

摘 要

近年来, 高技术需求使大长度、高比强多孔铝合金成为高技术前沿热点材料之一。

在提高渗流驱动压力控制精度的基础上, 本文采用正交试验方法, 对多孔铝合金 I 和 II 制备过程中的诸多影响因素进行了研究, 从传热学和流体力学的角度分析了其大长度渗流的影响机理, 理论分析与试验结果吻合: 粒子预热温度影响最显著, 粒子直径次之, 铝合金熔体浇注温度及渗流压力的影响不显著。

受诸多因素的影响, 负压渗流法制备的多孔铝合金沿长度方向存在一定的孔隙率梯度: 中上部最高, 顶端次之, 底端最低。孔隙率沿长度方向的梯度主要是由渗流驱动压力梯度与凝固顺序所造成, 而粒子的自然堆积密度影响相对较小, 但通过振动控制方法, 调整粒子堆积密度, 可以有效改善大长度多孔铝合金的孔隙率梯度, 梯度绝对值平均由 6.5% 降至 2.2%。

引入图像识别与处理技术, 描述了多孔铝合金的面孔隙率: 由孔隙率沿长度方向的变化规律及测得的面孔隙率, 对整体孔隙率的均匀度进行了估计。

采用自行研制的滚球设备, 获得球形填料粒子, 制备了比强度更高的球形孔多孔铝合金 II; 研究了孔结构及基体性能对多孔铝合金压缩力学性能的影响, 结果表明, 调整孔结构与改善基体性能可以提高多孔铝合金的比强度。

上述结果尚未见报道。

关键词: 渗流驱动压力精确控制, 球形填料粒子, 大长度渗流, 高比强多孔铝合金 II, 面孔隙率描述, 孔隙率梯度

文中字数 37434 个, 图 49 幅, 表 13 张, 试验次数 250 次, 为应用研究单位提供 35 件样品

文本为国家自然科学基金 No.50231010, No.90205005, No.50081002 及十五高技术项目 No.12030109 联合资助

未经许可, 请勿复制

Abstract

Porous aluminum alloys with large length and high specific strength are recently becoming one of the focal points to meet the requirements of high technology.

On the basis of improvement in infiltration pressure accuracy, the influencing factors on infiltration length of porous aluminum alloy I and II were studied by orthogonal experiment and the mechanism of which was investigated by combination of heat transfer and hydrodynamics. Theoretic analysis tallied with experimental results: the effect of preheated temperature of granules occupied the first place; the size of granules came second, while the pouring temperature of aluminum alloy and the infiltration pressure were not significant.

Under the influence of many factors, porous aluminium alloy fabricated by negative pressure infiltration process had certain porosity gradient along length: the porosity of middle-superior part was maximal; the top took second place, while the bottom carried lowest.

Porosity gradient was mostly affected not by spontaneous stacking density of granules, but by infiltration pressure gradient and solidification sequence. The porosity gradient could be improved effectively by changing stacking density of granules through vibration method, and the absolute value of porosity gradient reduced to 2.2% from 6.5%.

By the use of image processing technique, the porosity of cross section was described. According to the pattern of porosity fluctuation and the porosity of cross section, uniformity of the whole porosity was estimated.

Porous aluminum alloy II with spherical pore and the higher specific strength was fabricated with the spherical granule fillers prepared by ourselves. The influences of pore structure and alloy performance on compressive property of porous aluminum alloy were studied, and the results showed that the specific strength of porous aluminum alloy could be increased by adjusting pore-structure and improving alloy performance.

All of these results have not been reported.

Keywords: improvement in infiltration pressure accuracy, spherical granule fillers, large length infiltration process, high specific strength porous aluminum alloy II, description of porosity on section, porosity gradient

学位论文独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是我个人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。尽我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得东南大学或其它教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示了谢意。

签名：陈策 日期：2003.4.1

关于学位论文使用授权的说明

东南大学、中国科学技术信息研究所、国家图书馆有权保留本人所送交学位论文的复印件和电子文档，可以采用影印、缩印或其他复制手段保存论文。本人电子文档的内容和纸质论文的内容相一致。除在保密期内的保密论文外，允许论文被查阅和借阅，可以公布（包括刊登）论文的全部或部分内容。论文的公布（包括刊登）授权东南大学研究生院办理。

签名：陈策 导师签名：何捷 日期：2003.4.1

第一章 绪 论

1.1 引言

以高孔隙率为结构特征的超轻型金属结构 (Ultralight Metal Structures), 具有特殊的物理和机械性能组合, 例如轻质 ($\rho < 1$) 和高比强的结合, 隔声和隔热兼容, 吸声、隔热及阻燃性兼容等等, 因而, 常常同时作为结构件和功能件使用。它反映了结构材料与功能材料之间、多学科之间相互渗透的新趋势, 显示出宽广的发展空间, 在高技术以及民用领域有广阔的应用前景, 1996 年以后成为世界范围材料研究的热点 [1-6]。

作为超轻型金属结构的泡沫铝是一种在金属骨架内分布着大量气泡的新型材料, 按照孔洞的贯通情况分为两类: 一类是闭孔胞状铝 (cellular aluminum), 其内部空间为各个独立的孔单元, 边界由铝基体组成; 另一类为通孔多孔铝 (porous aluminum), 其孔洞间相互连通。这种超轻型泡沫铝由于其独特的结构, 把金属材料 and 空气相结合, 实现了金属材料多功能化, 包括: 轻质、高比强、阻尼、能量吸收、降噪 (吸声、隔声)、热 (隔热、散热)、电磁屏蔽、阻燃等多种物理性能 [1-12]。

不同的高技术要求不同的结构、性能及其相应的制备方法。从 1950 年至今, 熔体发泡法制备闭孔胞状铝一直是研究的重点, 为了满足高技术的需求, 研究领域从纯铝发展到铝合金 [7,10]。1966 年 Henry.A.Kuccheck 提出了渗流法制备多孔金属 [13], 多孔铝的制备及基础研究得到了很快的发展, 相关的报道不断, 例如铝熔体在多孔介质中的渗流规律 [8,11,14], 多孔铝通孔度的研究 [12,15], 多孔铝合金的孔隙率 [6,16] 等等, 但由于缺乏需求牵引, 研究进展不快, 且都只是局限于以流动性、铸造性好的铝合金作为基体材料。近几年来, 中、美等国都发现了其高技术的应用前景, 对高比强多孔铝合金给予了高度的重视, 研究重点从纯铝发展到铝合金, 使之成为高技术领域前沿热点。

本文在轻武器高技术目标牵引下, 从科学推动入手, 在前人工作的基础上, 着重研究了多孔铝合金沿长度方向孔隙率的变化规律及其控制; 探索了更高比强度球形孔多孔铝合金的制备与性能。为此, 对通孔多孔铝的孔结构进行了计算机描述, 设计并制造了球形填料粒子的制备设施, 并且实现了渗流压力的精确测量。

1.2 多孔金属的制备方法

1.2.1 填料粒子渗流法

1966 年, Henry.A.Kuccheck 首先提出渗流法制备多孔金属 [13], 原理是在无机或者是有机的填料粒子中注入液态金属, 得到金属与粒子的复合体, 通过合适的方法, 将粒子去除后即得到多孔金属。

对于吸热能力大的填料粒子, 必须预热, 以避免金属熔体过早凝固; 同时, 对金属液必须施加一定的渗流压力, 根据施压的方式不同又可以分为正压渗流法 [17] 和负压渗流法 [18]。最常用的填料是金属盐, 如氯化钠粒子和磷酸钾粒子, 也可以选用塑料球作为填料粒子, 但必须采用高压渗流及快速凝固 [17]。

该工艺的主要优点是工艺简单, 成本低, 孔洞尺寸由填料粒子的粒径决定, 能够精确控制。但难以制备高孔隙率 (80%) 的多孔金属, 同时, 填料的选取以及有效去除存在一定的难度。

1.2.2 熔模铸造法 [19]

采用熔模铸造法可以获得规则排列的高孔隙率的金属称为格子材料。根据这一工艺, 首先选择特定的泡沫塑料, 然后在通孔泡沫塑料中填满耐热材料的泥浆, 例如莫来石、酚醛树脂与碳化钙的混合物或者石膏; 固化后加热去除泡沫塑料, 在加压条件下将熔融金属注入连通的间隙中, 获得与原来泡沫塑料相同的

结构，最后，去除模型材料后（例如水冲洗）即可获得与原来泡沫塑料完全相同的金属结构。

这种工艺的困难之处包括：获得完全充填的细丝状结构、对熔液凝固的控制以及去除模型材料时不能太多的损坏纤细结构。

各种形式的有序金属格子材料的主要优点是它们的力学性能接近于理论计算值，容易估算和模拟；其次是孔隙率高，适用于特定的场合。熔模铸造法制备的各种格子材料曾引起过高度的重视，但与渗流法制备的无序多孔铝合金相比，价格太高，影响了发展。

1.2.3 粉末冶金^{[2][3][19]}

采用粉末冶金方法可以获得孔隙非常细小的多孔构件。制备时，先将粉末细化，然后压制成模型，最后烧结。自然堆积的粉末，烧结后强度相对较低。因此，在烧结前对粉末均匀压制，增加粉末的接触面积，从而增加强度，随后烧结时密度和强度进一步增加。

1.2.4 电镀技术^{[2][19]}

采用喷涂、硬化、化学预镀和电镀的工艺，在通孔泡沫塑料上电沉积一层金属，然后加热金属和塑料的复合物将塑料去除，可以得到三维的中空金属骨架，即多孔金属。

这种方法制备的多孔金属，孔洞连通性好，分布均匀，孔隙率高，达到 98%，是目前孔隙率最高的多孔金属。但制品厚度有限，成本较高。

1.2.5 气相沉积^[19, 20]

