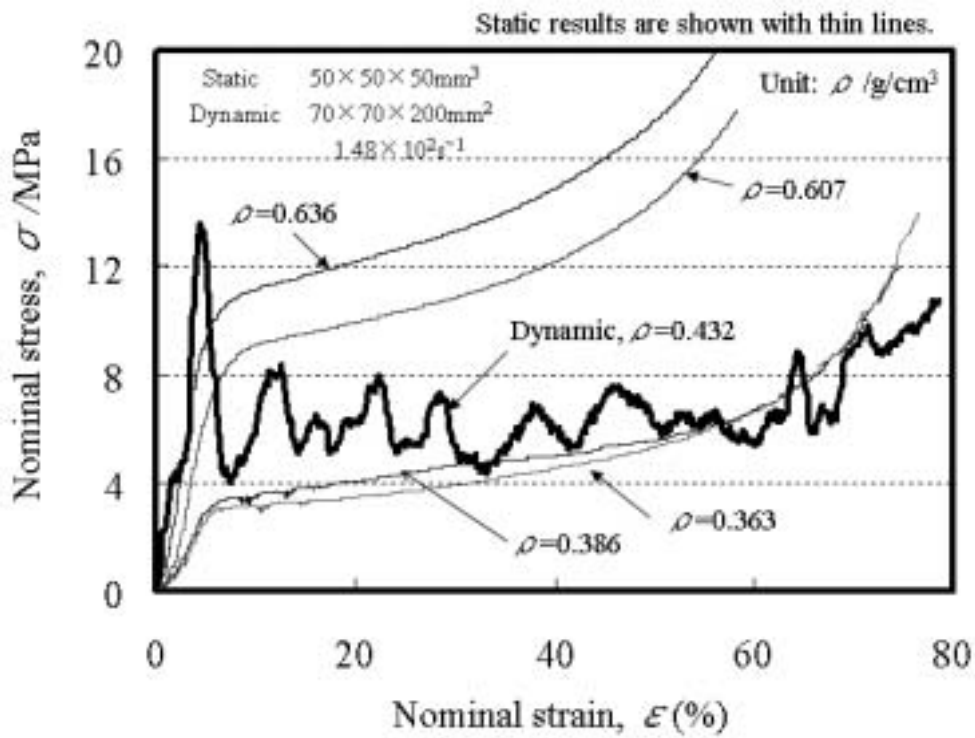


Fig. 4-19 Crushing and static compression stress-strain curves of the near net shape pure Al foams.

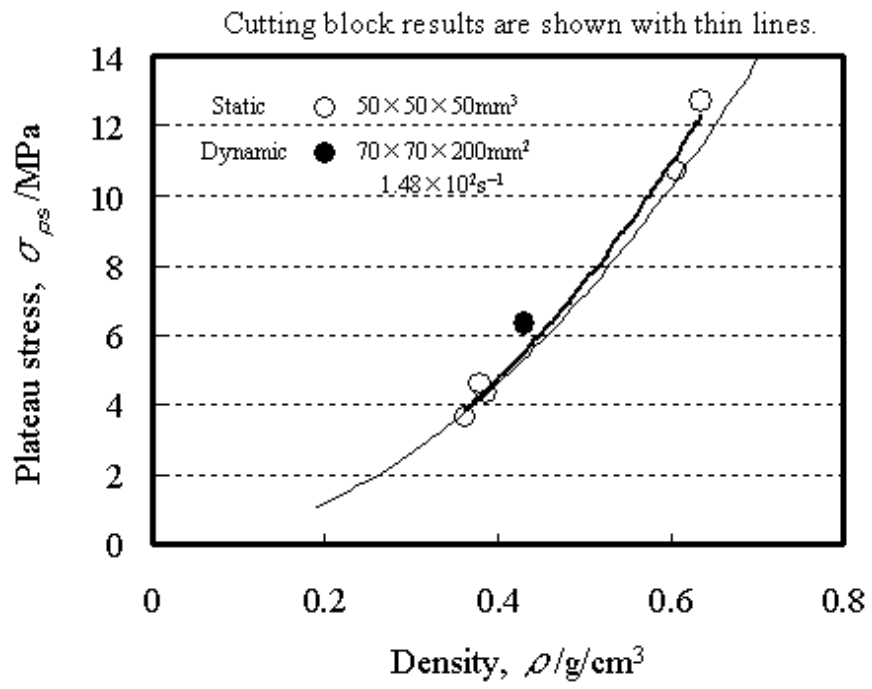


Fig. 4-20 Relation between density and plateau stress of the near net shape pure Al foam.

## 第5章 ポーラスアルミニウム充填複合部材の衝撃圧縮特性

### 5.1 緒言

溶湯発泡法によるクローズドセル構造のポーラスアルミニウムは、引張条件下でも許容ひずみ量は大きい但其の強度はかなり低く、エネルギー吸収部材を代表とする構造部材として利用されるためには、平滑な緻密材を表面とするポーラスアルミニウム充填複合部材としての適用が望まれる。また、高速衝突における複合部材での衝撃圧縮強度やエネルギー吸収量の特性把握が要求される。

自動車などの高速衝突で中空部材が折れ曲がらずに潰れてエネルギーを吸収する塑性座屈挙動やエネルギー吸収量の指標としての平均圧壊応力の推定方法に関する研究<sup>1)~4)</sup>は古くから行われている。しかし、ポーラスアルミニウムおよびその充填複合部材の衝撃圧縮特性<sup>5),6)</sup>やFEM解析方法に関する報告<sup>7)</sup>は少なく、エネルギー吸収量の推定方法に関する例はない。

そこで本研究では、さまざまな形状の形材やポーラスアルミニウム充填方法で複合化した部材での衝撃圧縮試験を行い、その特性を把握した。また、ポーラスアルミニウムおよびその充填を考慮した複合部材のFEM解析手法やエネルギー吸収量の指標としての平均圧壊応力の推定方法を検討し、複合部材化によるエネルギー吸収量への影響を明確にした。

### 5.2 実験方法

第2章で示した溶湯発泡法により作製した純アルミニウムを基本とする組成のポーラスアルミニウム(以降、純アルミニウムポーラス材と呼ぶ)供試材ブロック(310<sup>w</sup> × 630<sup>l</sup> × 630<sup>t</sup> mm)から、密度 0.230g/cm<sup>3</sup> で一辺の長さ 100 mm の立方体試験片(100 × 100 × 100mm<sup>3</sup>)を採取し、静的および落錘式衝撃試験機による衝撃圧縮試験を行った。第3章で作製した Al-10.0%Zn-1.0%ポーラス材から一辺の長さ 70 × 70mm<sup>2</sup> の断面で高さ 90mm(70 × 70 × 90mm<sup>3</sup>)の試験片を採取し、Fig. 4-4 の落錘式衝撃試験機による衝撃圧縮試験を行った。また、Fig. 5-1 に示す板厚 1mm の 5052-H34 アルミニウム合金板から高さ

200mm のフランジ面で重ねたハット（以降，ダブルハットと呼ぶ）形材，円筒形材，六角筒形材を曲げ成形により作製した．これらの形材にほぼ同密度 ( $0.230 \text{ g/cm}^3$ ) の純アルミニウムポラス材を充填したのも作製した．ダブルハット形材では密度  $0.169 \text{ g/cm}^3$  の Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポラス材を充填したのも作製した．5052-H34 アルミニウム合金の 0.2%耐力は 190MPa，引張強さ 255MPa であった．

ダブルハット形材の内側断面寸法  $70 \times 70 \text{ mm}^2$ ，コーナ曲率 R は 3mm である．ダブルハット形材には，わずかに内面寸法より大きく製作したポラスアルミニウムを圧入充填またはエポキシ系接着剤（アラルタイトド）で接着圧入した後，5（片側 6 点），ピッチ 30mm（両端部のみ 25mm）のスポット溶接で二体のハット形材のフランジを締結した．円筒形材は内径 80mm で，六角筒形材は内面側での外接円直径 87mm で稜線の曲率 R は 10mm であり，円筒では 1 箇所，六角筒では向かい合う面の 2 箇所をレーザーで線溶接し筒状にした．形材の内面寸法よりわずかに大きな寸法のポラスアルミニウムを押し込んで充填したのも作製した．押し込み内圧は，いずれの形材も切断開放での計測結果 1MPa 程度であった．これらの形材およびポラスアルミニウム充填複合部材の軸方向の上下面は，厚板共材（板厚 12mm）で溶接して衝撃圧縮試験片とした．

比重の計測は，電子天秤（精度 0.1mg）による試験片重量測定とノギスによる試験片寸法測定から求めた．静的圧縮試験は，インストロン社製万能試験機，クロスヘッド速度 5mm/分で行い，ロードセルおよびクロスヘッド変位量から荷重-変位曲線を求めた．この荷重-変位曲線から，荷重を初期の試験片断面積，変位を初期の試験片高さで除して圧縮応力-ひずみ曲線にした．衝撃圧縮試験は，第 4 章の Fig.4-4 で示した落錘式衝撃試験機を用いて行い，ポラスアルミニウムだけの試験片では 160kg，形材およびポラスアルミニウム充填複合部材では 190kg の重錘を 11m 高さから自由落下させ，衝突時のひずみ速度が約 53.5km/hr で行った．試験片衝突時のひずみ速度および変形量はレーザー変位計により測定し，衝撃力は試験片直下に設置したロードセルから計測した．本論文では，中空形材の場合でも，全試料の圧縮試験結

果を統一的に比較するために、衝撃圧縮荷重を初期の試験片断面の外形面積で除した値を衝撃圧縮応力として定義し、衝撃圧縮応力-ひずみ曲線にした。

### 5.3 ポーラスアルミニウムの圧縮変形挙動の解析方法

一般的な連続体力学による FEM 解析の構成式では、例えばポアソン比を零としても、要素質量や要素間の干渉などの制約があり、圧壊や高ひずみ領域までの幾何学な大変形や釣合い方程式を満足させることは難しいが、体積圧縮性のあるものでの構成式の研究<sup>8),9),10)</sup>も行われている。土質や岩盤等の多孔性の材料では、限界状態理論 (The Critical State Theory) に基づいた構成則が広く用いられている。ポーラスアルミニウムは圧縮荷重下ではセル壁の座屈によって高い体積変形能を有するが、引張荷重下ではセル壁が容易に破断するため、圧縮強度と比較して引張強度がかなり小さくなる。ポーラスアルミニウムに限界状態理論に基づいた可壊発泡材料モデルを適用し、ポーラスアルミニウムの圧縮特性の FEM 解析における構成式化とその妥当性を検証した。

#### 5.3.1 圧縮変形の構成則

可壊発泡材料モデルは降伏曲面として静水圧応力と偏差応力に関する楕円を用いる。降伏曲面の発展は材料に生じた非弾性体積ひずみによって制御され、圧縮側の非弾性体積ひずみは材料を硬化させ、膨張側の非弾性体積ひずみは材料を軟化させるものとする。

##### (1) ひずみ速度の分解

要素の体積変化を式(5-1)のように分解する。

$$J = J^{el} \cdot J^{pl} \quad (5-1)$$

ここで、 $J$ ：現在の体積と参照状態の体積比、 $J^{el}$ ： $J$ の弾性部分、 $J^{pl}$ ： $J$ の塑性部分である。

体積ひずみは、式(5-2)で定義される。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{vol} &= \ln J \\ \varepsilon_{vol}^{el} &= \ln J^{el} \\ \varepsilon_{vol}^{pl} &= \ln J^{pl} \end{aligned} \quad (5-2)$$

式(5-1)および(5-2)から，体積ひずみの増分は次式で表される．

$$d\varepsilon_{vol} = d\varepsilon_{vol}^{el} + d\varepsilon_{vol}^{pl} \quad (5-3)$$

さらに，偏差ひずみ速度の増分が分解できると仮定すると，全ひずみ速度は次式のように表される．

$$d\varepsilon = d\varepsilon^{el} + d\varepsilon^{pl} \quad (5-4)$$

## (2) 弾性挙動

静水圧応力  $p$  は，次式のように定義される．

$$p = -\frac{1}{3} \text{trace } \sigma = -\frac{1}{3} \sigma : \mathbf{I} = -\frac{1}{3} (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \quad (5-5)$$

体積ひずみが静水圧応力の対数に比例すると仮定すると，次式のように表される．

$$de^{el} = -\kappa d(\ln(p + p_i^{el})) \quad (5-6)$$

ここで， $\kappa$  は材料パラメータ（対数体積弾性率）， $e$  は間隙比である．式(5-6)では静水圧引張強度 0 の場合（ $p_i^{el} = 0$ ）も含まれる．圧縮荷重下における多孔質材料の固体部分の体積変化を無視し，体積変化の弾性部分が間隙比の弾性変化で表せると仮定すると，体積変化の弾性部分  $J^{el}$  は次式で表される．

$$J^{el} = \frac{1 + e^{el}}{1 + e_0} \quad (5-7)$$

ここで， $e_0$  は初期間隙比， $e^{el}$  は間隙比変化の弾性部分である．

式(5-6)および式(5-7)より，体積弾性率  $\kappa$  は次式の関係で表される．

$$\frac{\kappa}{1 + e_0} \ln \left( \frac{p + p_i^{el}}{p_0 + p_i^{el}} \right) = 1 - J^{el} \quad (5-8)$$

ここで， $p_0$  は相当静水圧応力の初期値である．引張強度が 0 である材料の場合でも  $p_0 > 0$ ．式(5-8)は，降伏に至るまで式(5-9)のように書き換えられる．

$$p = -p_i^{el} + (p_0 + p_i^{el}) \exp \left[ \frac{1 + e_0}{\kappa} (1 - \exp \varepsilon_{vol}^{el}) \right] \quad (5-9)$$

### (3) 塑性挙動

ポーラス材の降伏曲面は相当静水圧応力  $p$  によって定義され、偏差主応力平面内における降伏曲面が Mises の降伏曲面に一致すると仮定する。Fig. 5-3 の  $p-q$  平面内におけるポーラス材の降伏曲面は式(5-10)で定義される。

$$F = f - f_0 = \left[ \left( \frac{p_t - p_c}{2} + p \right)^2 + \left( \frac{q}{M} \right)^2 \right]^{1/2} - \frac{p_c + p_t}{2} = 0 \quad (5-10)$$

ここで、 $q$ : Mises 相当応力、 $p_t$ : 材料の静水圧引張強度、 $p_c$ : 体積塑性ひずみの関数である静水圧縮降伏応力である。

$M$  は、材料の単軸圧縮試験から計算される  $p-q$  平面内における限界状態の勾配であり、次式で定義される。

$$M = \sigma_0 / \sqrt{p_t p_{c|0} - \frac{1}{3} \sigma_0 (p_t - p_{c|0}) - \frac{1}{9} \sigma_0^2} \quad (5-11)$$

ここで、 $\sigma_0$ : 単軸圧縮における初期降伏応力、 $p_{c|0}$ :  $p_c$  の初期値。

### (4) 流れ則

単軸圧縮試験結果から静水圧圧縮特性を類推するため、相当塑性ひずみ増分  $d\varepsilon^{pl}$  の方向が降伏曲面の法線方向と一致すると仮定する（塑性ひずみの直行則）と、ポテンシャル流れは次式で表される。

$$d\varepsilon^{pl} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \quad d\lambda > 0 \quad (5-12)$$

ここで、 $d\varepsilon^{pl}$  は相当塑性ひずみ増分、 $d\lambda$  は非負のスカラー係数（塑性流れ係数） $f$  は式(5-10)で表される降伏関数である。この流れ則での流れの方向は、半径方向である応力の方向と一致している。これは主たる負荷方向が、他の方向に大きな変形を生じさせないというものである。相当塑性ひずみ増分  $d\varepsilon^{pl}$  の方向が降伏曲面の法線方向と一致し、一軸圧縮では軸直行方向に塑性ひずみが生じないこと（ポアソン比  $\nu = 0$ ）を仮定すると、一軸圧縮試験では  $d\varepsilon_{22}^{pl} = d\varepsilon_{33}^{pl} = 0$  より次式となる。

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{22}} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{33}} = 0 \quad (5-13)$$



また，一軸圧縮試験の応力成分を次式のように決定する．

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= -\sigma_0 \\ \sigma_{22} &= \sigma_{33} = 0 \\ \tau_{ij} &= 0\end{aligned}\quad (5-14)$$

式(5-10)，(5-13)，(5-14)より，単軸圧縮降伏応力と静水圧縮降伏応力との関係は式(5-15)のように表される．

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{22}} = \frac{p_t - p_c}{3} - \left( \frac{2}{9} + \frac{1}{3M^2} \right) \sigma_0 = 0 \quad (5-15)$$

### (5) 硬化則

Fig. 5-4 に発泡材料の典型的な硬化/軟化則を示す． $p-q$ 平面内における降伏曲面は， $-p_t$ と $p_c$ で $p$ 軸と交差する．静水圧引張強度 $p_t$ は，塑性変形の全過程を通じて一定，圧縮強度 $p_c$ は材料の圧縮（密度増加）または膨張（密度減少）とともに発展していくものと仮定する．硬化則は，対数体積塑性率 $\lambda$ を用いて指数形式で与える方法と，体積圧縮塑性ひずみ $-\varepsilon_{vol}^{pl}$ を区分的線形形式で与える方法で定義できる．