泡沫金属还可以由金属蒸汽或金属化合物蒸汽制得。采用电弧气相沉积工艺，在真空腔中生成的金属蒸汽可以在冷的预制体上冷凝，冷凝的金属层包在泡沫塑料预制体的外表面生成一层一定厚度的薄膜，厚度由蒸汽密度与暴露时间决定，通过加热或化学处理可以去除塑料预制体得到多孔金属。

这种工艺的优缺点与电镀法类似，且成本更高。

由以上多种工艺的分析可知，熔模铸造法、粉末冶金、电镀及气相沉积法制备困难、成本较高，且只能应用于某些特殊的场合。填料粒子渗流法，因其工艺简单、价格便宜、孔结构可控等优点，成为当今多孔金属的主要发展趋势之一。

1.3 多孔铝合金的结构特征与性能

1.3.1 多孔铝合金的结构特征

多孔铝合金的结构特征主要有：

1. 高的孔隙率，低的密度。采用熔模铸造法制备的多孔铝合金孔隙率高于 90%，密度达到 $0.16 \sim 0.25 \text{ g/cm}^3$ 。采用渗流法制备的多孔铝合金孔隙率通常为 55%~70%，密度在 1 g/cm^3 左右。
2. 大的比表面积。多孔铝合金由于内部大量孔洞的存在，具有相当大的比表面积。
3. 孔径大小在一定范围内的可变性。采用熔模铸造法制备的多孔铝合金的孔径与泡沫塑料的孔径相当，通常为 5~40ppi (pore per inch)。本实验室采用渗流法制备的多孔铝合金孔径变化范围为：0.06~5.5mm。
4. 孔结构具有一定的可调性。渗流法制备的多孔铝合金孔形状由填料粒子的形状决定，通常有不规则形状（多角形）和规则的球形两种；采用熔模铸造法制备的多孔铝合金孔形状由泡沫塑料形状决定。多孔铝合金由于其自身的结构特征，具有实体铝合金所不具有的许多优异性能。

1.3.2 多孔铝合金的性能

1.3.2.1 力学性能

多孔铝合金的力学性能主要取决于基体合金的性能与孔结构（如孔隙率 P ，孔形状等等）。许多力学性能指标都具有强烈的结构敏感性，随孔隙率的上升呈指数函数降低。由于大量孔洞的存在，多孔铝合金的拉伸性能很差，几乎无延展性。

但多孔铝合金轻质的结构特点，使其能够满足一些新的工程需求，特别是在承受弯曲载荷下，具有比传统的实体金属材料更高的比强度（见表【1-1】），分别为 $\sigma_s^{2/3}/\rho$ （对于梁而言）和 $\sigma_s^{1/2}/\rho$ （对于板而言）。同时，多孔铝合金具有优异的物理性能，因而，在航天、武器等领域有很大的应用前景。

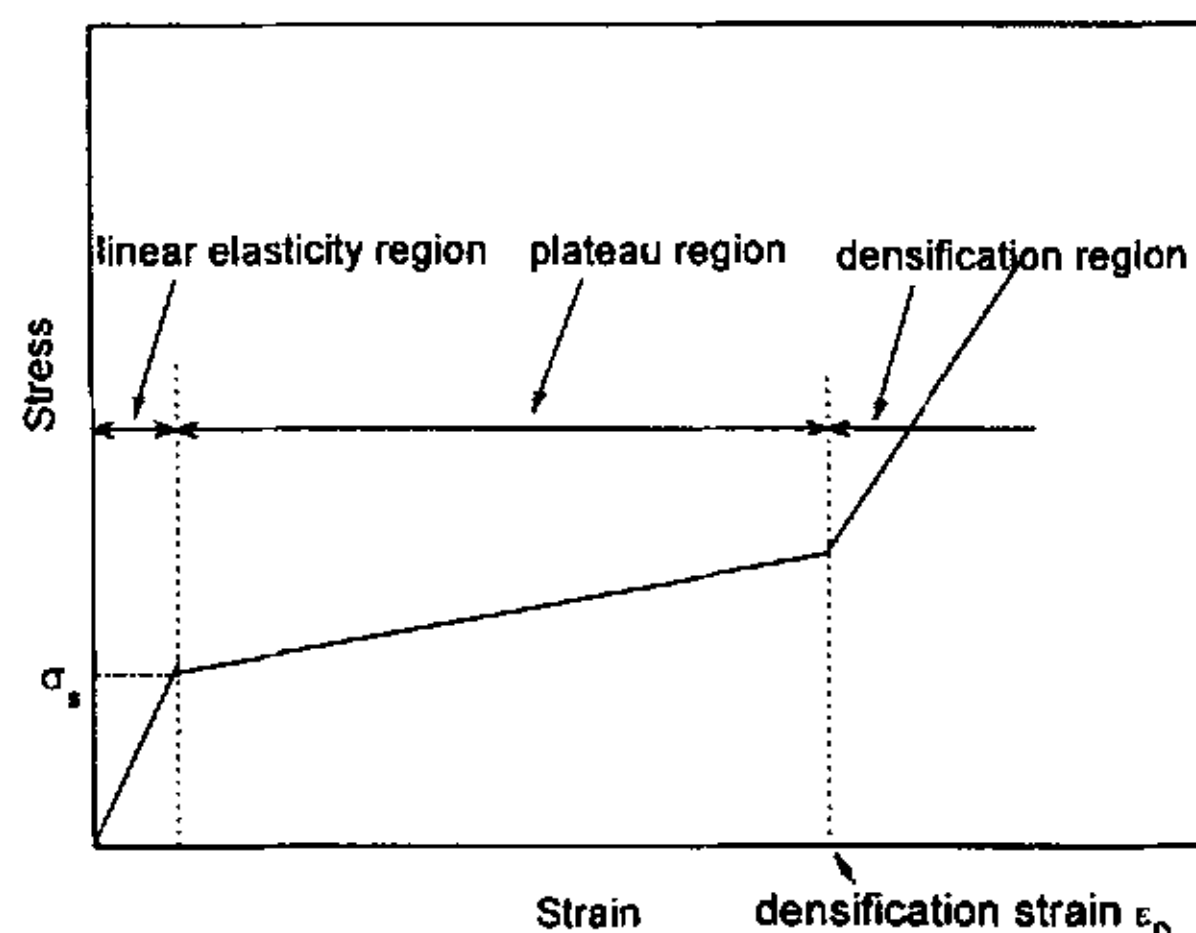
表【1-1】多孔铝合金的比强度与实体钢、铝比较^[3]

	$\sigma_s^{2/3}/\rho$ (梁)	$\sigma_s^{1/2}/\rho$ (板)
钢	4.3	1.8
铝	6.2	3.7
ZL101 多孔铝合金*	6.81	4.18
多孔铝合金 I*	7.28	4.32
多孔铝合金 II*	7.66	4.60

注：*为我们的数据

1.3.2.2 能量吸收

多孔铝合金由铝合金骨架和孔隙所构成，受压缩时，铝合金骨架屈服、变形，在压缩应力-应变曲线上存在很宽的平台区（图【1-1】）^[4]。在较大的应变范围内，应力增加很少，将外加能量转化为材料变形所做的功，从而具备良好的吸能性能，单位体积能量吸收可达到 10MJ/m^3 左右。



图【1-1】多孔铝压缩应力-应变曲线

1.3.2.3 阻尼性能

多孔铝合金可以看作铝合金基体与空气两相共存的一种特殊情况，空气相及铝合金骨架两相不均匀以及应力-应变存在相位差是产生高阻尼的物理原因。阻尼特征与多孔铝合金的孔结构参数有关，提高孔隙率、减小孔径、增加比表面积都将增加多孔铝合金的内耗值^[21]。ZL102 合金的内耗值 $Q^{-1}=0.0081\times 10^{-2}$ ，而 ZL102 多孔铝合金（孔径 2.0mm，孔隙率 68%）的内耗值 $Q^{-1}=3.5\times 10^{-2}$ ，可见具有蜂窝状结构的多孔铝合金具有很高的阻尼性能，若在孔洞中填入高分子聚合物，其阻尼性能将更高，可达 $Q^{-1}=6.3\times 10^{-2}$ ^[22]。

1.3.2.4 声学性能

对于闭孔结构的胞状铝，各个孔洞之间相互独立，使得声波难以通过，因而具有良好的隔声效果，闭孔胞状铝（孔隙率 $P=83\%$ 、厚度 20mm ）在 $125\text{Hz}\sim 4000\text{Hz}$ 范围内的倍频平均隔声系数为 $0.769^{[23]}$ 。

对于通孔多孔铝，声波入射进入孔隙中，引起孔隙中空气的振动。由于空气分子振动时在微孔内与孔壁摩擦，空气中的粘滞损失使声能变成热能而消失。另一方面，孔隙中的空气在声波的作用下发生交替的压缩和伸展变形，在此过程中空气介质的温度发生瞬时的升高与降低。由于金属骨架具有良好的导热性，因而声波的传播不是绝热过程，部分声能会转变为热能通过金属骨架耗散掉。上述两种机理使得通孔多孔铝具有良好的吸声性能。