#### (a) 指数形式の硬化則

本硬化則は，降伏後の相当静水圧応力と間隙比との関係から対数体積塑性率 $\lambda$ を用いて指数形式で与える方法である．Fig. 5-5 に可壊発泡モデルの純粋圧縮挙動を示す．降伏後の相当静水圧応力と間隙比との関係を次式で定義する．

$$de = -\lambda d \left( \ln \frac{p + p_t}{p_t} \right) \quad (5-16)$$

前述したひずみ速度分解と対数体積弾性率 $\kappa$ を用いて，降伏後の硬化と軟化を次式のように定義できる．

$$p_c = -p_t + (p_{c|0} + p_t) \exp \left[ (1 + e_0) \frac{1 - J^{pl}}{\lambda - \kappa J^{pl}} \right] \quad (5-17)$$

#### (b) 区分的線形形式の硬化則

Fig. 5-6 に典型的な区分線形形式の硬化則を示す．静水圧応力軸上

における降伏曲面の大きさ  $p_c + p_t$  を体積圧縮塑性ひずみ  $-\varepsilon_{vol}^{pl}$  の関数として区分的線形形式で与える方法である。

### 5.3.2 FEM 解析方法

弾塑性圧縮変形挙動は汎用コード ABAQUS を用いた有限要素法解析で行った。Fig. 5-7 に解析に用いた FEM 解析モデル概要を示す。本解析ではポーラスアルミニウムは完全積分ソリッド要素を用いて一辺の長さ 50 mm の立方体試験片 ( $50 \times 50 \times 50 \text{mm}^3$ ) を要素数 125 で FEM 解析のモデル化した。Fig. 5-9(a) は、第 2 章で作製した  $0.275 \text{g/cm}^3$  の純アルミニウム・ポーラス材と同図 (b) は、第 3 章で作製した比重  $0.169 \text{g/cm}^3$  の Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の静的圧縮試験結果である。両図中には細線で FEM 解析結果を併記した。弾性挙動において、一般的に静水圧引張強度  $p_t$  は静水圧縮降伏応力  $p_c$  と比較してかなり小さいことから  $p_t = (1/10) \cdot p_c$  と仮定すれば、Fig. 5-8(a), (b) の圧縮試験結果から式 (5-11) における  $M > 0$  および式 (5-15) を満足するような  $p_{c|0}$ ,  $p_c$  を決定できる。純アルミニウム・ポーラス材の弾性挙動は、単軸圧縮における初期降伏応力 ( $\sigma_0$ ) は 2.0MPa, 圧縮強度の初期値 ( $p_{c|0}$ ) は 1.1MPa, 静水圧引張強度 ( $p_t$ ) は 0.146MPa, 式 (5-8) より対数体積弾性率 ( $k$ ) は 0.084, 間隙比 ( $e$ ) は 10.25 が求まり Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材 (比重  $0.169 \text{g/cm}^3$ ) の弾性挙動は、密度や組成が異なっても、初期圧縮降伏応力の等しい純アルミニウム・ポーラス材 (比重  $0.275 \text{g/cm}^3$ ) と同じ弾性挙動であった。

降伏後のポーラスアルミニウムに指数形式と区分的線形形式の硬化則を用いた。指数形式とした場合には、間隙比の変化量に対して降伏後の応力増分量は少ないとすると、Fig. 5-8(a), (b) の圧縮試験結果と式 (5-16) とより、密度やセル強度に応じて応力-ひずみ曲線の傾きを示す対数体積塑性率  $\lambda$  は、純アルミニウム・ポーラス材で 15.0, Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材で 20.0 が求まる。以上の圧縮特性を用いた FEM 解析結果を Fig. 5-8(a), (b) 中の細線で示した。Fig. 5-8(a) 中の細線で示した延性的な圧縮変形をする純アルミニウム・ポーラス材において塑性域の硬化則を指数形式とした場合には、対数体積塑性率  $\lambda$  によって緻密化開始ひずみまでに

適合限定される。しかし、と細線で示した区分的線形形式では、実験結果と一致する応力とひずみの関係を区分入力していることから、全変形領域に渡って実験結果と一致することがわかる。

### 5.3.3 充填複合部材の FEM 解析方法

落錘式衝撃試験による動的弾塑性圧縮挙動は汎用コード DYNA3D を用いた有限要素法解析で行った。Fig. 5-2 に解析に用いた FEM 解析モデル概要を示す。本解析では非対称変形も表現できるように全領域(フルモデル)を解析対象とし、5052-H34 アルミニウム合金形材は 3 層 4 節点シェル要素を用い、ポラスアルミニウムは完全積分ソリッド要素を用いてモデル化し、両モデル間のメッシュサイズは同幅とした。ポラスアルミニウムは等方クラッシュャブルフォーム(区分的線形形式の硬化則)で弾塑性圧縮特性を定義した。

ダブルハット形材のフランジ面およびポラスアルミニウムと形材内面は接触問題として処理し、フランジ面の摩擦係数を 0.1、ポラスアルミニウムと形材内面の摩擦係数は 0.9 とした。ダブルハット形材のスポット溶接部やポラスアルミニウムと形材内面を接着した場合には、その節点間には剛結合を定義した。形材端面に剛体板を定義し、剛体板と形材は剛結合とし、一方の剛体板を固定し、もう一方の剛体板は負荷方向以外の自由度を拘束しひずみ速度 53km/Hr での衝撃解析を行った。アルミニウム合金形材のひずみ速度依存性は考慮しなかった。

## 5.4 衝撃圧縮試験と FEM 解析結果および考察

### 5.4.1 Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポラス材の衝撃圧縮特性

純アルミニウムポラス材および Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポラス材の衝撃圧縮特性については第 4 章で述べた。ここでは、充填複合部材の衝撃圧縮試験に用いた Al-10.0%-1.0%Mg の衝撃圧縮特性について述べる。Fig. 5-9 に Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポラス材の衝撃圧縮試験結果を示す。同図より比重の増加に伴って衝撃圧縮強度は増加し、合金化による強度上昇とそれによるセル壁のぜい化によって応力変動が大きくなることがわかる。

Fig. 5-10 に比重とプラトー応力の関係を示す．同図中の細線は Fig. 3-16 の熱処理を施していない Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の静的圧縮試験結果である．同図は，Fig.4-14(b) の Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材と同様に衝撃圧縮試験と静的圧縮試験のプラトー応力に差が少ないことから，脆性的な破壊が生じていることがわかる．また，Fig. 3-16 から静的なプラトー応力は Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材よりも Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の方が高いことから，同比重では Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の衝撃圧縮試験のプラトー応力の方が Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材よりも高くなると思われる．

#### 5.4.2 中空ダブルハット型材への充填効果（充填材質の影響）

Fig. 5-11(a), (b) にポーラスアルミニウムの静的および衝撃圧縮試験結果と FEM 衝撃解析結果を示す．(a) が純アルミニウムポーラス材(密度  $0.230\text{g/cm}^3$ )，(b) が Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材(密度  $0.169\text{g/cm}^3$ ) を用いた場合の圧縮応力-ひずみ曲線である．等方クラッシュブルフォームで特性定義したポーラスアルミニウムの FEM 衝撃解析結果は，両図とも衝撃圧縮試験結果と一致することがわかる．また，純アルミニウムポーラス材と密度は異なるが，Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の衝撃圧縮強度は同程度であることがわかる．

Fig.5-12 に中空ダブルハット型材および純アルミニウムポーラス材圧入，接着圧入充填ダブルハット型材の落錘式衝撃試験による衝撃圧縮試験と静的圧縮試験における応力-ひずみ曲線を示す．同図中の細線が，それぞれの試験片での静的圧縮試験の圧縮応力-ひずみ曲線である．衝撃圧縮試験結果と同様に静的圧縮試験でも接着圧入の圧縮応力が高く，複合部材では Fig. 4-13(a) の純アルミニウムポーラス材の落錘試験結果と同様に，静的圧縮試験の応力-ひずみ曲線は衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線の応力変動の下限値を示す曲線となることがわかる．中空ダブルハット型材の静的圧縮応力-ひずみ曲線は，衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線よりも応力変動が少なく，衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線を平準化させた変形挙動を示している． Fig. 5-13(a), (b) に中空ダブルハット型材およびポーラ

スアルミニウム圧入, 接着圧入充填ダブルハット型材の衝撃圧縮試験における応力-ひずみ曲線を示す。Fig. 5-13 (a), (b)両図中の細線は, それぞれの試験片での FEM 解析による衝撃圧縮応力-ひずみ曲線である。Fig. 5-13(a)が純アルミニウムポーラス材, (b)が Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材を用いた場合の衝撃圧縮試験と FEM 解析による衝撃圧縮応力-ひずみ曲線である。Fig. 5-13 (a), (b)両図共に中空ダブルハット型材と比較して, ポーラスアルミニウムを圧入や接着圧入充填した複合部材の衝撃圧縮応力は大きく増加し, FEM 解析はそれぞれの試験結果とほぼ一致していることがわかる。また, 圧入充填材よりも接着圧入充填材の方が衝撃圧縮応力は高く, その差は衝撃圧縮応力-ひずみ曲線において, 型材の屈曲変形により衝撃圧縮応力が低くなった部分が影響しているように思われる。Fig. 5-14 に純アルミニウムポーラス材充填ダブルハット型材の衝撃圧縮試験後の試験片外観と X線 CT 装置により非破壊で内部撮像した画像を示す。衝撃圧縮試験でスポット溶接部が破断することはなく, 内部断面の画像から, ダブルハット型材の座屈変形の内部にポーラスアルミニウムが進入していることがわかる。圧入充填材では, 型材が外側に屈曲した部分に完全には進入していないが, 接着圧入した試験片では十分に進入していることから, 接着圧入充填材は型材の内外側への屈曲変形を拘束したことや圧入内圧による型材の屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムの入り込みによって圧縮方向の変形抵抗が大きくなり, 衝撃圧縮応力が高くなったことがわかる。また, Fig. 5-13(a), (b)共に FEM 解析による接着圧入充填材の衝撃圧縮応力-ひずみ曲線は, ひずみ量 20%以降から試験結果よりも衝撃圧縮応力が高くなっている。Fig. 5-15 に示すように, 接着圧入充填材では Fig. 5-14 同様, ポーラスアルミニウムが型材の屈曲変形内部に入り込み, かなり複雑な変形となったことからメッシュサイズの影響を受け, 本 FEM 解析モデルでは型材との界面部に剛結合を定義したことなどから, 圧縮方向の変形に対してわずかではあるが過剰抵抗となったものと思われる。

ひずみ量 までのエネルギー吸収量  $E_a$  は下式(5-18)で表される。

$$E_a = \frac{L \cdot S}{100} \cdot \int_0^\varepsilon \sigma_{(\varepsilon)} d\varepsilon \quad (5-18)$$

ただし， $L$ は試験片高さ， $S$ は初期の試験片断面の外形面積である．

Fig. 5-16(a), (b)は式(5-18)により，Fig. 5-13(a), (b)の結果をエネルギー吸収量とひずみの関係に整理したものである．同図中には Fig. 5-11(a), (b)のポーラスアルミニウムの衝撃圧縮試験結果をエネルギー吸収量とひずみの関係に直して併記し，それぞれの FEM 解析結果は細線で示した．Fig. 5-16(a), (b)両図ともエネルギー吸収量はひずみの増加に伴ってほぼ直線的に増加し，エネルギー吸収量で整理すると，FEM 解析と試験結果がほぼ一致していることがわかる．また，ポーラスアルミニウム圧入充填材は試験結果のエネルギー吸収量の方が FEM 解析結果のそれよりも高く，その理由として，圧入によるポーラスアルミニウムの弾性変形が，低圧力(1MPa程度)ではあるが内圧力として影響しているものと思われる．ポーラスアルミニウム充填複合部材のエネルギー吸収量曲線の傾きは，中空形材とポーラスアルミニウムのそれぞれの曲線の傾きを加えたものよりも十分に大きいことから，エネルギー吸収量はポーラスアルミニウム充填による複合化によって重畳効果があることがわかる．また，ポーラスアルミニウム充填複合部材は前述した形材内側への屈曲変形の拘束の強さに応じて，接着圧入充填材，圧入充填材の順でエネルギー吸収量曲線の傾きが大きいことがわかる．

#### 5.4.3 円筒形材，六角形筒形材への充填効果（形材形状の影響）

Fig. 5-17(a)に円筒形材，(b)に六角形筒形材およびこららの中空形材に純アルミニウムポーラス材を圧入充填した形材の落錘式衝撃試験による衝撃圧縮試験と静的圧縮試験における応力-ひずみ曲線を示す．図中の細線が，それぞれの試験片での静的圧縮試験の圧縮応力-ひずみ曲線である．衝撃圧縮試験結果と同様に静的圧縮試験でも圧入の圧縮応力が高く，Fig. 5-11(a)の純アルミニウムポーラス材充填ダブルハット形材の落錘試験結果と同様に，静的圧縮試験の応力-ひずみ曲線は衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線の応力変動の下限値を示す曲線となっていることがわかる．

形材のみでの静的圧縮応力-ひずみ曲線は衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線よりも応力変動が少なく，衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線を平準化させた変形挙動を示している．

Fig. 5-18(a)に円筒形材，(b)に六角形筒形材の衝撃圧縮応力 - ひずみ曲線を示す．図中の細線は，それぞれの試験片での FEM 解析による衝撃圧縮応力-ひずみ曲線である．Fig. 5-18(a)，(b)共にそれぞれの試験結果と FEM 解析結果はほぼ一致していることがわかる．また，これらの圧入充填材は，中空形材と比べて強度が増加し，座屈変形の状態を表す応力の変動波形が大きく，そのひずみ幅が小さく明瞭になることがわかる．Fig. 5-19 に高速度カメラで撮影した試験時の変形状態を示す．同図より圧入充填材の座屈形態が細かな軸対象崩壊モードとなることがわかる．また，Fig. 5-20 の FEM 解析結果の変形図でも Fig. 5-19 同様の崩壊モードとなることが見受けられる．アルミニウム合金円筒の板厚がわずかに増すと非軸対象崩壊から軸対象崩壊モードになることや，本試験結果同様にポーラスアルミニウム充填で軸対象崩壊モードに変わることが報告<sup>5)</sup>されている．以上のことから，ポーラスアルミニウム充填による重畳効果は，形材の厚さを増す補強効果として寄与しているものと思われる．

Fig. 5-21(a)は Fig. 5-18(a)の円筒形材，Fig. 5-21(b)は Fig. 5-18(b)六角形筒形材の式(5-18)によるエネルギー吸収量とひずみの関係を示す．Fig. 5-21(a)，(b)の図中には，Fig. 5-11(a)のポーラスアルミニウムの衝撃圧縮試験結果をエネルギー吸収量とひずみの関係に直して併記し，それぞれの FEM 解析結果は細線で示した．Fig. 5-21(a)，(b)ともにエネルギー吸収量はひずみの増加に伴ってほぼ線形的に増加し，FEM 解析結果は試験結果と一致していることがわかる．圧入充填材での試験結果と FEM 解析結果の差はダブルハット形材での結果と同様に圧入内圧が影響しているものと思われる．また，ダブルハット形材の結果と同様に圧入充填材のエネルギー吸収量曲線の傾きは，中空形材とポーラスアルミニウムのそれぞれの曲線の傾きを加えたものよりも十分に大きく，中空形材が異なってもほぼ同程度の複合化による重畳効果があることがわかる．

Fig. 5-22 に示すように，衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線は，圧縮初期の最高応力（塑性座屈応力） $\sigma_{cr}$  を過ぎた後はほぼ規則的な座屈変形をするため，エネルギー吸収量の指標として平均圧壊応力 $\sigma_m$  で表すことができる．ひずみ量 $\varepsilon$  までの平均圧壊応力は，エネルギー吸収量を用いて下式(5-19)で表される。

$$\sigma_m = \frac{100}{\varepsilon \cdot S \cdot L} \cdot E_a \quad (5-19)$$

Fig. 5-23,24 に，Fig. 5-11(a)の純アルミニウムポーラス材の応力-ひずみ曲線における緻密化変形の開始までのひずみを考慮して，50%ひずみ量における下式(5-20)のエネルギー吸収量から求まる平均圧壊応力で，これまでの実験および解析結果を整理した．

$$\sigma_{m, \varepsilon=50\%} = \frac{10 \cdot E_{a, \varepsilon=50\%}}{S} \quad (5-20)$$

同図中の破線は，中空形材にポーラスアルミニウムの平均圧壊応力を加えた値を示し， $\sigma_m$  で示す平均圧壊応力の推定値については後述する．同図より，複合部材の FEM 解析結果は試験結果と良く一致し，衝撃圧縮試験でのポーラスアルミニウム充填複合部材の平均圧壊応力は，これら中空形材とポーラスアルミニウムのそれぞれの平均圧壊応力を加えた値よりも大きく，同圧縮強度のポーラスアルミニウムを充填した場合，純アルミニウムポーラス材や Al-10.0%-1.0%ポーラス材によらず，圧入充填材で約 1.6 倍，接着圧入充填材で約 2 倍となっていることがわかる．

#### 5.4.4 複合部材の平均圧壊応力の推定方法

閉断面中空形材の塑性座屈における平均圧壊応力は剛完全塑性モデルにおいて以下のような算定式が得られている．

角筒の平均圧壊応力<sup>1)</sup>には下式(5-21)がある．

$$\sigma_m / \sigma_f = k_b \cdot (4t/W)^{0.8} \quad (5-21)$$

ここで， $W$ は平坦部の幅を示し， $k$ は材料特性と境界条件に依存する係数で，矩形筒や中空ハット形材においても適用できる<sup>2)</sup>とされており，本ダブルハット中空形材での試験結果から $k_b=1.8$ となった．



円筒の平均圧壊応力<sup>3)</sup>は軸対象座屈形態では下式(5-22)があり,本試験結果と一致した.

$$\sigma_m / \sigma_f = k_c \cdot (t/r)^{0.5} \quad (5-22)$$

ここで,  $k_c=1.85$ ,  $r$ は円筒半径である.