此外，通孔多孔铝具有传统吸声材料（玻璃棉、矿棉等）所不具有的全频区（高、中、低）良好的吸声性能^[24]。

1.3.2.5 热学性能

多孔铝具有独特的结构特征，一方面，孔洞内部气体的导热能力较差（导热系数 0°C 时为 $0.0244\text{W}\cdot\text{m}\cdot\text{K}^{-1}$ ），另一方面，对流时通过胞壁的重叠反射吸收降低了辐射，因而具有较小的导热系数（孔隙率为 73% 的 ZL102 通孔多孔铝常温下导热系数 $\lambda=2.2\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$ ），远远低于实体金属的导热系数（ZL102 常温下导热系数 $\lambda=150.7\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$ ）。与一般的建筑材料（ $\lambda=0.025\sim 3\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$ ）、保温材料（ $\lambda<0.25\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$ ）以及金属材料（ $\lambda=20\sim 300\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$ ）相比，可以知道在自然对流条件下，多孔铝具有高的隔热性能，并随孔隙率的增加而增加^[25]。同时，通孔多孔铝合金在强迫对流情况下，由于内部孔洞中的气体强烈的对流，表现出良好的散热特性。

此外，多孔铝表面的 Al_2O_3 ，使其具有耐高温及不燃烧的特点，并且无毒，因而在建筑装饰隔层材料中具有良好的应用前景。

1.3.2.6 渗透性能

多孔铝合金的孔隙相互连通，呈三维网状骨架分布，具有较好的渗透性能。具体的流体透过性能与孔隙率、孔径及流体的粘度、流速等有关。当流速小，孔内流体为层流时，流体服从 Darcy 定律^[26]：

$$Q/A = \alpha \cdot \Delta P / (\delta \cdot \eta) \quad (1-1)$$

式 (1-1) 中： Q —— 流量；
 A —— 截面积；
 η —— 流体的粘度；
 δ —— 样品厚度；
 α —— 透过系数；
 ΔP —— 压力降。

透过系数 α 取决于多孔铝合金的材料特性，随孔径及孔隙率的增大而增大^[27]。具有一定渗透能力的多孔铝合金是过滤以及流体控制的良好材料。

1.3.2.7 使用及加工性

多孔铝合金具有不燃烧、无污染、低吸湿、耐久性好、不老化以及可回收等良好的使用性能，同时还具有良好的加工成型能力。采用电火花线切割工艺可以获得高精度的表面；在制备中可以采取合适的预埋技术、木螺丝连接、粘结或钎焊获得一定的外形，也可以用两面蒙皮形成高强度、轻质的三明治结构，然后喷漆保护，提高多孔铝合金的抗腐蚀能力。

综上所述，多孔铝合金具有轻质、高比强、阻尼、能量吸收、降噪（吸声）、热（隔热、散热）、阻燃等多种物理性能，实现了结构材料的功能化与功能材料的结构化，反映了多学科之间互相渗透的新趋势，在不同的研究领域显示了广阔的发展空间与应用前景。

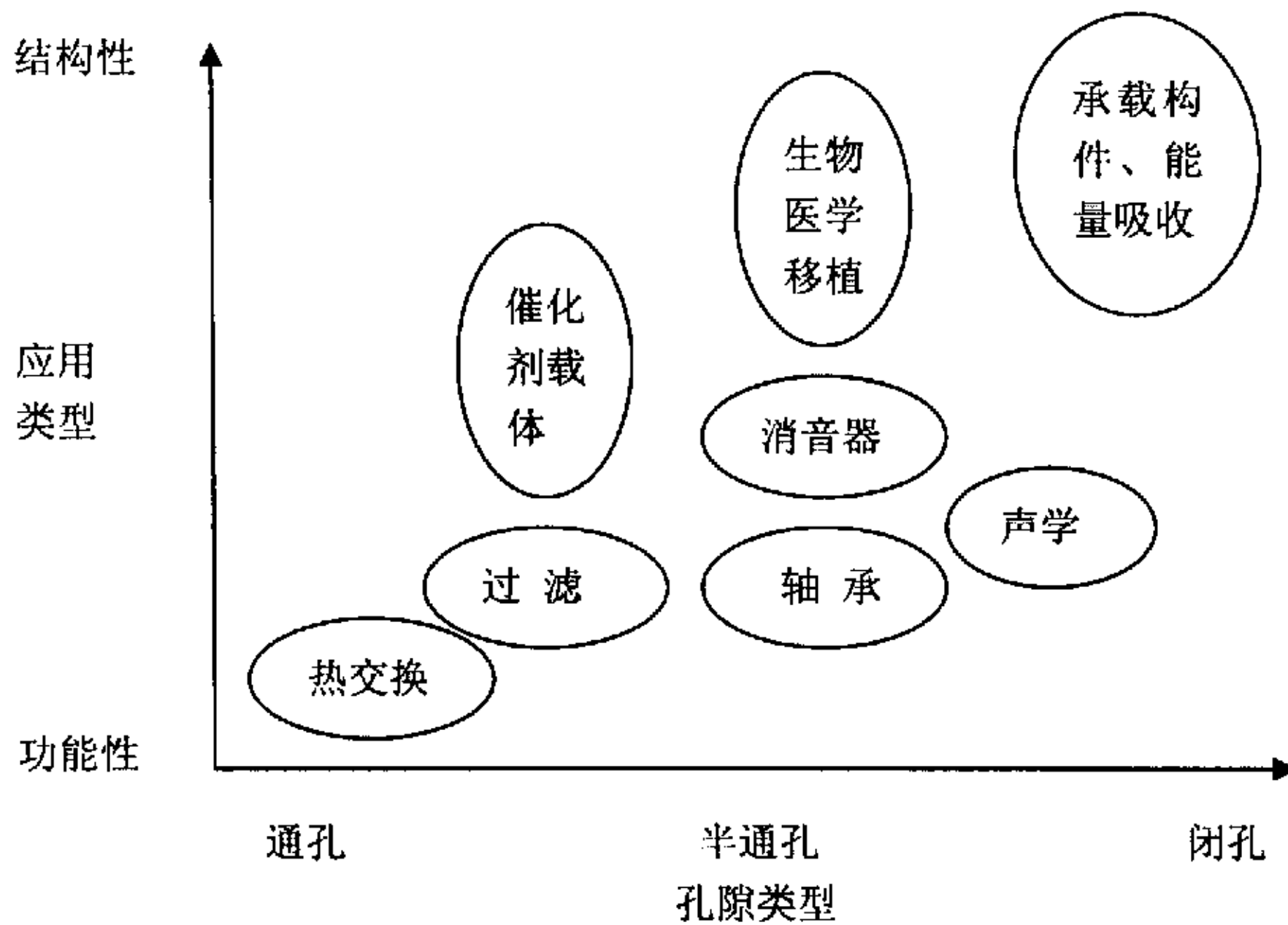
1.4 多孔金属的应用前景

从 50 年代至今，特别是近十年以来，受高技术需求的牵引，多孔金属得到了很快的发展，应用范围与日俱增。对于给定的需求，多孔金属是否合适，取决于许多条件，概括起来有以下几个要点：

1. 孔的形态：孔隙的类型、孔隙率、合适的孔尺寸以及所需多孔金属总的内表面积；
2. 金属骨架性能：所需金属或合金的种类及微观组织；
3. 加工过程：多孔金属的成型或与传统的材料一起制备复合构件的可行性；
4. 经济性：生产成本及大规模生产的可行性。

图【1-2】^[28]列出了不同应用场合所需要的孔隙类型与应用类型的关系。通常，区别在于是结构应用还是功能应用，但两者之间的区别又是相对的。

根据不同的应用需求，多孔金属主要有以下一些应用领域：



图【1-2】多孔金属孔隙类型与应用关系图

1.4.1 高技术领域

多孔铝合金具有高的散热性，气体或液体在孔隙中通过时，带走大量的热量，因而，可以用作热交换设备。试验发现典型的多孔铝合金的散热流量是通常的销与散热片组合式散热设备的 2~3 倍，而重量只有其三分之一^[4]。采用多孔铝合金制造散热效率高、结构灵活、多功能的热交换设备是热交换技术发展的新趋势。

多孔铝合金用作高效的散热装置，必须具有高的比表面积、低的流阻以及良好的导热性能^[4]。国外一些机构正致力于运用多孔金属提高热交换的研究，包括多孔铝合金与流体之间的相互作用以及获得优质的多孔铝合金连接件等等。对于多孔铝合金用作高功耗微电子设备（如计算机芯片或大规模集成电路）冷却装置的小型散热片^[29]，已有报道；对于多孔铝合金用作航空设施的多层散热装置正在研究中，在热交换率方面已显示出喜人的进展^[29]。

由于多孔铝合金独特的结构与性能，美国正在大力发展多孔铝合金用作兵器消声器件，但面临多个问题的挑战。

东南大学在国家高科技需求和国家自然科学基金的推动下,深入研究了多孔介质中的渗流规律,成功制备大长度多孔铝合金;同时,通过对基体合金及孔结构的研究,发展了新型多组元、高比强的多孔铝合金。在预研试验中,达到了一定的性能要求,现正采用各种措施进一步提高消声性能。

1.4.2 民用领域

1.4.2.1 降噪

噪声作为工业中主要危害之一,其控制问题日益受到人们的关注。工业中通常采用玻璃棉、矿棉等作为降噪吸声材料,但这些传统吸声材料的缺点是本身没有强度,不能自支撑;纤维易飞扬,污染环境;易吸湿而降低吸声效率;高温时易燃烧并释放出有毒气体,因而应用上受到诸多限制。国际上已将玻璃棉等列为禁用产品^[24]。

多孔金属独特的结构特点,使其在吸声降噪的同时,具有强度高、耐高温、不燃烧等优点,因而在吸声降噪领域显示出良好的应用前景。有报道,多孔铝合金用作发动机排气消声器时,降噪量达 15dB^[30]。此外,多孔铝合金板件还可用于建筑物内的吸声材料。