多角形筒の平均圧壊応力<sup>4)</sup>は下式(5-23)がある.

$$\sigma_m / \sigma_f = k_h \cdot (t/W_p)^{0.5} \quad (5-23)$$

$W_p$ は稜線間の幅を示し,六角形筒での本試験結果から  $k_h=1.55$  となった.

ここで,  $\sigma_f$ は剛完全塑性モデルにおいて等価降伏応力と呼ばれるものであり,その多くは引張強度( $\sigma_f = \sigma_b$ )を用いるが,式(5-22)では降伏応力( $\sigma_f = \sigma_y$ )としている.上式(5-21)~(5-23)の算定式にダブルハット,円,六角形中空型材の周囲長を乗じたものが平均圧壊荷重となり,本論文では,これら中空型材の平均圧壊荷重を初期の試験片断面の外形面積で除した値を中空型材の平均圧壊応力 $\sigma_{m,fr}$ とした.

#### 5.4.5 平均圧壊応力に及ぼす充填方法の影響

Fig. 5-19 に示されたように,ポーラス充填は型材補強として重畳寄与すると仮定すると,その効果は式(5-24)となる.

$$\sigma_{m,cb} = \sigma_{m,fr} + A \cdot \sigma_{m,fr} + \sigma_{m,pa} \quad (5-24)$$

ここで,  $A$ を効果度とし, $\sigma_{m,cb}$ はポーラス充填型材, $\sigma_{m,pa}$ はポーラスアルミニウムの平均圧壊応力を示す.また,式(5-24)の  $A$ として圧縮方向の変形に伴って,ポーラスアルミニウムの重量が,見掛け上,型材の厚さを増すことで座屈に対する変形抵抗を増加させる補強効果として寄与するものと仮定し,型材重量  $w_{fr}$ ,接着剤を含まないポーラスアルミニウムの重量  $w_{pa}$ とすると,効果度  $A$ は式(5-25)で表され,式(5-24)は式(5-26)のようになる.

$$A = \alpha \cdot (w_{pa} / w_{fr}) \quad (5-25)$$

$$\sigma_{m,cb} = \sigma_{m,fr} + \alpha \cdot (w_{pa} / w_{fr}) \cdot \sigma_{m,fr} + \sigma_{m,pa} \quad (5-26)$$

ただし,  $\alpha$ を質量効果係数とし,ダブルハット型材の場合,型材重量  $w_{fr}$ はフランジ部を除くポーラスアルミニウムとの接触部のみとする.

Table 5-1 にダブルハット,円,六角形中空型材の平均圧壊応力 $\sigma_{m,fr}$ の推定

式(式(5-21) ~ (5-23) ) ,および,ポーラスアルミニウム充填したこれらの中空型材の推定式(式(5-26) )での平均圧壊応力  $\sigma_{m,cb}$  の計算結果を示す .Fig. 5-23(a)に純アルミニウムポーラス材 , (b)に Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材を充填したダブルハット型材を , Fig.5-24(a)にダブルハット型材 , (b)に円筒型材 , (c)に六角形筒型材に純アルミニウムポーラス材を圧入,接着圧入充填した型材にこれら推定式での計算結果を , 衝撃圧縮試験および FEM 解析結果と比較した . Table 5- 1 および Fig. 5-24 より , 純アルミニウムポーラス材を接着圧入充填ダブルハット型材では質量効果係数 が 1.2(接着剤重量を考慮した場合 ,  $\eta = 1.0$ )で , 圧入充填した複合部材では中空型材によらず質量効果係数 が 0.6 で , 試験結果や FEM 解析結果とほぼ一致していることがわかる . ポーラスアルミニウム接着圧入充填では , 型材の内外側への屈曲変形に対する拘束によって圧縮方向の変形抵抗が大きくなり , 型材に比べて低強度ではあるが , 見掛け上 , 充填重量分の全てが型材板厚の増加として寄与し , また屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムの入り込みによってさらなる平均圧壊応力の増加に寄与していることから , 質量効果係数 が 1.2 と大きくなっていることがわかる . 圧入充填では , 型材の内面側への屈曲変形の拘束と圧入内圧による型材の屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムのわずかな入り込みの効果であり , 見掛け上の重量分の寄与は接着圧入充填よりも小さいが , 中空型材形状によらず質量効果係数 は一定となったものと思われる . また , Fig. 5-23 より , ダブルハット型材充填では Al-10.0%Zn-1.0Mg ポーラス材でも純アルミニウムポーラス材とほぼ同じように平均圧壊応力が増加していることから , 純アルミニウムポーラス材と同様の複合化による重畳寄与が生じていると思われる . しかし , 型材の屈曲変形内部に入り込んだ Al-10.0%Zn-1.0Mg ポーラス材は , 純アルミニウムポーラス材と同圧縮強度ではあるが , セル壁強度を増加させた低密度充填材である . このことから , Table 1-1 に示すように Al-10.0%Zn-1.0Mg ポーラス材の質量効果係数 が純アルミニウムポーラス材よりも高くなり , その接着圧入充填ダブルハット型材の質量効果係数 が 1.4 , 圧入充填では質量効果係数 が

0.8 と増加し，試験結果や FEM 解析結果とほぼ一致することがわかる．

#### 5.4.6 形材板厚および圧入影響

形材板厚 1, 1.5, 2mm の 5052-H34 の中空ダブルハット形材，および，密度  $0.230\text{g/cm}^3$  の純アルミニウムポラス材を圧入無しで充填したダブルハット形材を，接着圧入充填材と同様の条件で落錘式衝撃試験を行った．Fig. 5-25 に衝撃圧縮応力 - ひずみ曲線と，同図中の細線で静的圧縮応力 - ひずみ曲線を示す．形材板厚によらずいずれの静的圧縮応力-ひずみ曲線は，衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線よりも細かな応力変動が少なく，衝撃圧縮試験の応力-ひずみ曲線を平準化させた変形挙動を示している．Fig. 5-26 に衝撃圧縮応力 - ひずみ曲線と，細線でそれぞれの試験片での FEM 解析による衝撃圧縮応力-ひずみ曲線を示す．FEM 解析は形材板厚とポラスアルミニウムと形材内面の摩擦係数を 0.1 とした以外は前述の方法との違いはない．Fig. 5-27 は Fig. 5-26 の式(5-18)によるエネルギー吸収量とひずみの関係を示す．同図中の細線は，それぞれの FEM 解析によるエネルギー吸収量とひずみの関係である．形材板厚 1, 1.5, 2mm のこれらのダブルハット部材の本推定式（式(5-21), (5-26)）での平均圧壊応力の計算結果を Table 5-2 に示す．Fig. 5-28 にこれらの本推定式での計算結果を，衝撃圧縮試験および FEM 解析結果と比較した．試験結果と FEM 解析結果，および，本推定式での計算結果は一致していることがわかる．Table 5-2 および Fig. 5-28 より，圧入無し充填ダブルハット形材では式(5-26)の質量効果係数  $\beta$  が 0.25 で試験結果や FEM 解析結果とほぼ一致し，基の形材板厚の影響は受けず充填方法による定数となっていることがわかる．また，圧入無し充填ダブルハット形材では内面側への屈曲変形の拘束の効果のみであったため，圧入充填ダブルハット形材での質量効果係数 ( $\beta = 0.6$ ) が約半分まで小さくなった．

### 5.5 結 言

- (1) ポラスアルミニウムの要素特性および複合部材の弾塑性圧縮 FEM 解析方法を構築し，衝撃圧縮特性や変形挙動が試験結果と一致した．

- (2) 同程度の圧縮強度を示すポーラスアルミニウムであれば材質によらずそのポーラスアルミニウム充填複合部材のエネルギー吸収量は，中空型材とポーラスアルミニウムそれぞれを加えた値よりも圧入充填で約 1.6 倍，接着圧入充填で約 2 倍となり，複合化による重畳効果が存在し，エネルギー吸収量は大きく増加する．
- (3) 接着圧入充填では型材の内外側への屈曲変形に対する拘束，圧入充填では内側への拘束と圧入内圧による型材の屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムの入り込みによって，圧縮方向の変形抵抗が大きくなることで衝撃圧縮応力は高くなり，エネルギー吸収量も増加する．
- (4) 複合化による重畳効果は，見掛け上，型材の厚さを増す補強効果として表すことができる．
- (5) 型材の屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムの入り込みによる変形抵抗（質量効果係数）は，純アルミニウムポーラス材よりも Al-10.0%Zn-1.0Mg ポーラス材の方が高いため，同程度の平均圧壊応力のポーラスアルミニウム複合部材は軽量となる．
- (6) 圧入有無での充填，接着圧入充填した複合部材の平均圧壊応力推定式は試験結果と一致した．重畳効果は中空型材の形状や板厚によらず充填方法によって決定される．

## 参考文献

- 1) C.L. Magee and P.H. Thornton, S.A.E. paper, No.780434(1978).
- 2) 綾 紀元, 高橋邦弘, 日本自動車技術会論文集, No.7(1974) 60-66.
- 3) 都井 裕, 日本造船学会論文集, 157(1985) 416-424.
- 4) 中沢嘉明, 田村憲司, 日下貴之, 北條正樹, 日本機械学会論文集, **73**-731, A(2007) 828-834.
- 5) T. Banno, Z. Xie, Y. Yamada, Cui'e Wen: Proc. 4<sup>th</sup> Int. Conf. on Porous Metals and Metal foaming Tech., (The Japan Inst. Metals, 2005) 543-546.
- 6) T. D. Claar, C.-J. Yu, J. D. Adkins and H. H. Eifert, Cellular Metals and Metal Foaming Tech., (MIT - Verlag, 2001) 37-42.
- 7) H. Lanzerath, R. Schilling, SAE 2003-01-0328(2003) 47-55.
- 8) Green RJ. A plasticity theory for porous solids, Int. J. of Mechanical Sciences, **14** (1972) 4, 215-224.
- 9) S. Shima, M. Oyane, Plasticity theory for porous metals, Int. J. of Mechanical Sciences, **18** (1976) 6, 285-291.
- 10) Despande VS, Fleck NA, Isotropic constitutive models for metallic foams, J. of Mechanics and Physics of Solids, **48** (2000) 6-7, 1253-1283.

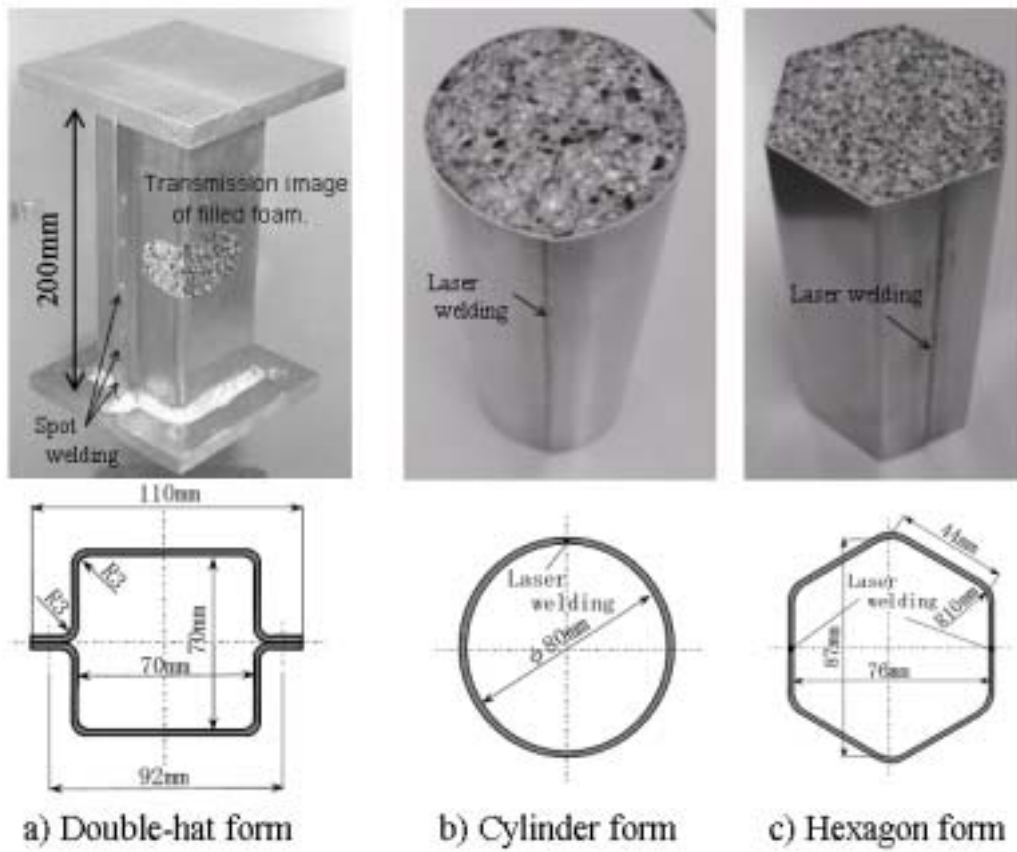


Fig. 5-1 Crushing test forms.

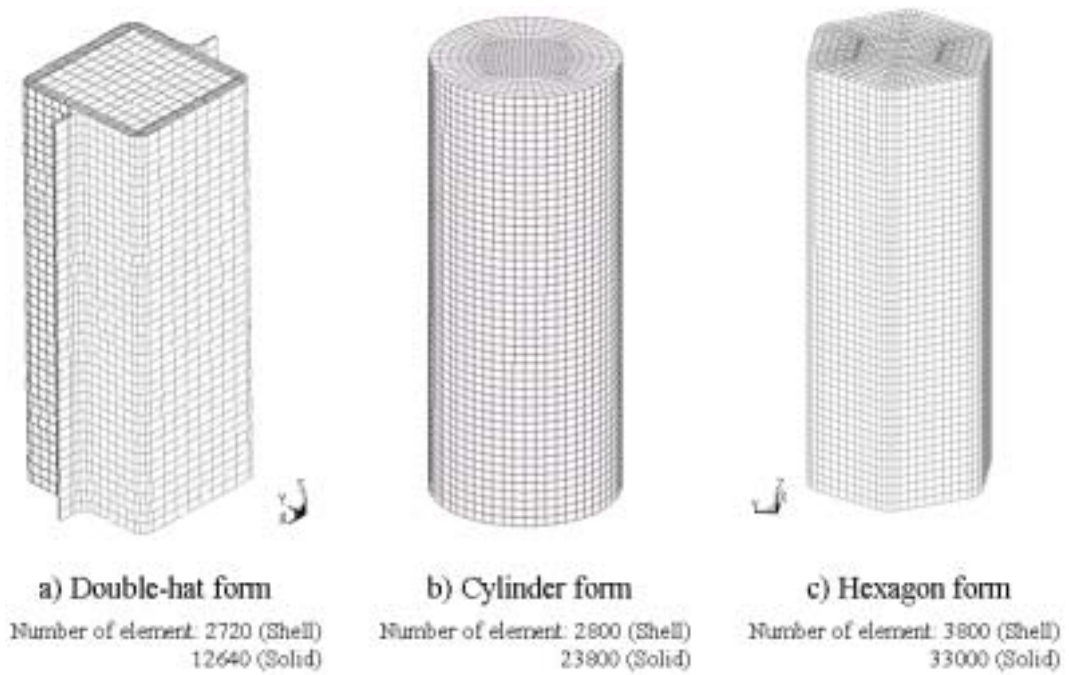


Fig. 5-2 FEM models

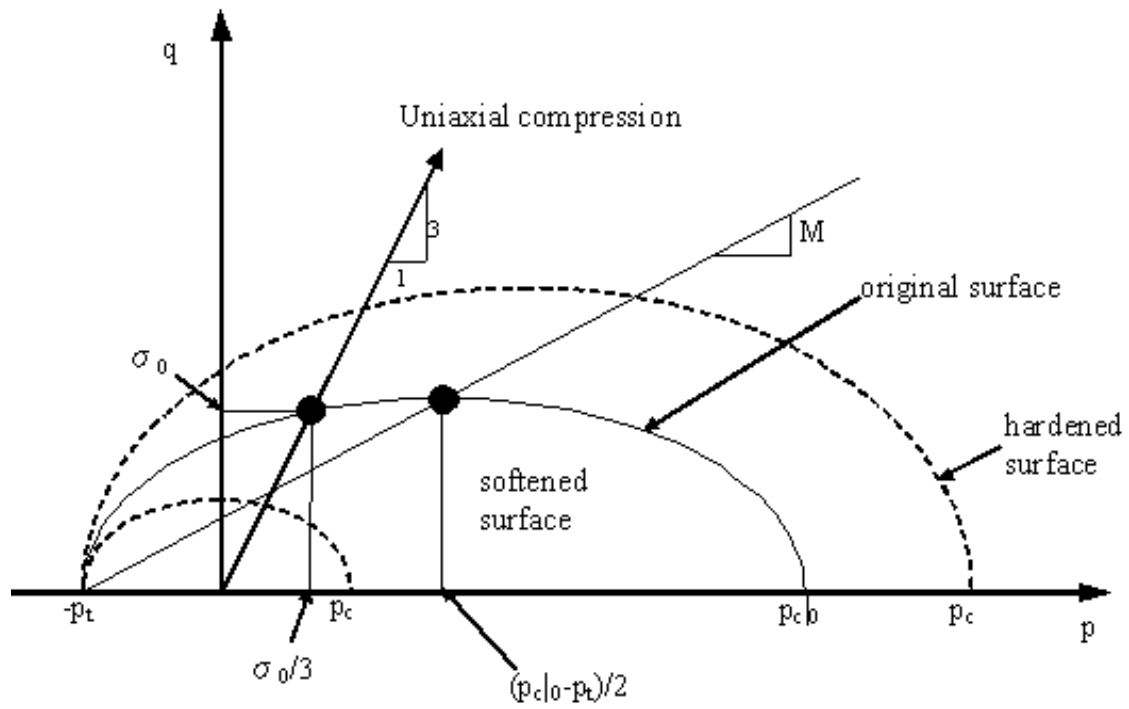


Fig. 5-3 Yield surfaces in  $p$ - $q$  plane for the foam model.

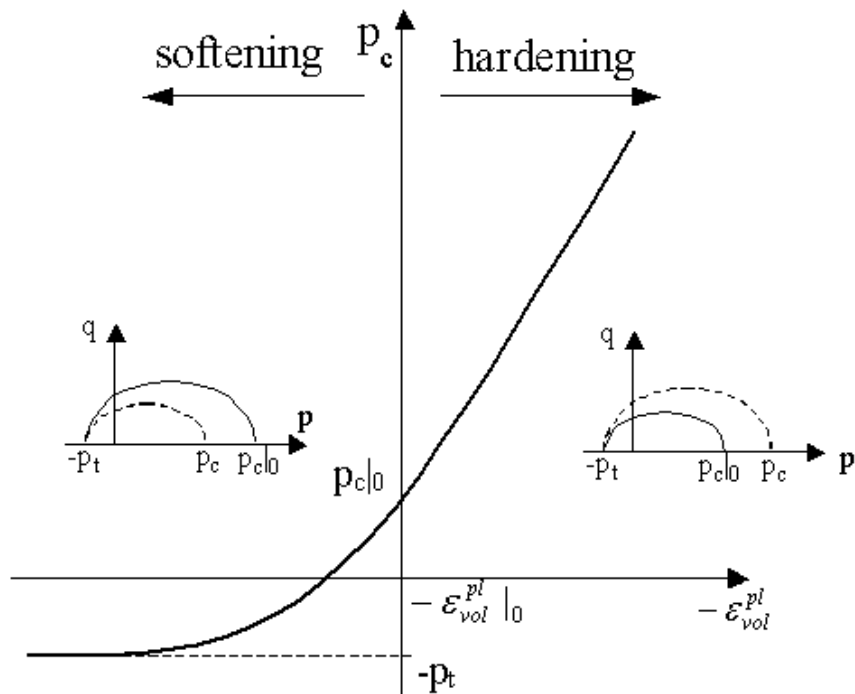


Fig. 5-4 Typical hardening/softening rule.

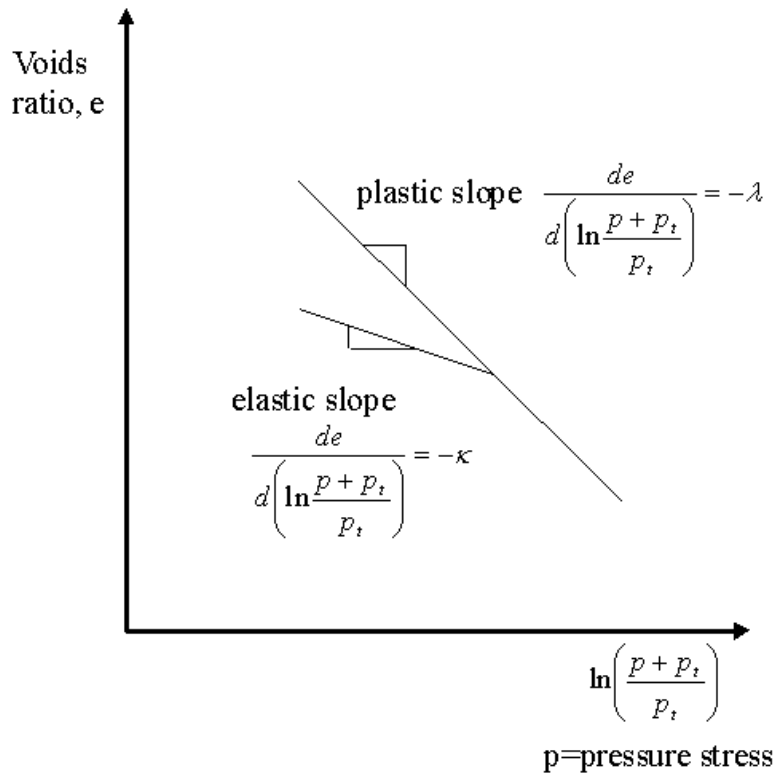


Fig. 5-5 Exponential hardening

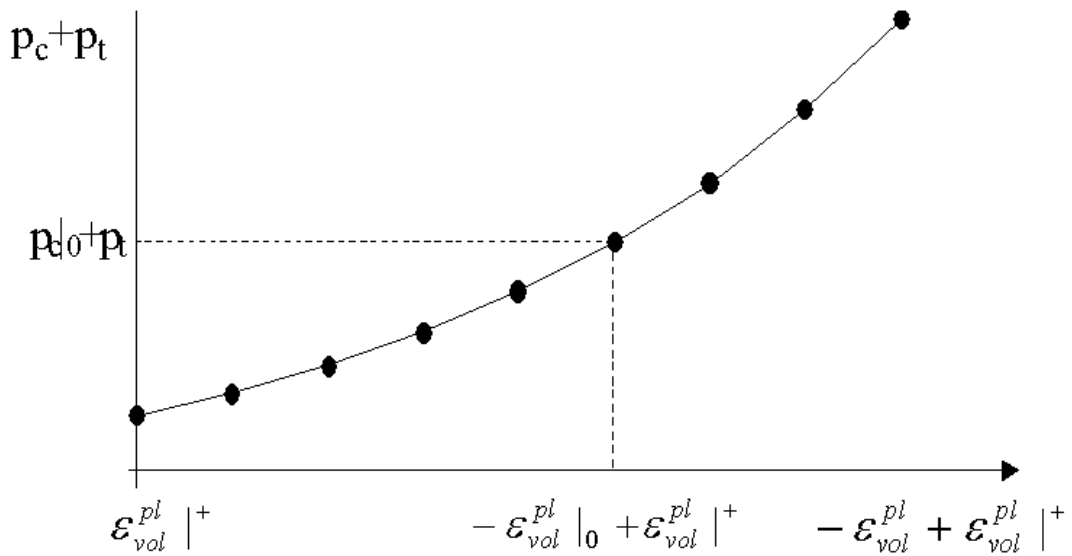
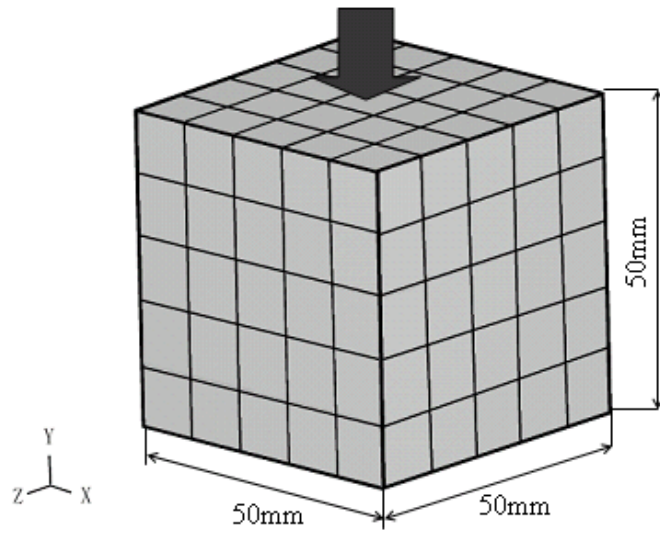
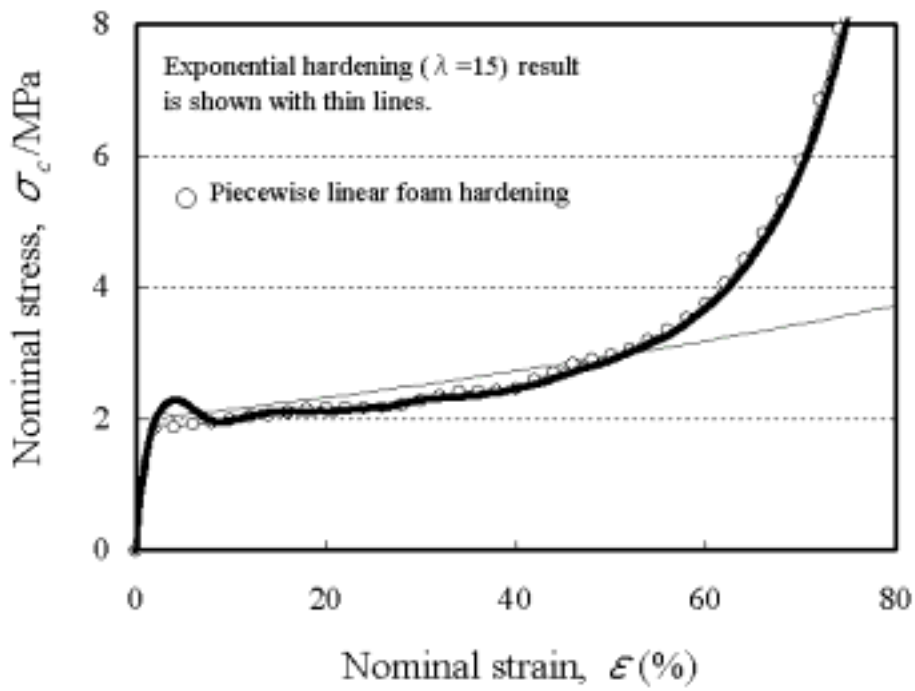


Fig. 5-6 Typical piecewise linear hardening.

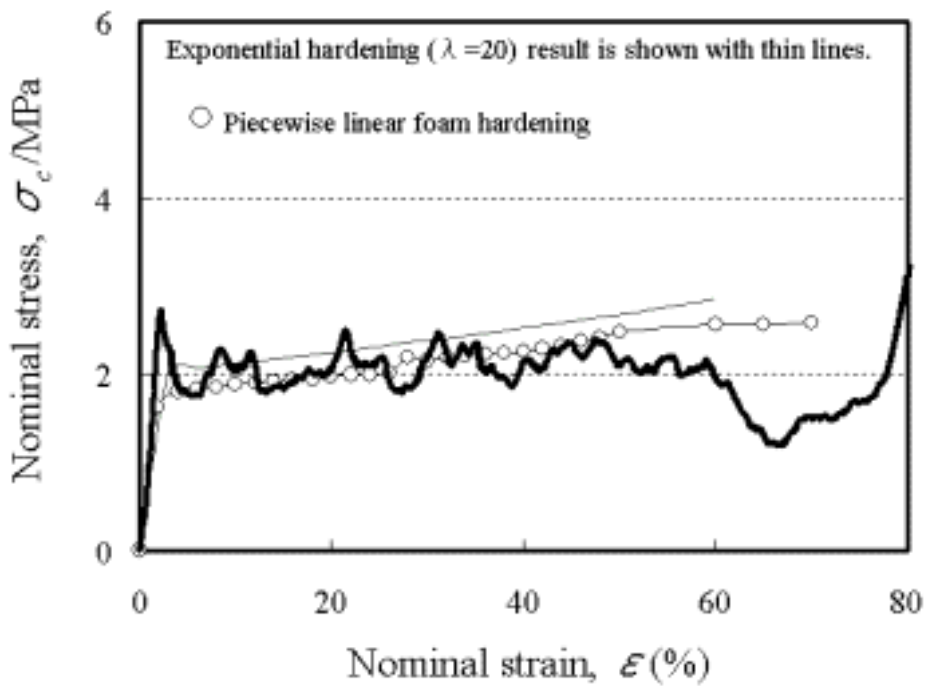




**Fig. 5-7 FEM model for the foam model.**



(a) Pure Al foam



(b) Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam

Fig. 5-8 FEM results for the foam model.

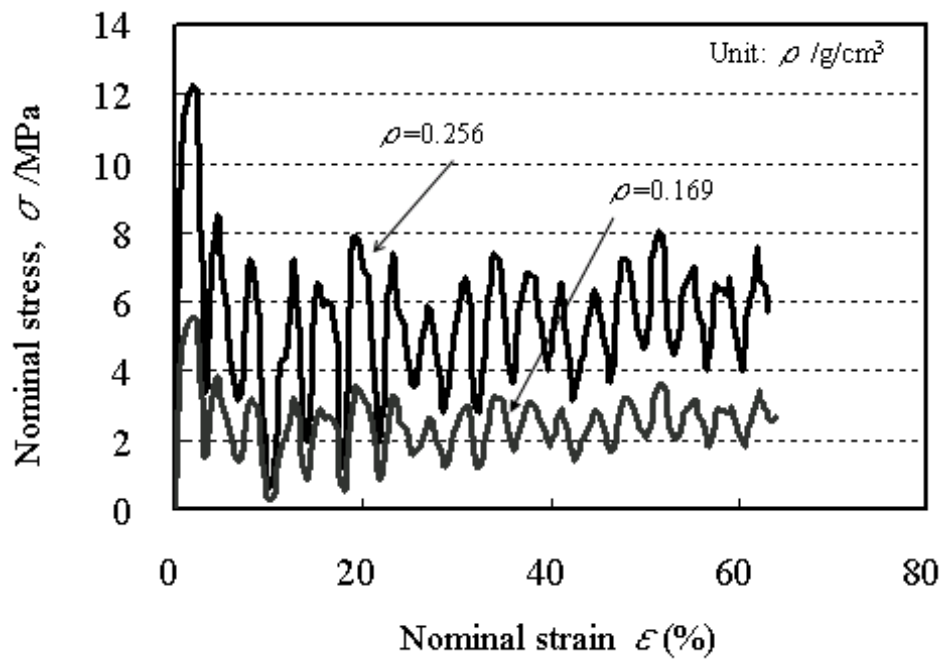


Fig. 5-9 Crushing stress-strain curve of Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam.