1.4.2.2 流体控制器

多孔材料可以用来控制液体或气体的流动,由粉末冶金法制备的限流器比传统微小尺寸的阀门更可靠、更精确。由于多孔金属孔隙间不同的连通度,通过选择适当结构的多孔金属,就可以在更多的场合得以应用。现有报道多孔金属已被用作风洞中流量校准装置或阀门中的流量分配器^[31]。

1.4.2.3 催化剂载体

多孔金属具有高的比表面积,在孔隙中加入催化剂,可以有效地提高催化作用;同时,多孔金属具有其它多孔介质所不具备的性能,如高的强度及热导率。国外对于多孔金属作为催化剂载体,用于除去发电厂废气中氮的氧化物(NO_x),已有报道^[2]。

1.4.2.4 电池电极^[32]

多孔锌或多孔铅可以替代传统的锌或铅框架用于酸电池中活性材料的载体,形成了非常轻质的电极。多孔结构提高了电极的微观表面积,有效降低其电流密度,同时,由于电解液扩散传质容易,可以缓解电极极化,提高电极的放电性能。

1.5 本文研究背景及研究内容

1.5.1 研究背景

1. 日本^[33-37]: 1987 年,在熔体发泡法制备胞状纯铝获得突破之后,初步进行了产业化生产。对多孔铝有过研究,但仅限于熔模铸造法,未见有深度研究工作的动向,更未见高比强多孔铝合金的成功报道。
2. 德国^[2,3]: 90 年代后,以汽车为研究对象,采用粉末冶金制备胞状铝,发展的若干产品已处于应用研究阶段,但对于多孔铝合金尚无具体研究报道。
3. 美国: ERG 公司采用熔模铸造法制备高孔隙率多孔铝,用于空间技术并获得成功。对多孔铝合金的兵器应用进行了探索。最近,美国国防部提出的“未来战士”计划,应用多孔铝合金,使武器轻型化。
4. 英国: 利物浦大学正在进行渗流法制备多孔铝的探索研究。
5. 中国^[5-12,38]: 在高新技术目标的牵引下,以需求为目标,从制备基础研究入手,在较短时间内,从以军用船舶为需求的胞状纯铝、多孔纯铝,发展到以满足高新技术需求的高比强泡沫铝合金、多孔铝合金。

综上所述,国际上重点研究的是胞状铝,并且具体的应用研究及产业化尚处于初级阶段。对于多孔铝,特别是高比强的多孔铝合金,以前由于缺乏高新技术应用的需求,研究较少。高新技术的需求使中国以多孔铝

为对象^[6,7,9,12]，美国以复合材料为对象，不约而同地从 1990 年前后开展了较为深入的熔体渗流制备基础研究。由于，我们采用渗流模拟试验，以多孔铝合金制备为对象，因而结果较好。美国近年对多孔铝的需求明确，富于创新，重视基础研究，高技术投入更是不惜代价，因而近年又居国际领先水平。总的来看，在多孔铝合金的应用项目研究上，美国略早于中国，但从已发表的基础研究成果来看，中美处于相同研究水平。

1.5.2 研究内容

本文在轻武器消声器件需求的推动下，根据高技术项目和国家自然科学基金的要求，对大长度、高比强、孔隙率均匀的多孔铝合金的制备、工艺及性能进行研究，主要内容如下：

1. 研究合适成分的多组元铝合金，以获得高比强、热强性好、长寿命的多孔铝合金。
2. 改进设备，提高试验精度；制备球形填料粒子，提高多孔铝合金的比强度。
3. 研究高比强、大长度多孔铝合金的渗流过程，并进行理论分析，指导试验。
4. 研究大长度多孔铝合金沿渗流长度方向孔隙率的变化规律、产生原因、影响因素，并与试验结果进行比较。
5. 引入现代图像处理技术，对通孔多孔铝合金的面孔隙率进行测量，并对多孔铝合金孔隙率均匀程度进行估算。
6. 研究更高比强度的多组元、球形孔多孔铝合金的压缩性能，探索进一步的发展方向。

第二章 大长度、高比强多孔铝合金制备

负压渗流法制备的多孔铝合金具有孔隙率高、孔结构可控的优点，同时又有轻质、吸声、减震、冲击能量吸收等特性，因而应用范围日趋广泛^[1,4,6,8,9]，但以往的研究大都缺乏实际的应用背景。

为满足兵器消声器件的需求，要求多孔铝合金在达到一定消声性能的同时，具有大的长度和高的比强度，因而有必要在以往研究的基础上，全面提升制备设施及工艺，深入研究获得大长度及高比强的制备方法。

本文在前人工作的基础上，全面提升了试验设备及技术，包括：通过自行设计的滚球设备，制备球形填料粒子，以提高多孔铝合金的强度；对原有的测压设备进行改进，以提高试验中渗流压力控制精度；采用超声清洗设备，改善试样清洗效果，以提高多孔铝合金使用寿命；采用图像处理技术描述通孔多孔铝的面孔隙率。

同时，应用正交试验方法，从传热学和流体力学的角度分析工艺参数对多组元、高比强多孔铝合金渗流长度的影响及其机理，系统地研究两种孔结构的多组元、高比强多孔铝合金的制备方法。同时，使得这种大长度多孔铝合金试样在兵器试验中能获得良好的应用效果。

2.1 多孔铝合金的制备过程及设备改进

多孔铝合金的渗流过程是铝合金熔体在多孔介质中的流动过程，根据渗流过程的特点，负压渗流设备包括：铝合金熔体及粒子的加热设备、填料粒子的制备设备、渗流压力测量及气路控制装置、粒子清洗设备等等。

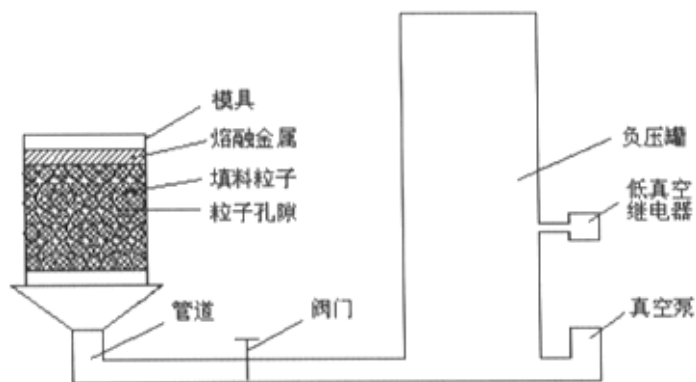
2.1.1 多孔铝合金的制备过程

本文采用负压渗流法制备多孔铝合金，其过程如下：首先，在模具中装入填料粒子后置于炉中预热；然后，将熔融的铝合金熔体浇入预热至一定温度的填料粒子中，在负压作用下，铝合金熔体渗入填料粒子间隙中，凝固后形成铝合金和填料粒子的复合体；最后，去除填料粒子，即得到呈三维网状骨架的多孔铝合金。

2.1.2 渗流驱动压力测量设备

负压渗流控制设备包括真空泵、负压罐、气路管道、渗流驱动压力测量设备等等，如图【2-1】所示。渗流开始前，将负压罐预先抽成一定的负压值，在模具中浇入铝合金熔体后，打开阀门，铝合金熔体受吸，渗入填料粒子间隙中。负压罐的容积约为 $3 \times 10^5 \text{cm}^3$ ，填料粒子间隙通常小于 600cm^3 ，两者体积之比约为 500:1，因而渗流前后压力比值为 501:500，并且整个渗流时间在一秒之内^[8]，故渗流过程中负压罐内的压力可视为不变。

渗流过程的水力学模拟实验表明，精确控制渗流驱动压力是控制渗流过程的关键，渗流驱动压力过小，难以达到应有的渗流长度，过大则渗漏，造成隐患。原先采用水银测压计及表盘式气压计测量渗流压力，测量精度 1kPa。现采用 QD-2B 数显式低真空继电器作为渗流压力测量设备，精度值 0.1KPa，与原先设备相比，精度提高了十倍，从而使得实验的对比性及工艺的稳定性大大提高。



图【2-1】负压渗流控制设备示意图

2.1.3 超声清洗设备

采用可溶性盐作为制备多孔铝合金的填料粒子，粒子去除是一大难题。残留粒子一方面会堵塞通道，影响声学性能，另一方面，会腐蚀基体合金，影响多孔铝合金的力学性能及使用寿命。此外，残留颗粒还会影响多孔铝合金的加工性能。对于可溶性填料的去除，以往一直采用水洗、浸泡的方法，但效果不是好，特别是在潮湿环境下，残存颗粒容易和基体合金发生原电池反应。试验过程中发现，长时间放置的多孔铝合金试样表面常常会析出类似金属盐的细小颗粒，原因可能是填料颗粒没有彻底去除的缘故。

针对轻武器消声器件长寿命的要求，在水洗的基础上，引入了超声清洗设备。清洗效果明显提高，清洗后的试样基本无细小金属盐析出，从而提高了多孔铝合金的使用寿命。

对于不同孔径的多孔铝合金，分别称量填料粒子装填前的质量、脱模后复合体的质量、长时间水洗以及超声后多孔铝合金的质量，可以得出超声清洗去除填料粒子的质量。数据见表【2-1】，试验测量精度 0.1g。

表【2-1】清洗效果数据

样品 序号	孔径 D mm	装填粒 子质量 g	复合体 质量 g	水洗后 质量 g	超声后 质量 g	共去除 质量 g	超声清洗 减轻质量 g
1	2.0-2.6	535.3	983.5	454.7	450.9	532.6	3.8
2	1.25-1.6	565.7	1206.4	647.4	644.2	562.2	3.2
3	0.6-1.0	521.6	1034.0	518.8	516.0	518.0	2.8