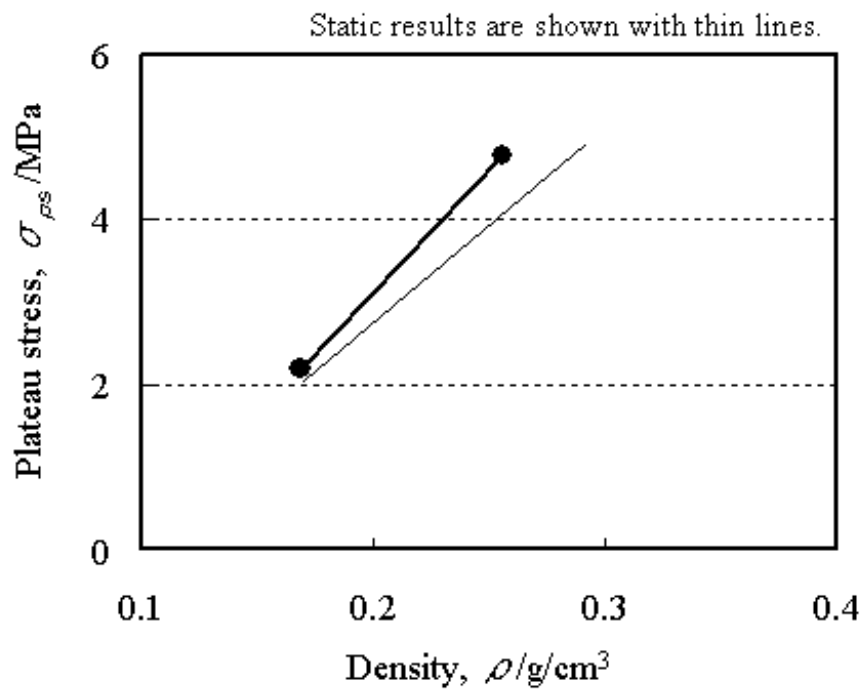
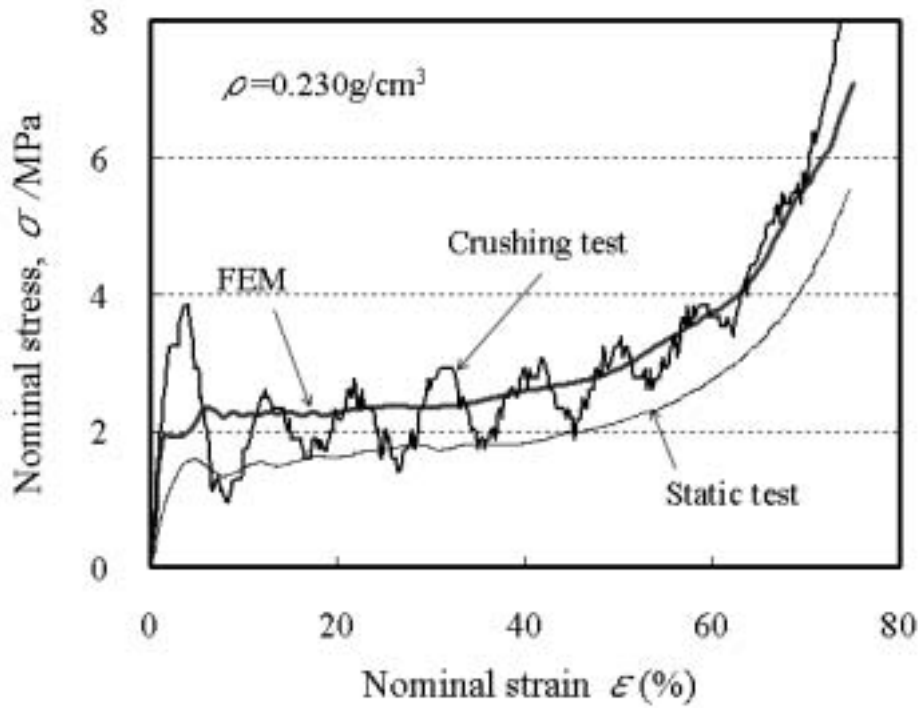
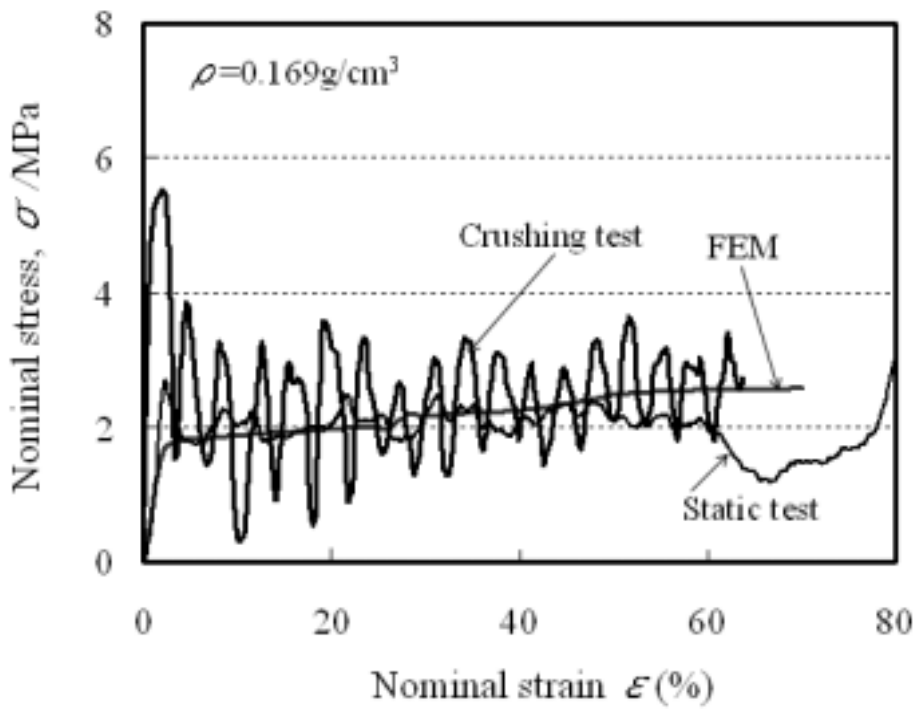


Fig. 5-10 Relation between density and dynamic plateau stress of Al-10.0%Zn-1.0%Mg foams.



(a) Pure Al foam



(b) Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam

Fig. 5-11 Stress-strain curve of porous Al.

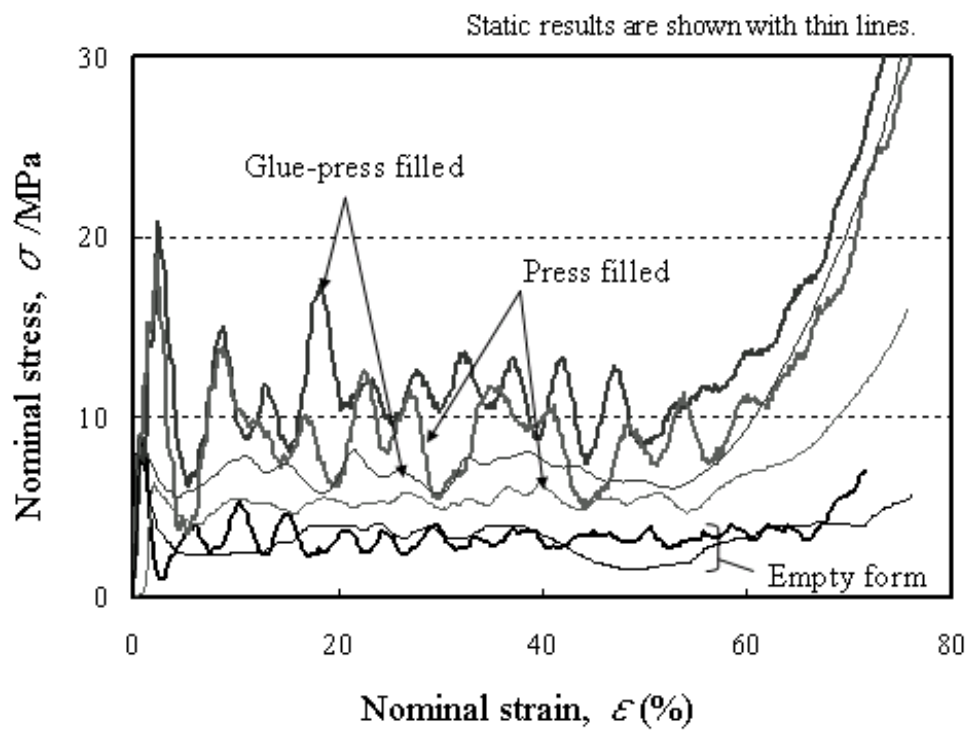
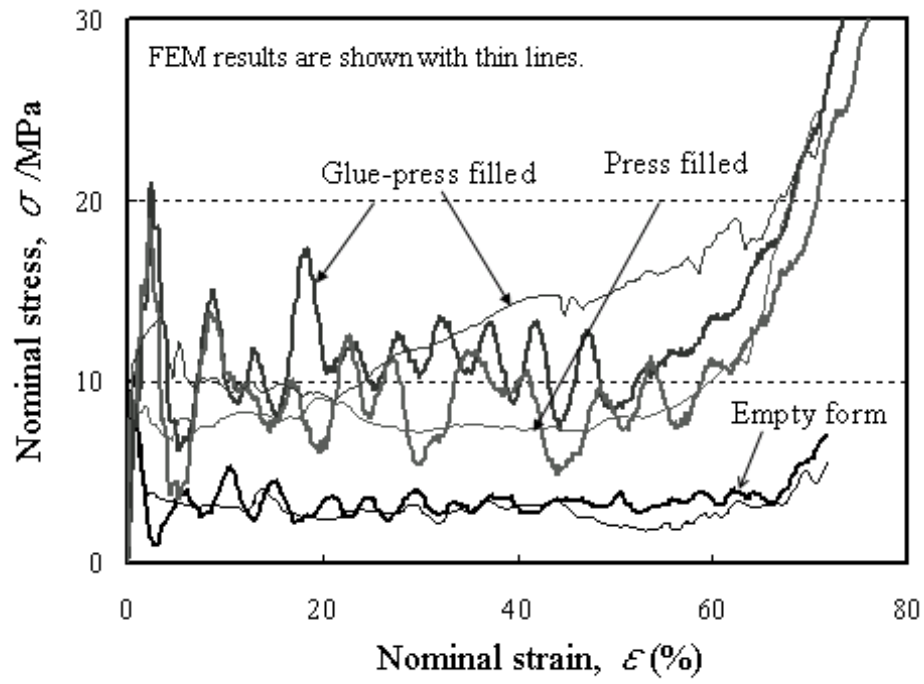
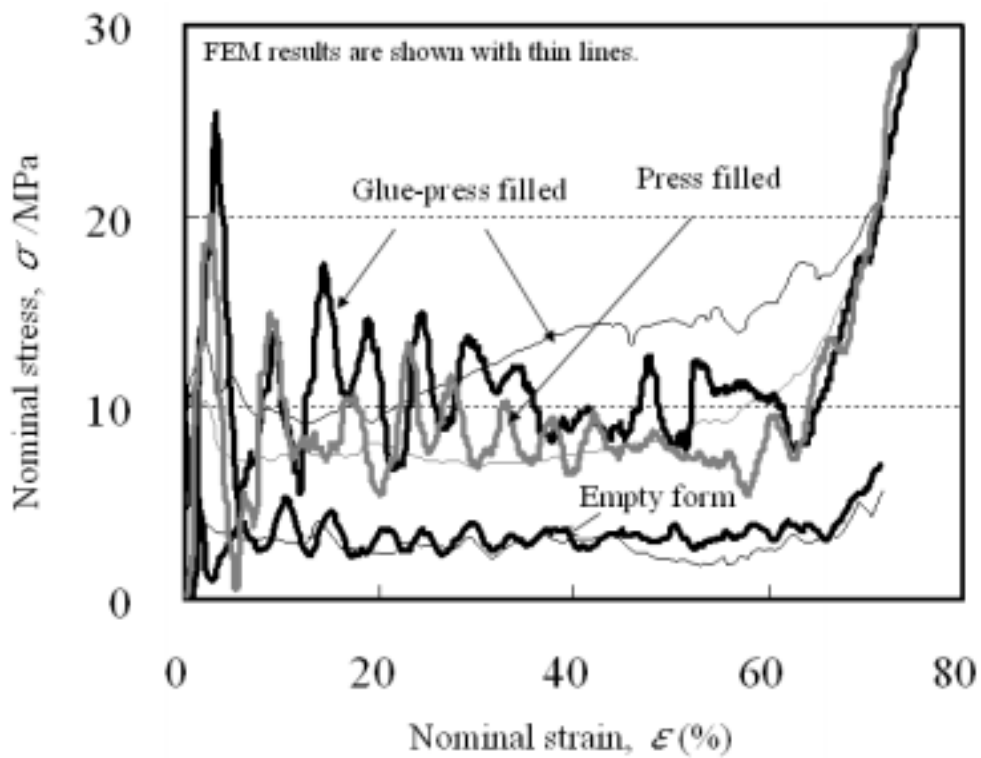


Fig. 5-12 Crushing and Static compression stress-strain curves of double-hat forms filled in pure Al foam.



(a) Pure Al foams.



(b) Al-10.0%Zn-1.0%Mg foams.

Fig. 5-13 Crushing stress-strain curves of double-hat forms.

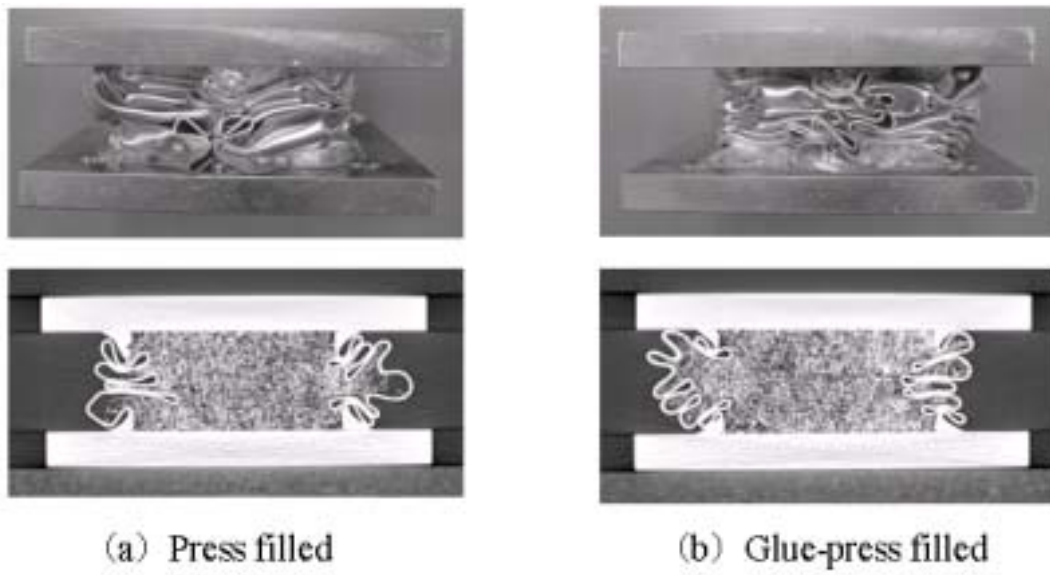


Fig. 5-14 Transformation photograph and cross-sectional deformation by the X-ray of porous Al filled double-hat forms crushing test results.

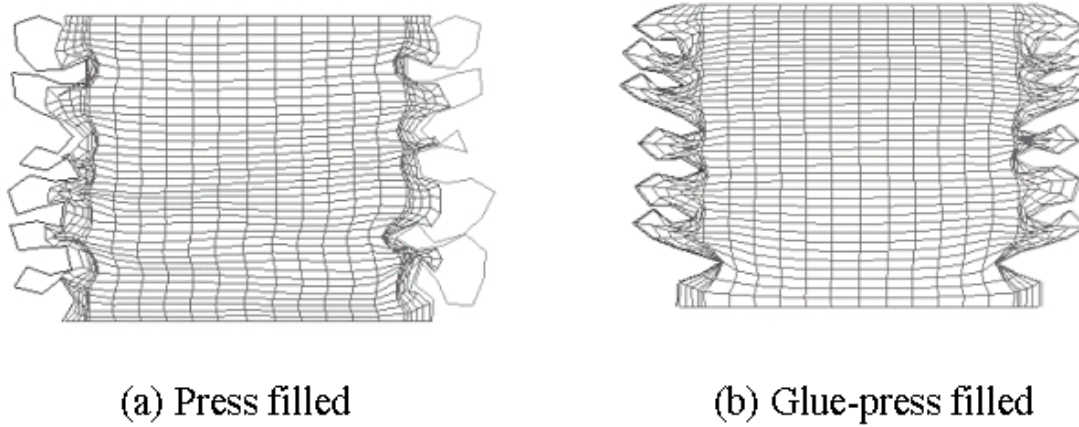
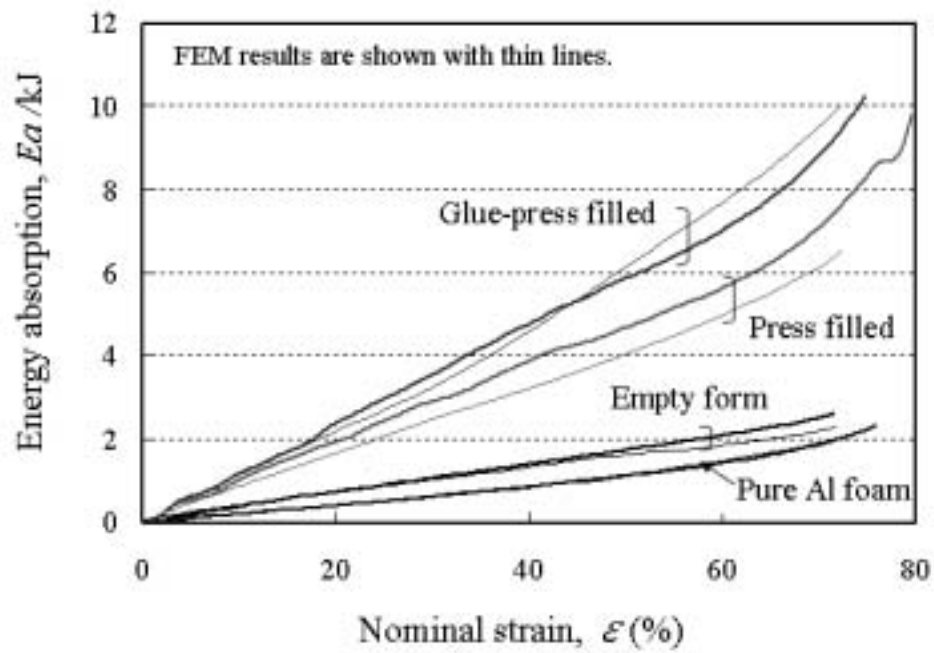
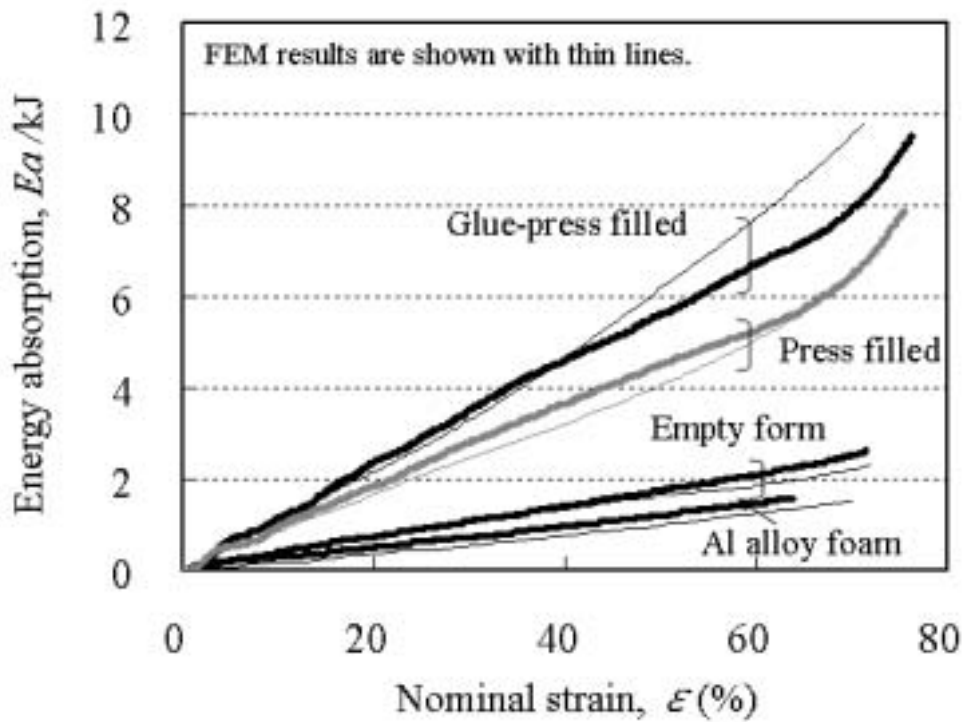


Fig. 5-15 Cross-sectional transformation figure of porous Al filled double-hat forms crushing FEM results of 70% strain.



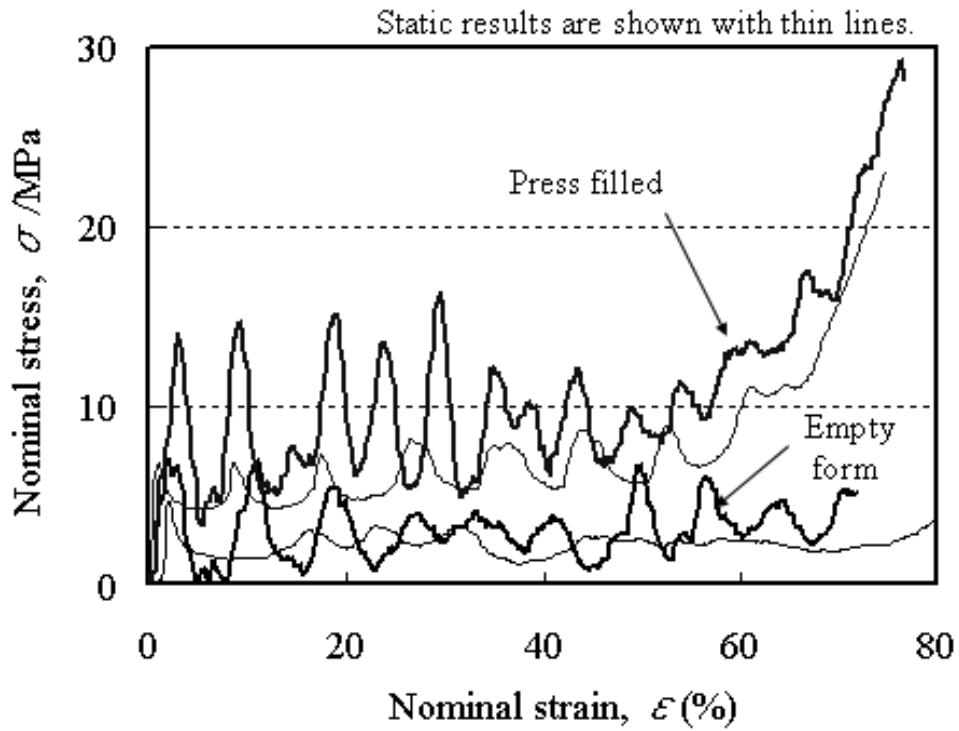
(a) Pure Al foams.



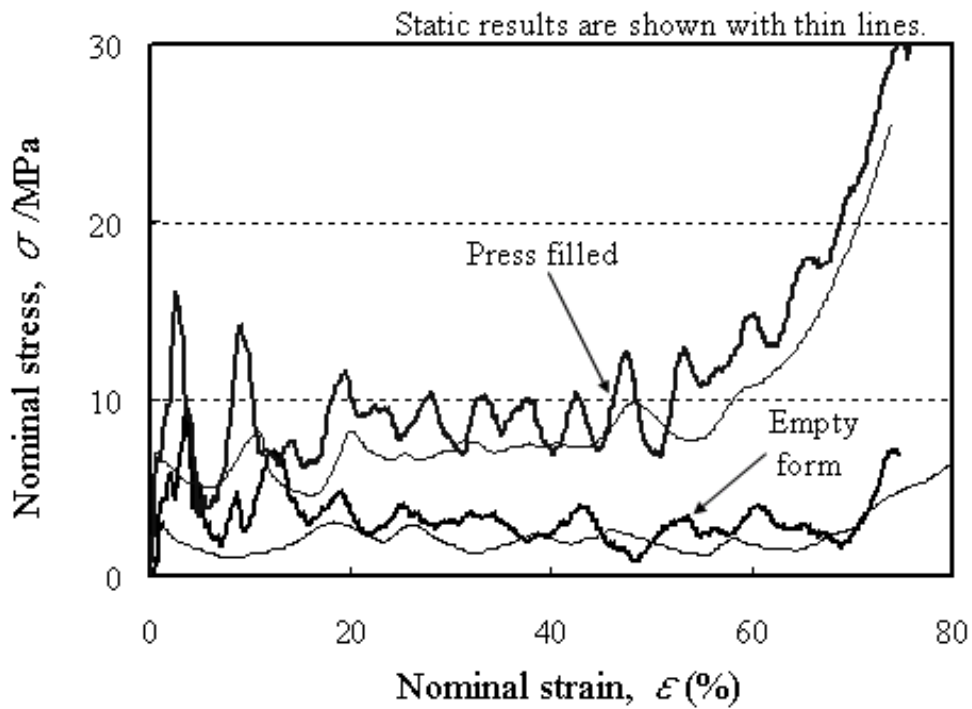
(b) Al-10.0%Zn-1.0%Mg foams

Fig. 5-16 Relationship between energy absorption and strain of double-hat forms.



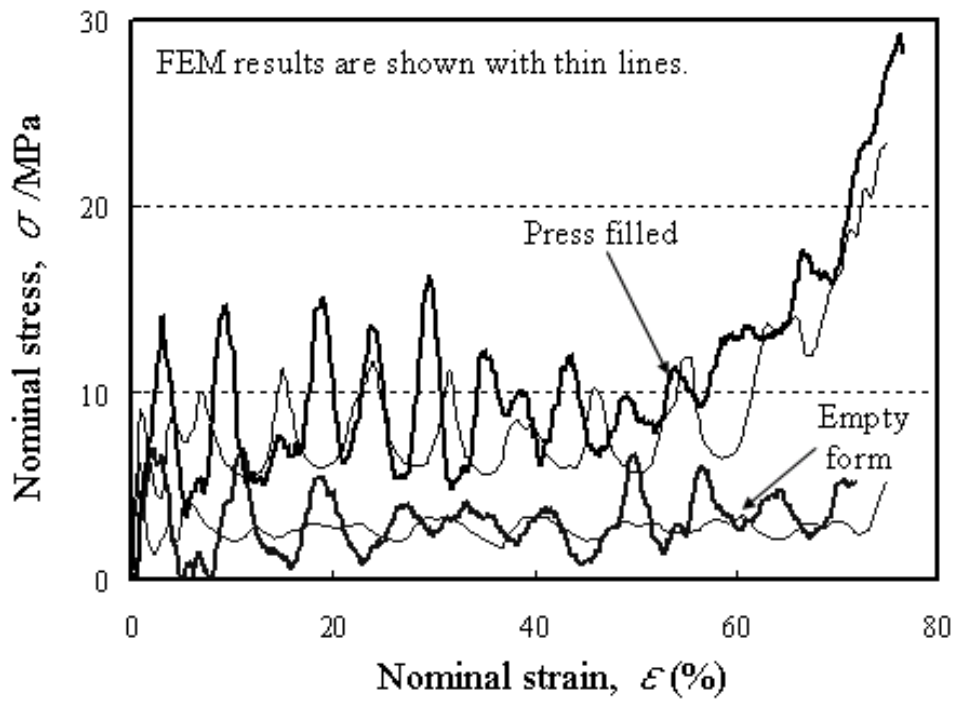


(a) Cylinder forms

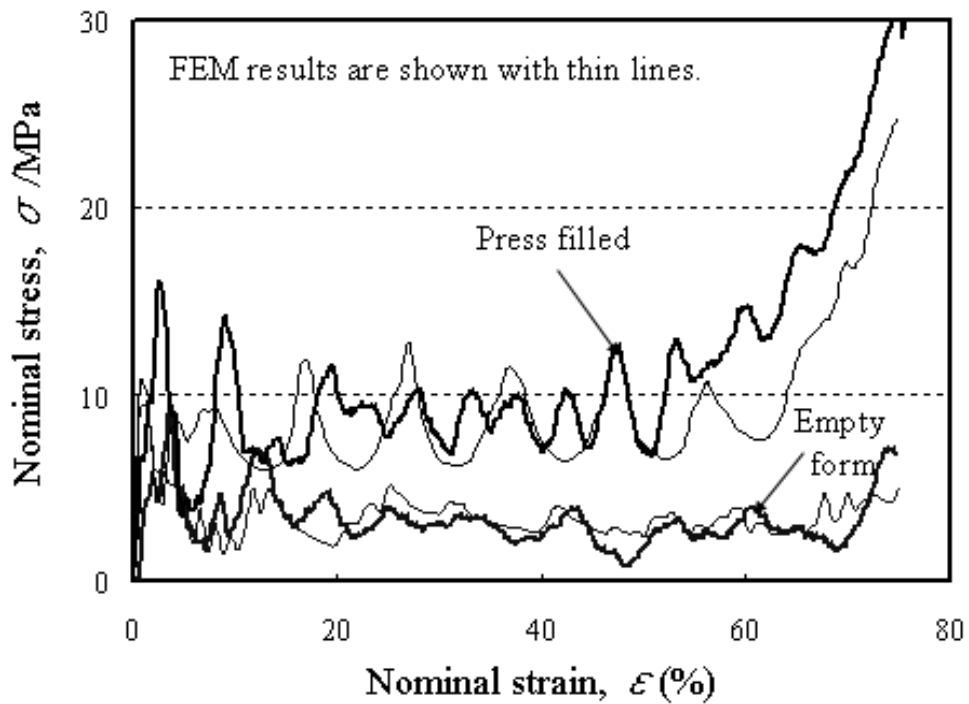


(b) Hexagon forms

Fig. 5-17 Crushing and Static compression stress-strain curves.



(a) Cylinder forms



(b) Hexagon forms

Fig. 5-18 Crushing stress-strain curves.

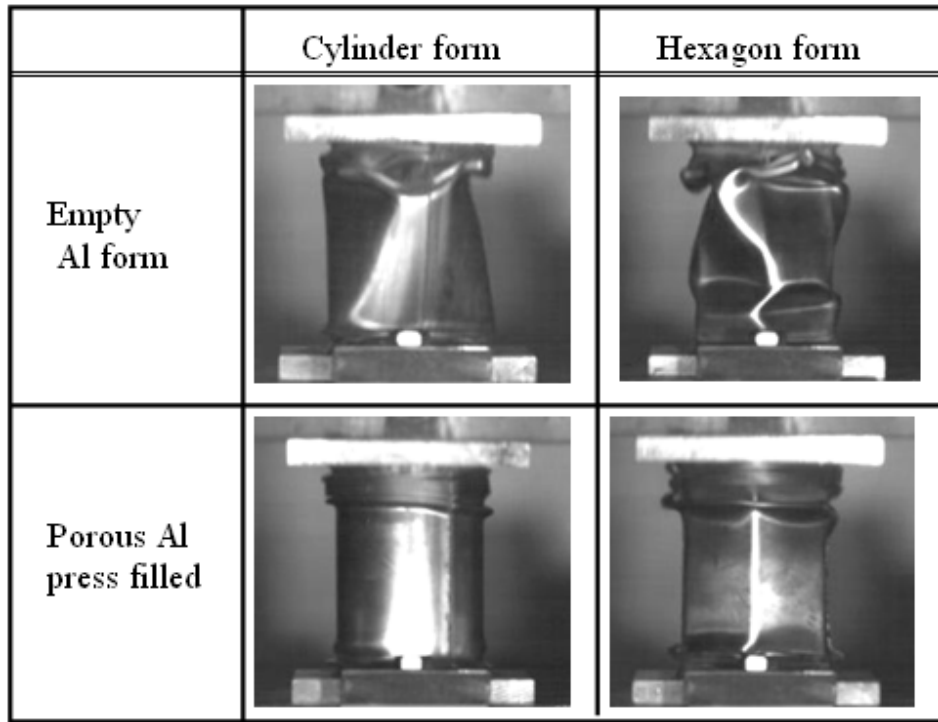


Fig. 5-19 Progressive crushing mode in crushing test recorded by the high-speed camera of 42% strain.