从表【2-1】中可以看出，超声清洗去除了水洗所不能去除的填料粒子平均达 3g，效果显著，表中填料粒子的去除质量小于粒子的装填质量，原因是浇注时，顶端的少部分粒子受铝合金熔体冲击后，浮起并被铝合金熔体包裹，造成无法去除。

2.1.4 填料粒子及制备设备

2.1.4.1 填料粒子

填料粒子的选择是制备多孔铝合金的关键之一，其种类、大小、形状以及堆积方式很大程度上决定多孔铝合金孔洞的连通程度、孔形状、孔径及孔隙率等参数，进而影响多孔铝合金的力学与物理性能。填料

粒子的选择直接影响多孔铝合金的内在质量,因而,合适的填料粒子应具备一定的性能要求^[14]:

1. 可成形性:天然存在或采用简单的方法就可以制得,并且大小形状规则,从而保证孔结构的均匀性;
2. 可除去性:所选用的粒子在铝合金熔体凝固后,能够以比较容易的方法去除,如溶化、分散于水或溶剂、氧化燃烧等等;
3. 耐热性:填料粒子在预热过程中,应保持一定的刚度,不能变形,更不能发生物相变化,即渗流过程中填料不能与铝合金熔体发生化学反应;
4. 填料来源广泛、价格低廉,同时对环境无污染。

实际上能同时满足上面四项要求的粒子几乎没有。早在六十年代, Henry A.Kuchek 等^[13]就以金属卤化盐作为填料制备出多孔纯铝,但由于种种原因未能得到实际推广应用,因而选择合适的填料粒子长期以来一直是多孔铝合金制备过程中的一大难题。

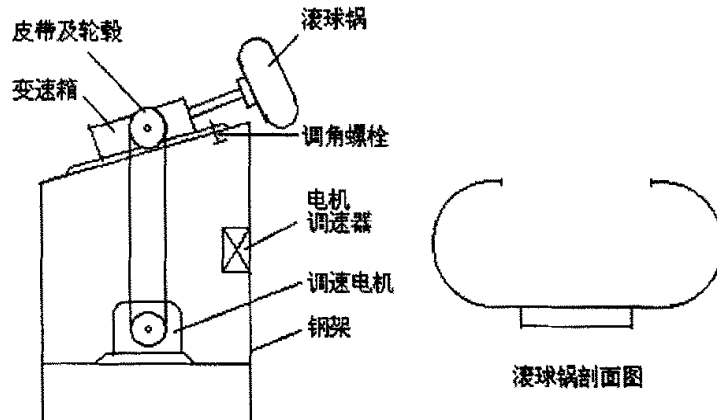
通常采用的填料粒子主要有以下几类:

1. 可溶性粒子:这类粒子在高温下具有合适的强度,并且不和铝合金熔体发生化学反应,常温下对铝合金不会产生腐蚀,来源广泛且不污染环境,但形状往往不规则,影响孔结构的均匀性。比较常见的可溶性粒子主要有氯化钠和磷酸钾;
2. 不溶性球形粒子:这种粒子的优点是结构均匀;最大的缺点是填充粒子的去除性很差,因而不能用于制备真正的多孔金属。
3. 可燃性球形粒子:由于渗流时间很短,铝合金熔体瞬间包裹有机塑料粒子,来不及燃烧,从而可以制备出金属-填充介质的复合体;然后燃烧去除有机塑料粒子,获得多孔铝合金。缺点是有机塑料粒子燃烧产生的气体会污染环境。

在前人工作的基础上,本文起先采用的填料粒子为多角形金属卤化盐,制备的多孔铝合金孔形状不均匀,因而强度等力学性能较差。为满足兵器消声器件高比强的要求,必须获得均匀的球形孔结构。本文自行设计了填料粒子的滚球制作设备,制备出形状均匀、可除去性良好,并具有一定高温强度的球形填料粒子。经大量试验证明,基本满足前文对填料粒子的性能要求,为多孔铝合金的制备及实际应用打下了基础。

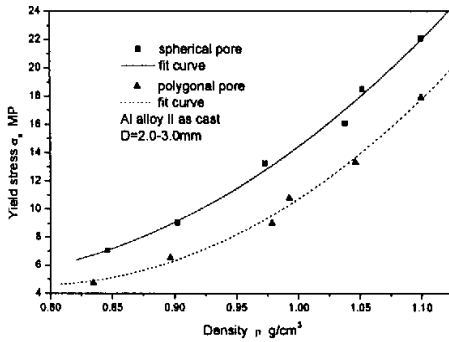
2.1.4.2 球形填料粒子的制备

根据中药滚丸的原理,自行设计了转速可调的球形填料粒子的滚球设备,如图【2-2】。

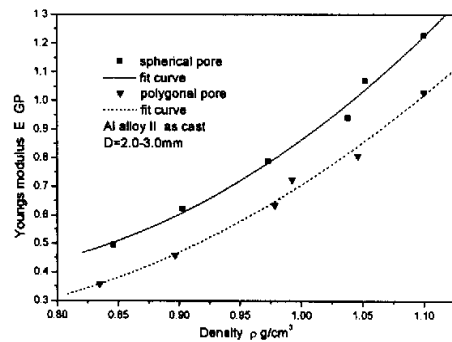


图【2-2】滚球设备示意图

球形填料粒子的具体制备方法如下：首先，以一定比例在粉末（包括可溶性或非可溶性粉末）中加入适量的粘结剂水溶液，调制成一定粘结性的团状；然后将粉末团放入筛网中粉碎，粉碎后的颗粒放入滚球锅中滚动，使得颗粒逐渐变成球形，通过调整转速和时间可以控制颗粒的圆整度及大小；最后将制备的球形填料粒子放入烘箱加热，粘结剂结晶固化后，再将烘干的球形粒子进行筛分，获得不同孔径分布的粒子。采用滚球法制备的球形填料粒子的直径可以控制在 1.5~5.5mm 之间，并且制备的多孔铝合金，粒子易于去除，孔形状均匀，通孔直径及通孔度容易控制。



(a) 对屈服强度的影响



(b) 对弹性模量的影响

图【2-3】球形填料粒子对多孔铝合金压缩性能的影响

图【2-3】为其它孔结构参数相同的条件下，球形与多角形填料粒子对多孔铝合金压缩屈服强度及弹性模量的影响，从图中可以明显看出，采用自行研制的球形填料粒子制备球形孔多孔铝合金，可以很大程度地提高比强度。这一方法与高技术的实际需求相吻合。

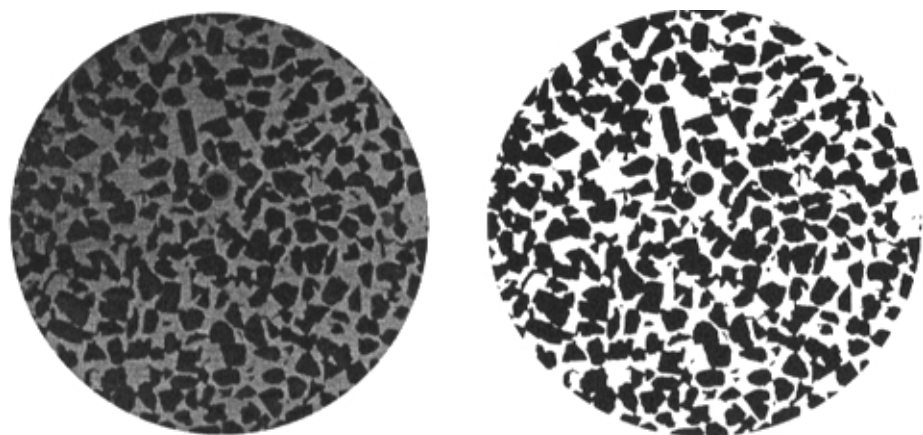
2.1.5 热处理设备

采用改进后的 8KW 坩埚电阻炉作为铝合金的熔化与填料粒子的加热设备，并采用 WT-80 温控仪，获得均匀的炉膛温度分布。

提高多孔铝合金的强度的一个很重的途径是对其进行固溶时效处理，因而，提高热处理的控制精度显得十分重要。对于大长度多孔铝合金试样的热处理，以往一直使用 8KW 坩埚电阻炉，不但升温慢、控温精度差，而且功耗大。现采用改进后的 2KW 的箱式电阻炉对多孔铝合金进行固溶时效处理，降低能耗的同时，控温精度也由原来的 $\pm 5K$ 提高为 $\pm 1K$ 。

2.1.6 通孔孔结构描述

文献^[23]采用图像识别、处理技术测量了闭孔胞状铝的孔径分布，但是对于通孔多孔铝的孔结构描述，由于当时认为须在孔隙中填入填充物，而未进行研究。本文在试验过程中发现，通过一定的处理方法，无须填入填充物，即可以对通孔多孔铝合金试样两端端面的孔洞进行扫描、较为精确地测量出面孔隙率。图【2-4】中 (a) 为预处理前试样截面的扫描图像，(b) 为二值化后试样截面的图像，具体测量过程见第三章。