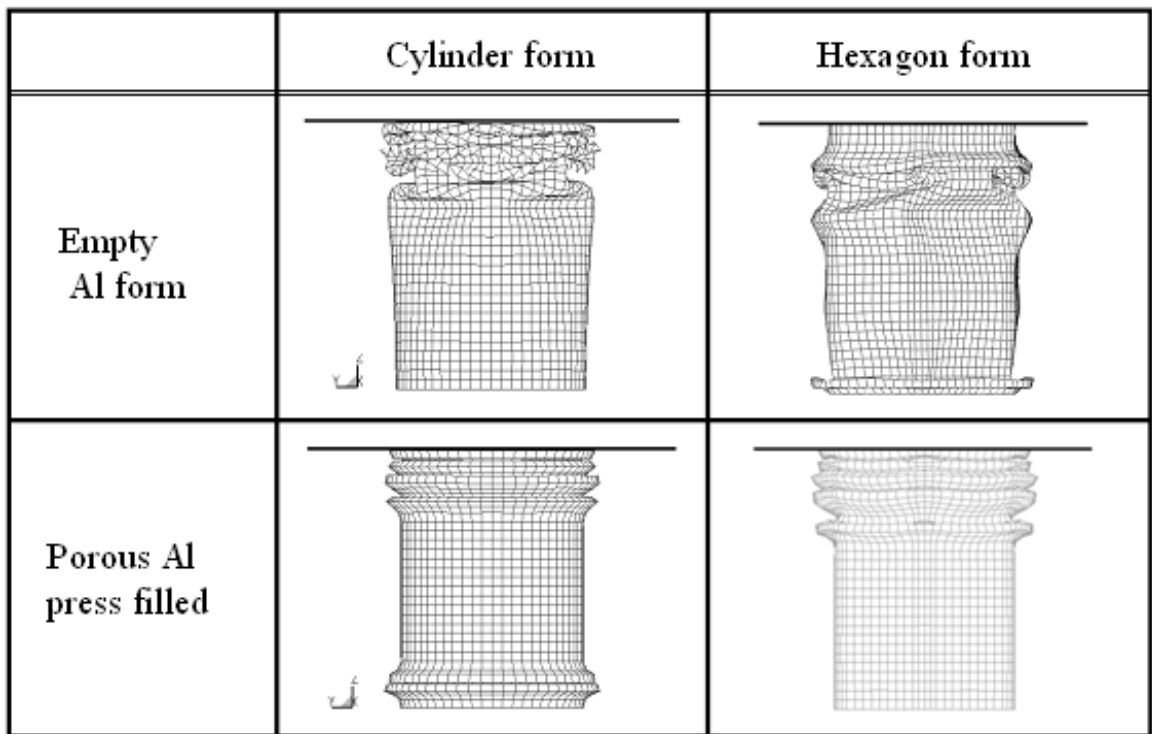
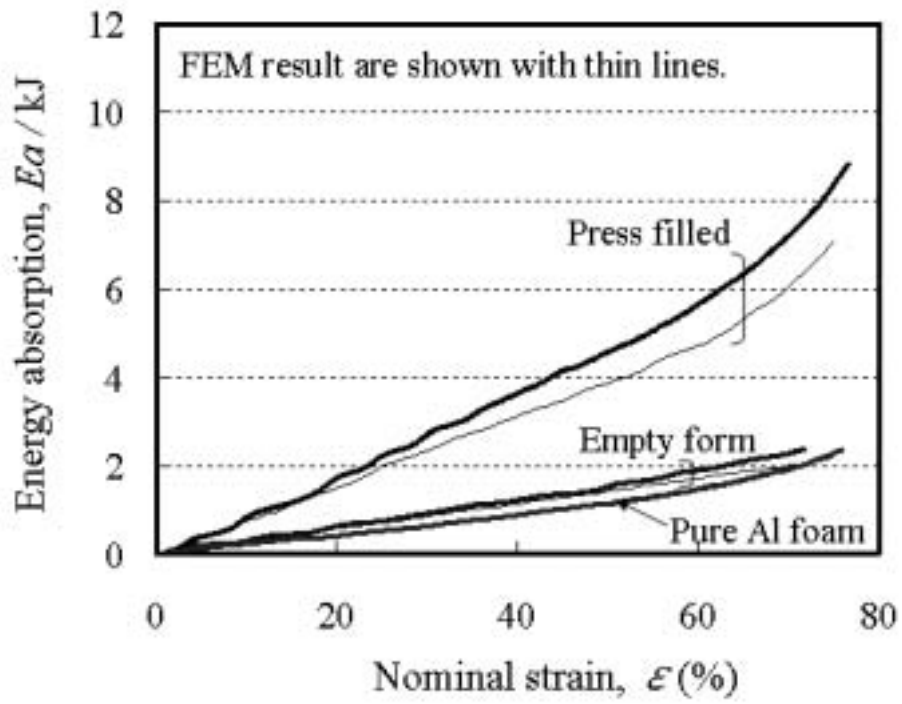
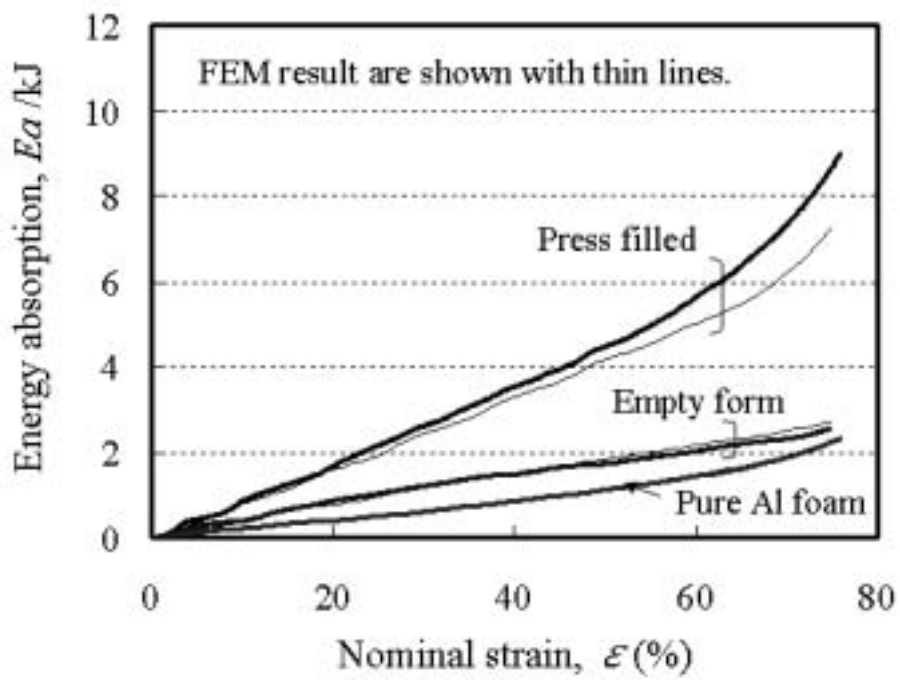


Fig. 5-20 Transformation figure of FEM results of 45% strain.



(a) Cylinder forms



(b) Hexagon forms

Fig. 5-21 Relationship between energy absorption and strain.

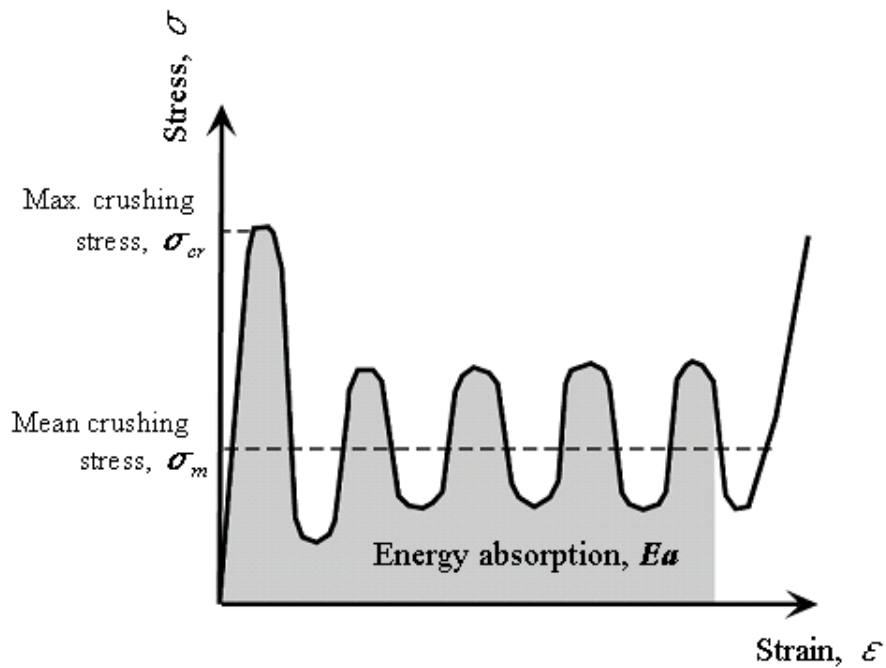


Fig. 5-22 Relation of the energy absorption performance in the non-dimensional stress-strain curve under axial crushing.

Table 5-1 Calculation results in the estimation equation of mean crushing

	Porous Al		Form		T.P. weight (g)		$F_{BCB}$ (MPa)			Filled foam
	$F_{B,PS}$ (MPa)	$F_{B,0}$ (MPa)	Press filled	Glue-press filled	$\alpha_{PS}$	Press filled	$\alpha_{m-SSC}$	Glue-press filled		
<b>Double-hat</b>	2.29	3.16	382	(419)	0.60	8.46	1.2	11.48	Pure Al foam	
	2.45	3.16	323	(325)	0.70	8.25	1.4	10.88	Al-10.0%Zn-1.0%Mg foam	
<b>Cylinder</b>	2.27	2.66	387	-	0.60	7.99	-	-	Pure Al foam	
<b>Hexagon</b>	2.27	3.06	387	-	0.60	8.66	-	-	Pure Al foam	

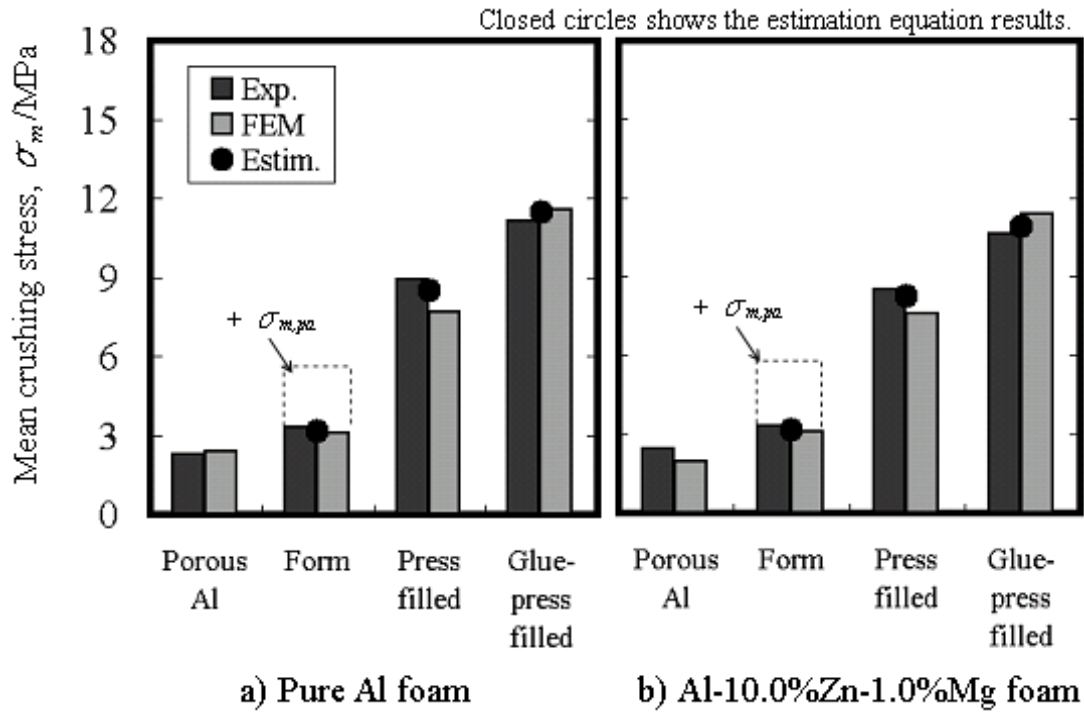


Fig. 5-23 Mean crushing stress of double-hat forms filled in different foam.

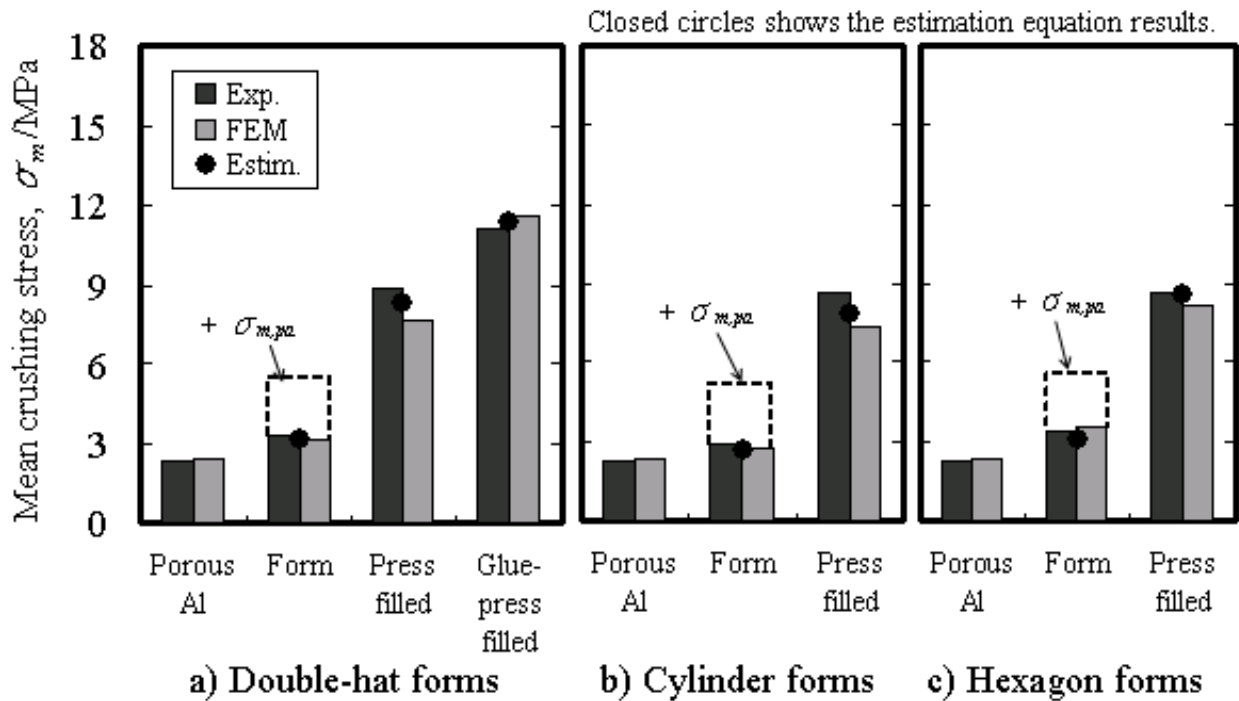


Fig. 5-24 Mean crushing stress of different forms.

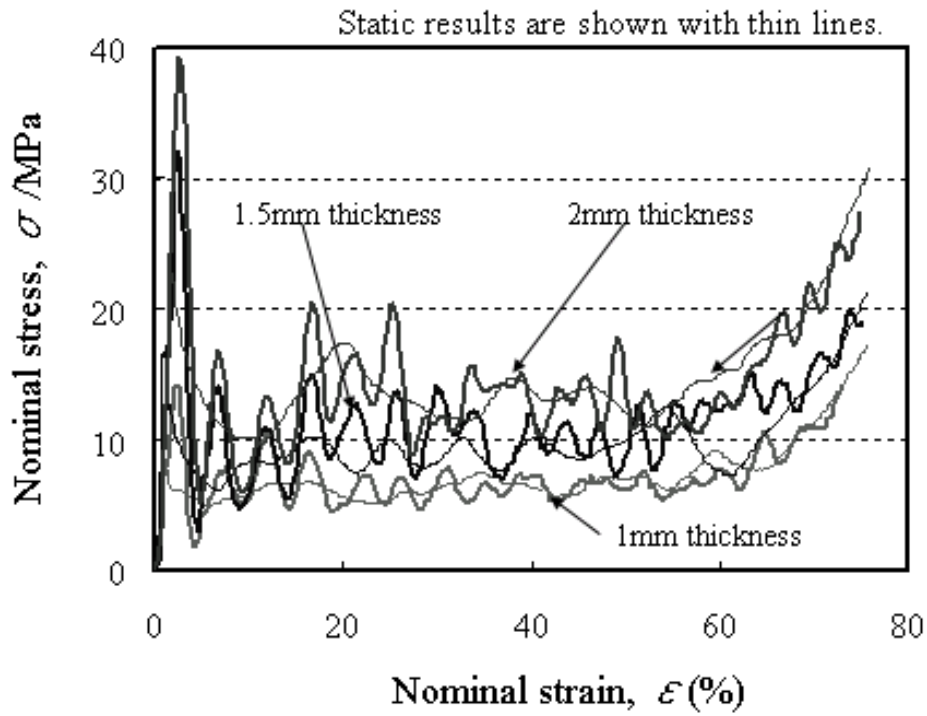


Fig. 5-25 Crushing and static compression stress-strain curves of different thickness double-hat forms without press filling.

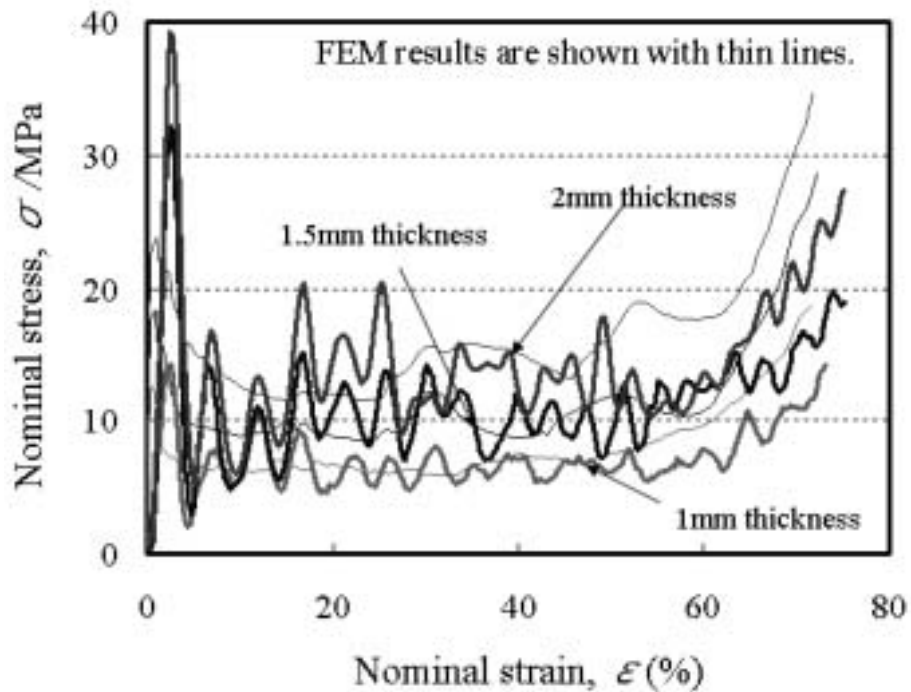


Fig. 5-26 Crushing stress-strain curves of different thickness double-hat forms without press filling.