(a) 预处理前 (b) 二值化后
图【2-4】通孔多孔铝孔结构描述图像

2.2 多组元基体合金的选择及其性能

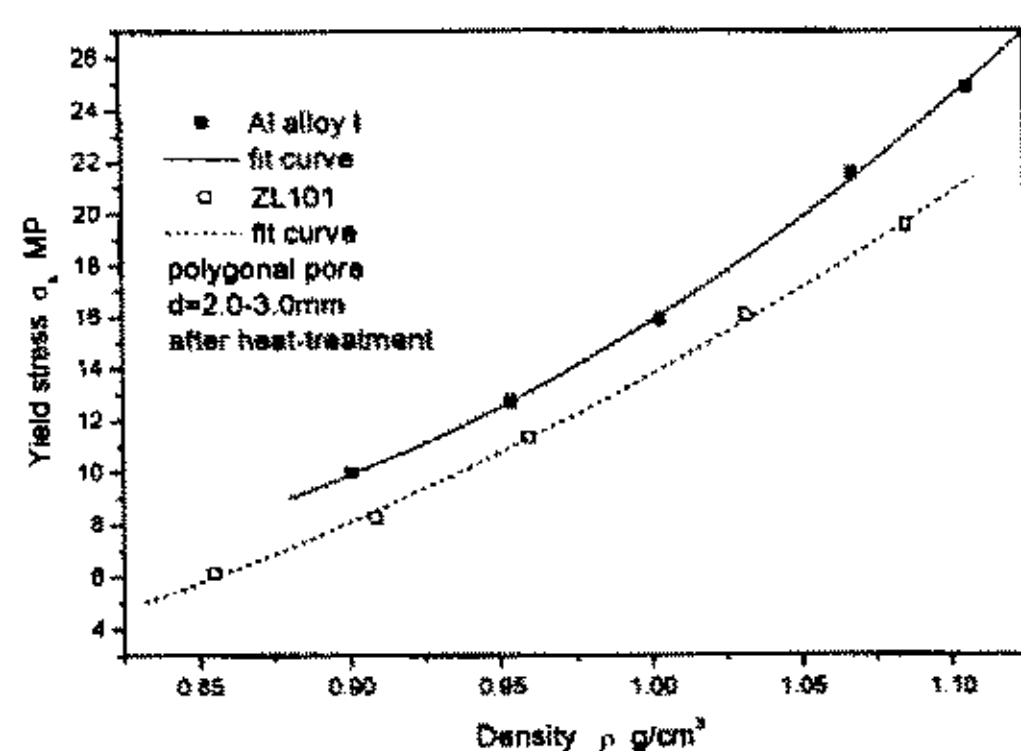
负压渗流法制备高比强多孔金属的过程实质是铝合金熔体在粒子间隙中的渗流及凝固过程，研究合适的铝合金与填料粒子是制备高比强多孔合金的前提，而控制铝合金熔体在多孔介质间的渗流过程则是制备多孔铝合金的关键。

2.2.1 合金选择

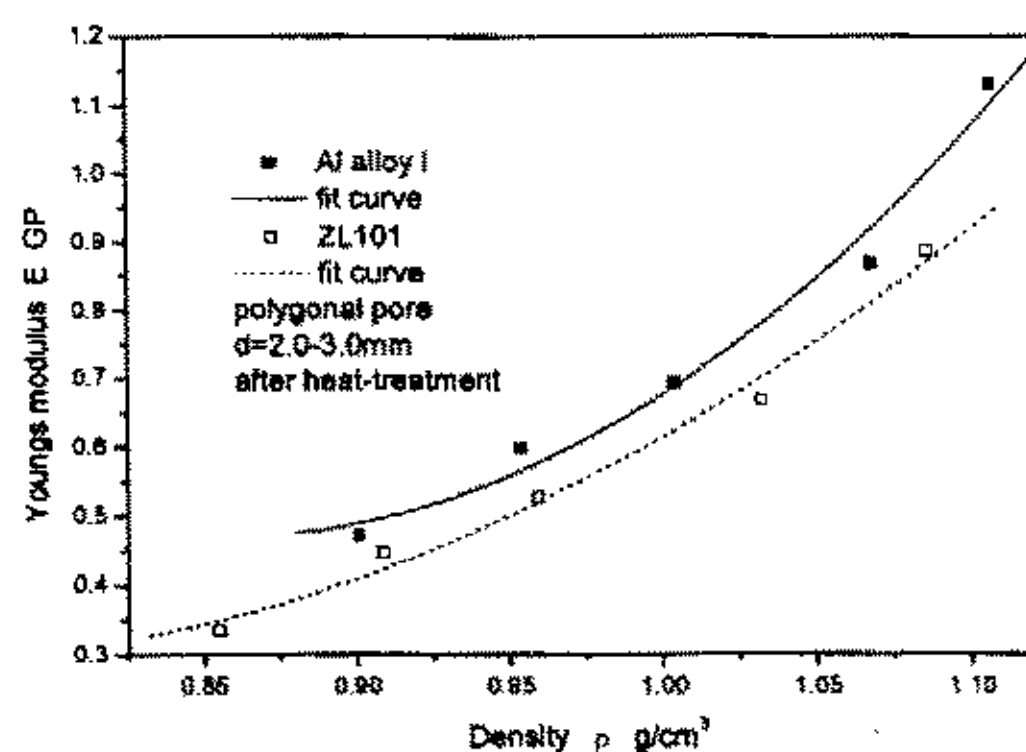
具有较高力学性能的铸造铝合金主要有 Al-Si 系及新型的铝合金 I、铝合金 II 等等，其力学性能指标如表【2-2】。其中铝合金 I 与铝合金 II 中由于 Cu 元素的加入，提高了室温强度和高温强度，并具有良好的综合性能。

表【2-2】铸造铝合金力学性能^[39]

合金牌号	铸造方法	合金状态	抗拉强度 σ_b (MP)	屈服强度 $\sigma_{0.2}$ (MP)	伸长率 δ_5 (%)	抗剪强度 τ (MP)	硬度 HBS
ZL101	S	T6	225	165	3.5	180	70
ZL111	J	T6	380	285	6.0	260	100
铝合金 I	S	T5	360	215	5.0	——	100
铝合金 II	S	T5	480	345	13	345	140



(a) 对屈服强度的影响



(b) 对弹性模量的影响

图【2-5】基体合金对多孔铝合金压缩性能的影响

对不同的 Al-Si 系与铝合金 I 制备的多孔铝合金试样进行了大量的力学实验 (Al-Si 系主要选用 ZL101), 结果表明多孔铝合金 I 的强度明显高于 Al-Si 系多孔铝合金, 且塑性、弹性模量等其它力学性能也高于 Al-Si 系多孔铝合金^[40], 如图【2-5】。对于 Al-Si 系中的 ZL111 制备的多孔铝合金也进行了大量的试验, 结果表明其力学性能也比多孔铝合金 I 差, 并且对 ZL111 多孔铝合金进行固溶时效处理后, 发现其力学性能提高非常有限, 具体原因有待研究^[40]。

将不同类系的多孔铝合金试样实际用于兵器消声器件, 其应用结果也表明, 铝合金 I 多孔铝合金的力学性能要明显高于 Al-Si 系多孔铝合金。

因而, 根据兵器消声器件的实际需求, 必须选用强度、塑韧性更好的新型铝合金 I 和 II 作为制备多孔铝合金的基体合金。

2.2.2 合金铸造性能

Al-Si 系和铝合金 I、铝合金 II 都属于宽结晶温度范围的合金, 如表【2-3】, 但两类合金的流动性能存在很大的差异。Al-Si 系合金由于 Si 元素的大量加入, 提高了流动性能, 铸造性能良好 (金属型 300℃ 预热, 浇注温度 680~720℃ 时, 螺旋线长度可达 700~800mm)^[41], 且熔化温度相对较低。铝合金 I、铝合金 II 中由于 Cu 元素的加入, 熔化温度相对提高, 结晶温度范围扩大, 流动性能与铸造性能变差, 并且容易形成缩松, 特别是铝合金 I。

 表【2-3】铝合金基体的流动性能对比^[39]

合金牌号	固液两相区范围 (℃)	流动长度 (mm)		流动性能
		700℃	750℃	
ZL101	555-615	350	385	优
铝合金 I	548-650	165	—	中
铝合金 II	544-633	245	—	中

铝合金熔体在多孔介质间渗流制备过程中, 由于采用了预热多孔介质及一定的渗流驱动压力, 同时多孔铝合金中本身就有大量的孔隙存在, 因而克服了铝合金 I、铝合金 II 流动性、铸造性差以及易形成缩松等一系列缺点。

2.3 大长度渗流工艺探讨

作为兵器消声器件的多孔铝合金在要求高比强的同时，还要求获得大长度，即铝合金熔体在填料间隙中必须具有足够的渗流长度，因而，提高铝合金熔体的渗流能力是至关重要的。对于结晶温度范围窄的纯铝及流动性能好的 Al-Si 系合金的渗流工艺已有人做过相关的研究^[14,16]，但相关的工艺参数对于宽结晶温度范围的铝合金 I 和铝合金 II 并不适用。以下从传热学和流体力学的角度分析了工艺参数对宽结晶温度范围铝合金渗流过程的影响，讨论其影响机理，并对相应的制备工艺进行总结。

2.3.1 试验方法

试验采用铝合金 I 作为渗流基体材料，填料粒子选用多角形可溶性盐。为探讨渗流长度的影响因素，应用正交试验的方法，选取填料粒子预热温度 (A)、渗流压力 (B)、粒子尺寸 (C)、铝合金熔体浇注温度 (D) 为四个因素，各因素水平如表【2-4】。

表【2-4】正交试验因素水平表

水平	A 粒子预热温度 (℃)	B 浇注压力 (kPa)	C 粒子尺寸 (mm)	D 铝合金熔体浇注温度 (℃)
1	480	13.2	0.8	680
2	530	18.4	1.5	700
3	580	23.7	2.3	720
4	630	28.9	3.0	740

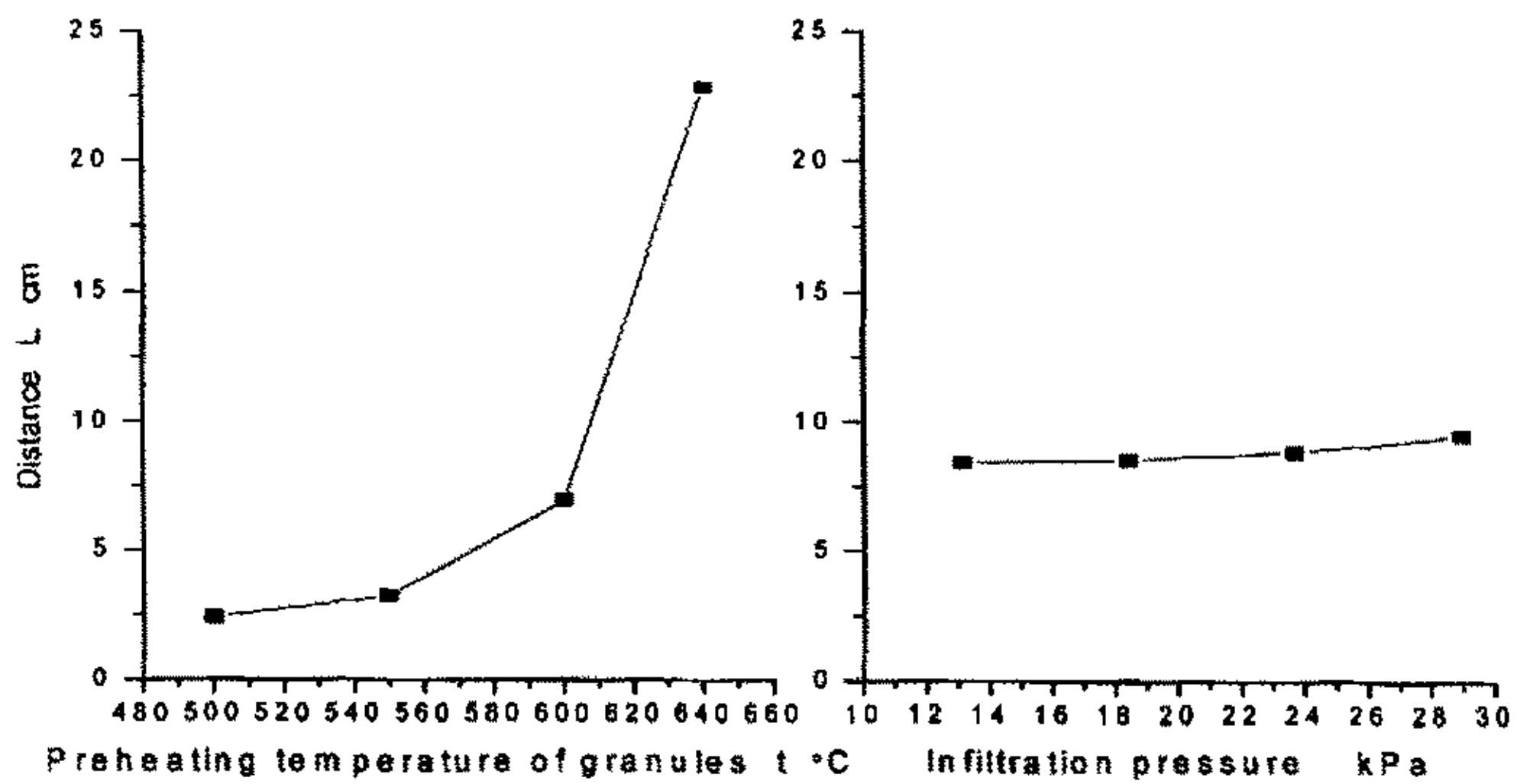
2.3.2 试验结果与分析

2.3.2.1 试验结果

根据四因素水平的试验要求，不考虑因素交互作用的影响，采用 $L_{16}(4^5)$ 正交表，试样粒子的紧实度基本保持相同。结果如表【2-5】所示。图【2-6】是从试验结果整理得到的因素水平与渗流长度之间的关系图，可直观判断出四因素对渗流长度的影响基本上呈增长趋势，其中填料粒子预热温度的影响最为显著，填料粒子尺寸的影响次之，铝合金熔体的浇注温度与渗流压力的影响不显著，同时粒子预热温度的影响远远大于后三者。这一趋势与表【2-5】中的极差大小相同：填料粒子预热温度 (A) > 粒子尺寸 (C) > 铝合金熔体浇注温度 (D) > 渗流压力 (B)。

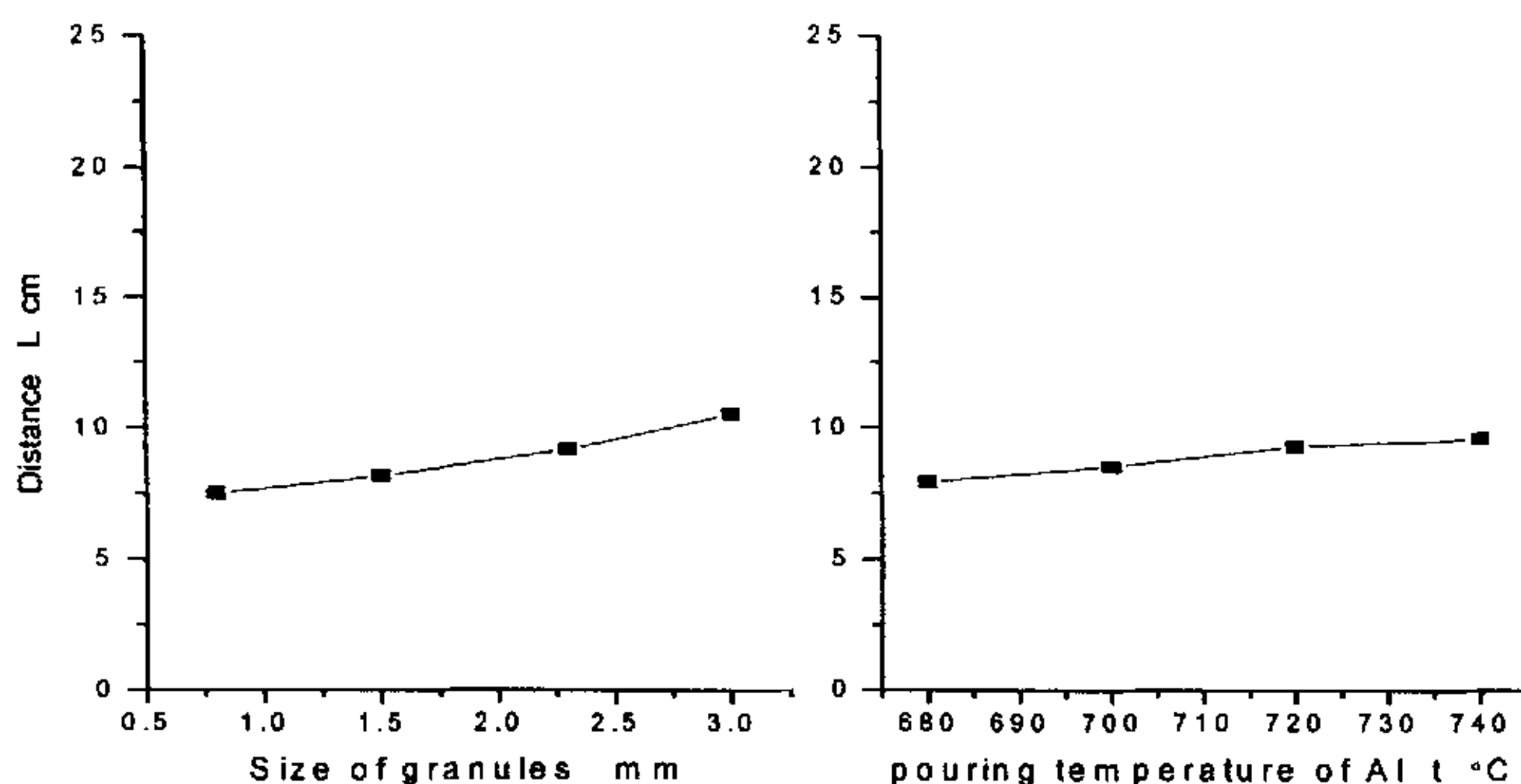
表【2-5】正交试验方案和结果

试验号	粒子预热温度 (℃)	浇注压力 (kPa)	粒子尺寸 (mm)	铝合金熔体 浇注温度(℃)	渗流长度 (cm)
1	1 (480)	1 (13.2)	1(0.8)	1 (680)	0.7
2	1	2 (18.4)	2(1.5)	2 (700)	1.0
3	1	3 (23.7)	3(2.3)	3 (720)	2.8
4	1	4 (28.9)	4(3.0)	4 (740)	5.1
5	2 (530)	1	2	3	2.2
6	2	2	1	4	2.0
7	2	3	4	1	3.9
8	2	4	3	2	4.8
9	3 (580)	1	3	4	7.5
10	3	2	4	3	9.7
11	3	3	1	2	4.9
12	3	4	2	1	5.7
13	4 (630)	1	4	2	23.4
14	4	2	3	1	21.6
15	4	3	2	4	23.8
16	4	4	1	3	22.5
I /4	2.40	8.45	7.53	7.98	$\Sigma L=141.6$
II /4	3.23	8.58	8.18	8.53	
III/4	6.95	8.85	9.18	9.30	
IV/4	22.83	9.53	10.53	9.60	
R	20.43	1.08	3.00	1.62	