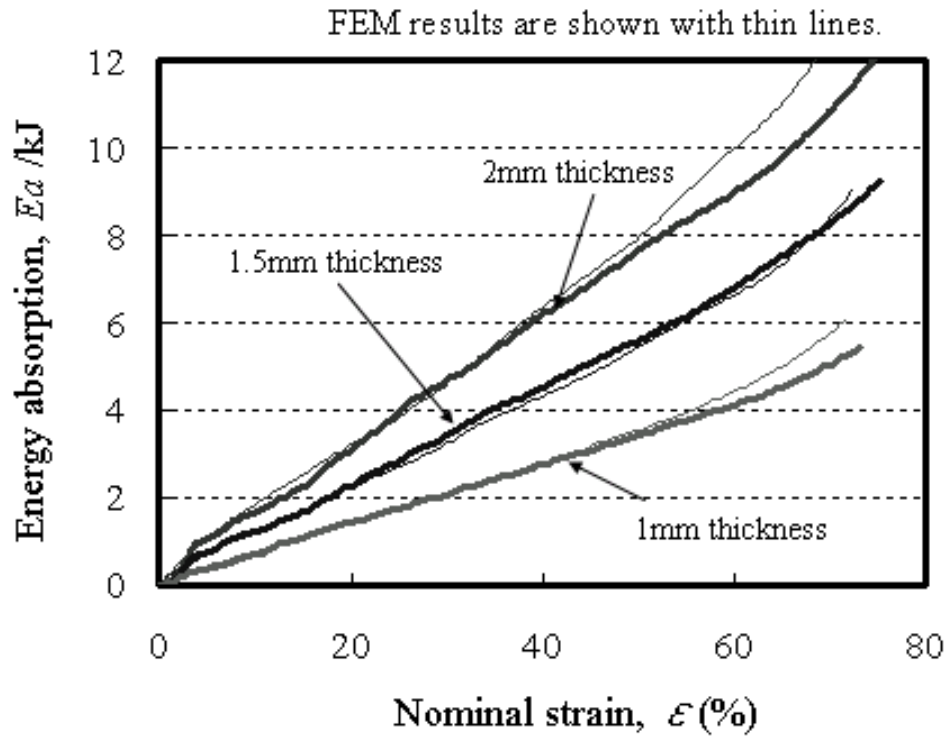


Fig. 5-27 Relationship between energy absorption and strain.

Table 5-2 Calculation results in the estimation equation of mean crushing stress without press filling.

	Polous Al $\sigma_{mpa}$ (MPa)	Form		T.P. weight (g)	$\sigma_{m,cb}$ (MPa)	
		$t$ (mm)	$\sigma_{m,fr}$ (MPa)		$\alpha_{filled}$	Filled
Double-hat	2.29	1	3.16	382	0.25	6.55
	2.29	1.5	6.33	447	0.25	10.00
	2.29	2	10.25	521	0.25	14.20



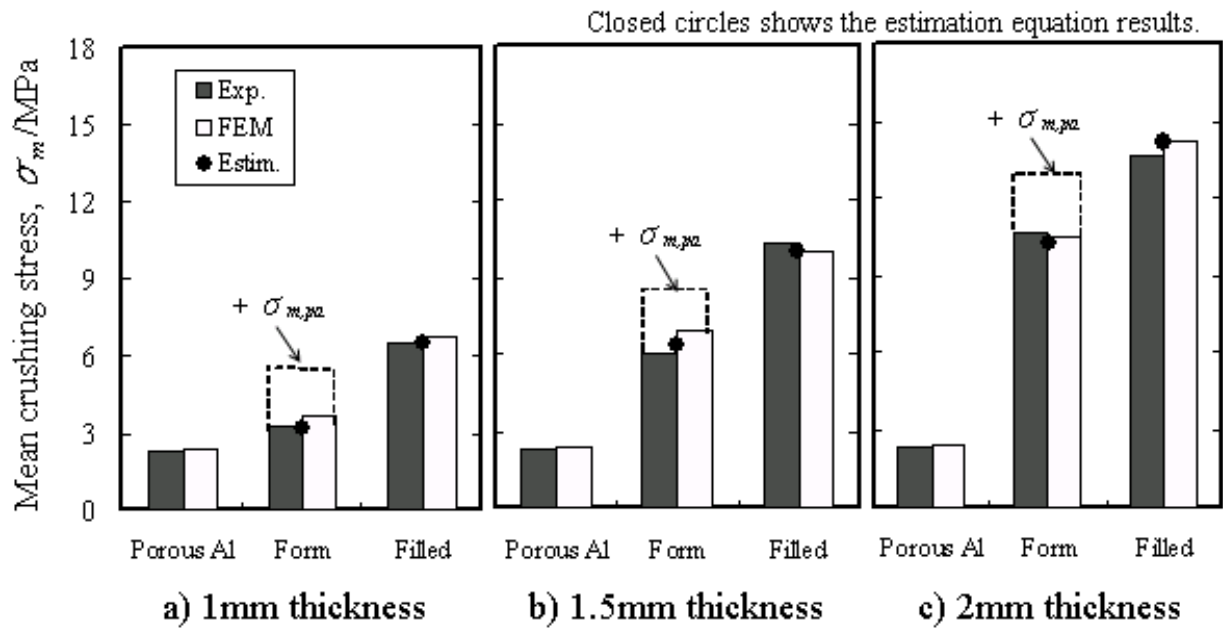


Fig. 5-28 Mean crushing stress of different thickness double-hat forms without press filling.

## 第6章 総括

本研究で対象としているクローズドセル・ポーラスアルミニウムの圧縮条件下で高エネルギー吸収特性を示すことに着目し、気孔の均質化制御や高強度合金化した溶湯法ポーラスアルミニウムおよびその充填複合部材が及ぼす圧縮特性への影響を明らかにすることを目的に研究を行った。その結果として得られた結論を以下に示す。

第2章では、純アルミニウムを基本とする組成の溶湯法ポーラスアルミニウムの気孔形態と圧縮強度に及ぼす発泡条件の影響について述べた。増粘剤(Ca)添加量が増すと気孔径が小さく均質になるが、2.5mass%(以降、mass省略)以上でほぼ一定となる。増粘剤の添加量が多い試料ではプラトー領域の圧縮応力が高くなり、5.0%では生成化合物の増加と凝集によって変形が脆性的になり、プラトー領域が長くなる。

冷却速度の増大は粘性の増加と同様に気孔を均質小粒径化する効果があり、同比重のポーラスアルミニウムでもプラトー応力は向上する。

小粒径の発泡助剤( $TiH_2$ )を用いると気孔径が小さくなるが、同時にセル壁が厚くなり比重が大きくなる。気孔サイズと比重が大きく変化したポーラスアルミニウムのプラトー応力は、比重の約2乗で増加することが明らかとなった。

第3章では、溶湯法ポーラスアルミニウムの圧縮特性に及ぼす亜鉛とマグネシウムの添加の影響について述べた。亜鉛やマグネシウムの単独添加による固溶強化(Al-Zn, Al-Mg)ポーラスアルミニウム合金では圧縮強度の向上効果は少ない。

Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金では亜鉛やマグネシウムの添加量を増やすことで圧縮強度や硬度は上昇するが、熱処理による圧縮強度の向上効果は少ない。Al-Zn-Mg ポーラスアルミニウム合金においてマグネシウム添加量3.0%では表面張力が低下し、Al-10.0%Zn-3.0%Mg ポーラスアルミニウム

合金ブロック中心部分が崩落する。また、過剰な添加による化合物の粗大化が起こり、圧縮強度は硬度 120Hv 程度で極大値を取り、圧縮強度を比重とプラトー応力で表わせば、Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材で純アルミニウムポーラス材の約 1.7 倍、Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材で約 2 倍の圧縮強度が得られ、比重の増加に伴ってこれらのプラトー応力は単調に増加する。しかし、合金化による硬度の上昇に伴うセル壁の延性低下により、脆性的な破壊を伴う圧縮変形となるためにプラトー領域が長くなり、プラトー領域での応力変動が生じる。

第 4 章では、クローズドセル・ポーラスアルミニウムの圧縮特性に及ぼすひずみ速度と合金化の影響について述べた。また、複雑形状中空型内でのニアネット発泡法を確立し、アルミニウム表皮で覆われたニアネット・ポーラス材の外周面表皮が及ぼす圧縮特性への影響について述べた。

純アルミニウムポーラス材では、比重の増加に伴って静的圧縮試験でのプラトー応力は増加し、セル壁の延性と内包ガスの効果が重畳して、試験片の体積が大きくなればさらにプラトー応力は増加する試験片の寸法効果が存在した。Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材では、比重の増加に伴って静的圧縮試験でのプラトー応力は増加するが、高強度合金化によるセル壁の延性低下によって試験片の寸法効果は少ない。

ナイロンを用いた高ひずみ域までの計測が可能な SHPB 法および落錘式衝撃圧縮試験から純アルミニウムポーラス材のプラトー応力のひずみ速度依存性は少なく、比重の増加に伴ってプラトー応力は増加し、静的圧縮試験でのプラトー応力の約 1.3 倍に増加し、試験片の寸法効果が存在した。SHPB 法および落錘式衝撃圧縮試験から、Al-10.0%Zn-0.3%Mg ポーラス材でもプラトー応力のひずみ速度依存性は少なく、比重の増加に伴ってプラトー応力は増加し、静的圧縮試験でのプラトー応力の約 1.1 倍に増加し、試験片の寸法効果は少ない。

SHPB 法で、内包ガス抜き穴を施した純アルミニウムポーラス材では、プラトー応力の増加は減少したことから、動的なプラトー応力の増加は内包ガ

ス圧がセル壁の強度や延性の影響によって衝撃圧縮条件下で上昇することによるものと思われる。

短時間で多数または大型の複雑形状のポーラスアルミニウムを作製できるニアネット発泡法を確立した。表皮があるニアネット・ポーラスアルミニウムの衝撃および静的圧縮特性は、同比重のブロックから切出した純アルミニウムポーラス材とそれらの特性に差は見受けられなかった。

第5章では、ポーラスアルミニウム充填複合部材の軸方向衝撃圧縮特性について述べた。ポーラスアルミニウムの要素特性および複合部材の弾塑性圧縮 FEM 解析方法を構築し、衝撃圧縮特性や変形挙動が試験結果と一致した。

ポーラスアルミニウム充填複合部材のエネルギー吸収量は、中空型材とポーラスアルミニウムそれぞれを加えた値よりも圧入充填で約 1.6 倍、接着圧入充填で約 2 倍となり、複合化による重畳効果が存在し、エネルギー吸収量は大きく増加する。

接着圧入充填では型材の内外側への屈曲変形に対する拘束、圧入充填では内側への拘束と圧入内圧による型材の屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムの入り込みによって、圧縮方向の変形抵抗が大きくなることで衝撃圧縮応力は高くなり、エネルギー吸収量も増加する。複合化による重畳効果は、見掛け上、型材の厚さを増す補強効果として表すことができる。

型材の屈曲変形内部へのポーラスアルミニウムの入り込みによる変形抵抗は、純アルミニウムポーラス材と同圧縮強度であれば低比重の Al-10.0%Zn-1.0%Mg ポーラス材の方が高いため、さらに軽量のポーラスアルミニウム複合部材となる。

圧入有無での充填、接着圧入充填した複合部材の平均圧壊応力推定式は試験結果と一致した。重畳効果は中空型材の形状や板厚によらず充填方法によって決定される。

以上のように本研究では、気孔の均質化制御や高強度合金成分を制御した溶湯法ポーラスアルミニウムおよびその充填複合部材が及ぼす圧縮特性へ

の影響が明らかになった。本研究により得られた知見を基に開発されたポラスアルミニウムは、自動車や鉄道車両の衝突エネルギー吸収部材として採用検討が進んでいる。三次元複雑形状部品に対応するため、ニアネット発泡法による実車センターピラー充填材やサンドイッチ・コア薄板などの試作を行っている。また、対腱鞘炎金属バットに適用され、軽量金型などその他の優れた特性の活用検討も進んでいる。

今後、さらなる適用展開として、第1章の Fig. 1-11 に示したように自動車フレーム(ピラー)類に充填による高曲げ剛性・狭小断面部材化やその他の部材の軽量化、断熱性、防・遮音、制振、電磁シールド性などを生かした次世代への革新的材料とすべく研究推進に努めたい。

## 謝 辞

本学位論文の研究・遂行にあたり，指導教官として終始懇切なご指導・ご教示を賜りました名古屋大学大学院工学研究科 教授 金武直幸博士に心より感謝申し上げます。

本論文の作成にあたり，学位論文審査委員をお引き受けくださり大変有意義なご助言・ご討論を賜りました名古屋大学大学院工学研究科 教授 石川孝司博士，名古屋大学大学院工学研究科 教授 大野信忠博士，名古屋大学大学院工学研究科 准教授 小橋眞博士に深く感謝申し上げます。

また，博士課程（後期課程）への入学ならびに本研究の遂行と公表を許可していただき，博士課程履修のためには，離業等の必要があるにもかかわらず 格別なご配慮とご理解をいただきました株式会社 神戸製鋼所 機械研究所 所長 三宅俊也博士にお礼申し上げます。また，適切なるご助言，叱咤，激励いただきました神鋼鋼線工業 株式会社 アルボ室長 三好鉄二博士にお礼申し上げます。ならびに実験，議論に協力していただいた株式会社 神戸製鋼所 知的財産部 部長 西 誠治氏，機械研究所 金橋秀豪博士，材料研究所 高木敏晃博士，古田誠矢氏ほか技術開発本部およびコベルコ科研などの皆様に深く感謝申し上げます。

## 本論文に関連した発表

### 1. 学会誌

論文題目	発表雑誌名	著者
溶湯法ポーラスアルミニウムの気孔形態と圧縮強度に及ぼす発泡条件の影響	日本金属学会誌 第72巻 第10号(2008) pp. 825-831	濱田 猛 西 誠治 三好鉄二 金武直幸
溶湯法ポーラスアルミニウムの圧縮特性に及ぼす合金添加の影響	日本金属学会誌 第73巻 第2号(2009) pp. 88-94	濱田 猛 西 誠治 高木敏晃 三好鉄二 金武直幸
Effects of the Strain Rate and Alloying on the Compression Characteristics of Closed Cell Aluminum Foams	Materials Transactions J. Japan Inst. Metals Vol. 50 No. 6 (2009) pp. 1418-1425.	T. Hamada H. Kanahashi T. Miyoshi N. Kanetake
ポーラスアルミニウム充填複合部材の軸方向衝撃圧壊特性	日本金属学会誌 第73巻 第6号(2009) pp. 453-461	濱田 猛 金橋秀豪 金武直幸

### 2. 国際会議

Title	Conference	Authors
Dynamic Strength in Uniaxial Compression of Closed Cell Aluminum Foam	4 <sup>th</sup> International Conference on Porous Metals and Metal Foaming Technology (MetFoam2005, Kyoto), pp.533-538	T.Hamada H.Kanahashi
Current Activities and New Technologies of Aluminum Foam by Melt Route	4 <sup>th</sup> International Conference on Porous Metals and Metal Foaming Technology (MetFoam2005, Kyoto), pp.255-260	T.Miyoshi S.Nishi S.Furuta T.Hamada K.Yoshikawa

### 3. その他

論文題目	発表雑誌名	著者
高信頼性ポラスアルミニウムの開発(上)	工業材料, Vol. 56 No. 11 (2008), pp. 84-87	濱田 猛
高信頼性ポラスアルミニウムの開発(下)	工業材料, Vol. 57 No. 12 (2008), pp. 94-99	濱田 猛
ポラスアルミニウムの吸収エネルギーに及ぼす材料組織の影響	R&D神戸製鋼技報 Vol. 58, No. 3 (Dec. 2008) pp. 93-96	高木敏晃 有賀康博 槇井浩一 金橋秀豪 濱田 猛 三好鉄二
衝突安全性に優れたポラスアルミニウム複合部材	R&D神戸製鋼技報 Vol. 57, No. 2 (Aug. 2007) pp. 95-100	三好鉄二 濱田 猛 金橋秀豪
溶湯法ポラスアルミニウム	素形材, (財)素形材センター 第47巻 第6号(2006) pp. 10-17	三好鉄二 濱田 猛
ポラスアルミニウムの圧縮強度に及ぼす粗大孔の影響	日本金属学会2006年秋季 (第139回)大会, p. 108	金橋秀豪 濱田 猛
クローズドセル・ポラスアルミニウムの圧縮強度予測技術	日本金属学会2006年秋季 (第139回)大会, p. 101	濱田 猛 金橋秀豪
ポラスアルミニウムの衝撃吸収特性に及ぼすマトリックス強度の影響(2) - 析出強化の影響 -	日本金属学会2006年秋季 (第139回)大会, p. 108	高木敏晃 有賀康博 槇井浩一 金橋秀豪 濱田 猛 三好鉄二
発泡アルミの製造法、機械的性質およびその開発	R&D神戸製鋼技報 Vol. 54, No. 1(Apr. 2004) pp. 89-94	西誠治 槇井浩一 有賀康博 濱田 猛 内藤純也 三好鉄二
ポラスアルミニウムのエネルギー吸収量に及ぼす合金元素の影響	日本金属学会2004年春季 (第134回)大会, p. 139	西誠治 有賀康博 濱田猛 三好鉄二
ポラスアルミニウム充填ハット部材の剛性向上効果	日本金属学会2004年春季 (第134回)大会, p. 141	金橋秀豪 濱田 猛
ポラスアルミニウム充填部材の衝撃圧壊強度	日本金属学会2004年春季 (第134回)大会, p. 138	金橋秀豪 濱田 猛
ポラスアルミニウムの動的圧壊評価	日本金属学会2004年秋季 (第135回)大会, p. 151	金橋秀豪 濱田 猛