(a) 粒子预热温度的影响

(b) 渗流压力的影响



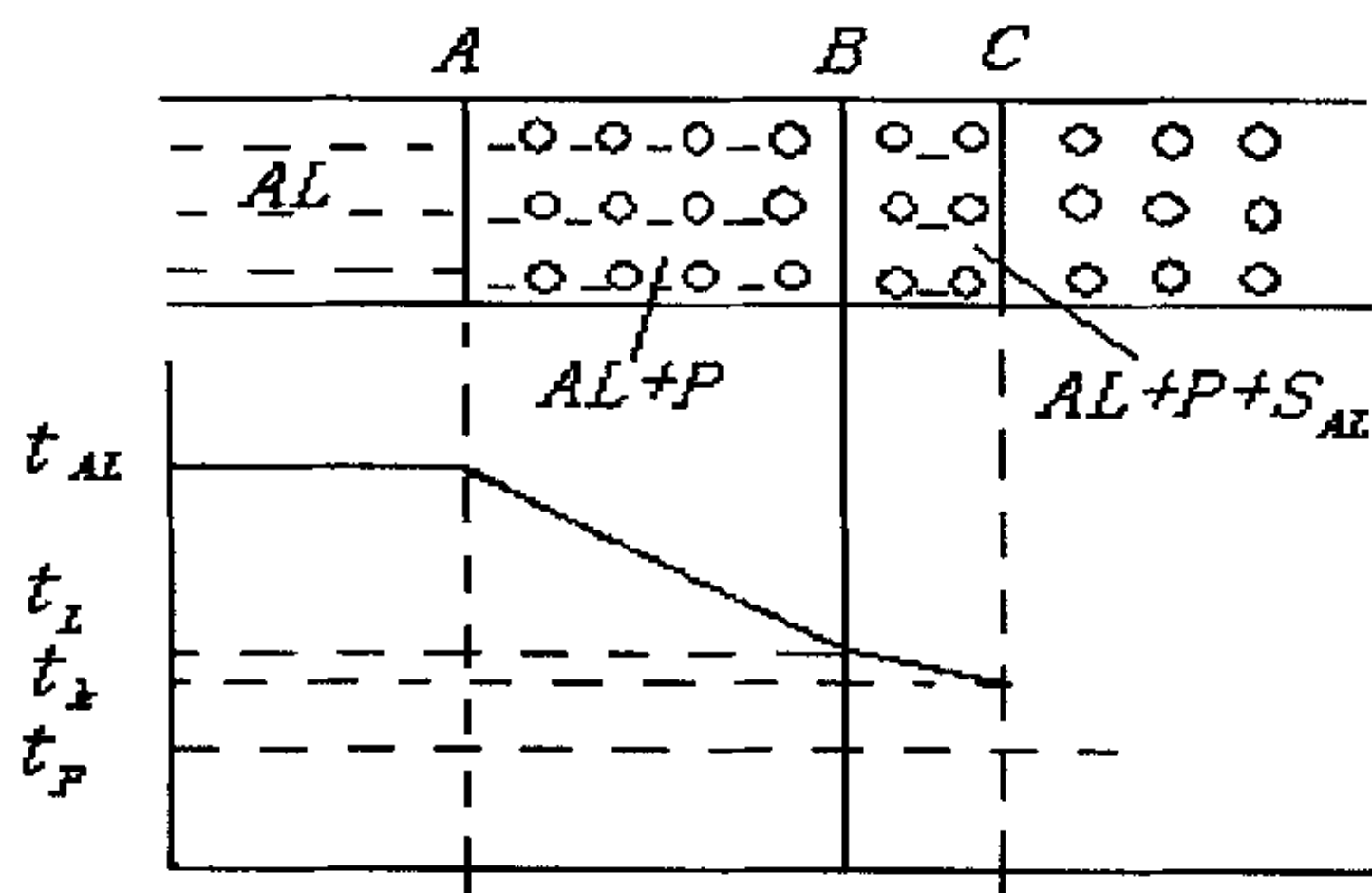
(c) 粒子尺寸的影响

(d) 铝合金熔体浇注温度的影响

图【2-6】因素水平与渗流长度关系图

2.3.2.2 理论分析

对于宽结晶温度范围的铝合金 I 的渗流模型与温度分布如图【2-7】所示。温度为 t_{AL} 的铝合金熔体受负压作用，以一定的速度 u 从 A 处渗入预热温度为 t_p 的填料粒子间隙中，铝合金熔体与粒子进行热交换而降温，开始在 B 处析出固相，当铝合金熔体前端的固相量达到一定程度 f_k 时，在 C 处停止流动。在这种情况下，可以利用牛顿定律建立热平衡方程式，并假设铝合金熔体在粒子间隙中以等速、平面流动。



图【2-7】铝和金熔体渗流模型与温度分布

取渗流前端铝合金熔体和粒子的两相体积元 V 作为研究对象。在忽略铝合金熔体与粒子之间由于不润湿造成的附加体积后（文献有报道附加体积最大不超过整体体积的 5%^[16]，故在分析时可以忽略），体积元 V 等于铝合金熔体体积 V_{AL} 和粒子体积 V_P 之和，即 $V=V_{AL}+V_P$ 。在渗流过程中，填料粒子之间的间隙可以看作一个个毛细管道，毛细管道的体积即为铝合金熔体的体积 V_{AL} ，毛细管道的表面积为铝合金熔体与填料粒子的接触面积 S 。在多孔介质动力学中^[42]，通常将 V_{AL}/S 看作渗流毛细管道的直径 d_c ：

$$d_c = \frac{V_{AL}}{S} = \frac{V - V_P}{\pi d^2} = \frac{(V - V_P)d}{6V_P} = \frac{(1-n)d}{6n} \quad (2-1)$$

其中, n 为粒子堆积密度, d 为填料粒子直径。

渗流时间 τ 共可以分为两个阶段 τ_1 和 τ_2 : 在 τ_1 时间内, 铝合金熔体从初始温度 t_{AL} 冷却到液相线温度 t_L , 即从 A 到 B 段, 此阶段尚未有固体析出, 因而 A 到 B 段包含铝合金熔体和填料粒子; 在 τ_2 时间内, 液流前端的固相率达到临界值 f_k , 流动停止, 即 B 到 C 段, 此阶段中铝合金熔体进一步降温析出固体 S_{AL} 。两个阶段的渗流时间又分别可以由热平衡方程式求得。

A 到 B 段, 在 $d\tau$ 时间内通过接触面积 S 传递给填料粒子的热量等于该时间内金属温度下降 dt 放出的热量, 热平衡方程式为:

$$\alpha(t - t_p)Sd\tau = -V_{AL}\rho_{AL}c_{AL}dt \quad (2-2)$$

式中, t 为温度, τ 为时间, S 为粒子与铝合金熔体的接触表面积, V 为铝合金熔体与粒子总的体积, V_{AL} 、 ρ_{AL} 、 c_{AL} 分别为铝合金熔体的体积、密度和比热容, α 为铝合金熔体和粒子的换热系数。

在 τ_1 时间内对上式积分得:

$$\tau_1 = \frac{V_{AL}\rho_{AL}c_{AL}}{S\alpha} \ln \frac{t_{AL} - t_p}{t_L - t_p} \quad (2-3)$$

B 到 C 段, 铝合金熔体继续向前流动并开始析出固相, 此时热平衡方程式为:

$$\alpha(t - t_p)Sd\tau = -V_{AL}\rho_{AL}^*c_{AL}^*dt \quad (2-4)$$

式中, ρ_{AL}^* 为合金在 t_L 到 t_k 温度范围内的密度, 近似地取 $\rho_{AL}^* = \rho_{AL}$;

c_{AL}^* 为合金在 t_L 到 t_k 温度范围内的当量比热容, 近似地取

$$c_{AL}^* = c_{AL} + \frac{f_k H}{t_L - t_k} \quad (2-5)$$

f_k 为停止流动时铝合金熔体的固相率 (%), H 为铝合金的结晶潜热。

在 τ_2 时间内对上式积分得:

$$\tau_2 = \frac{V_{AL}\rho_{AL}c_{AL}^*}{S\alpha} \ln \frac{t_L - t_p}{t_k - t_p} \quad (2-6)$$

将对数项展开取第一项:

$$\ln \frac{t_L - t_p}{t_k - t_p} = \frac{t_L - t_k}{t_k - t_p}$$

$$\ln \frac{t_{AL} - t_p}{t_L - t_p} = \frac{t_{AL} - t_L}{t_L - t_p}$$

并近似地以 $(t_L - t_p)$ 代替 $(t_k - t_p)$, 则:

$$\tau_1 = \frac{(1-n)\rho_{AL}}{6n\alpha} \cdot \frac{d[C_{AL}(t_{AL} - t_L)]}{(t_L - t_p)} \quad (2-7)$$

$$\tau_2 = \frac{(1-n)\rho_{AL}}{6n\alpha} \cdot \frac{d[C_{AL}(t_L - t_k) + f_k H]}{(t_L - t_p)} \quad (2-8)$$

铝合金熔体总的流动时间 $\tau = \tau_1 + \tau_2$, 即:

$$\tau = \frac{(1-n)\rho_{AL}}{6n\alpha} \cdot \frac{d}{(t_L - t_p)} \cdot [f_k H + c_{AL}(t_{AL} - t_k)] \quad (2-9)$$

假设整个过程中渗流速度不变, 为 u , 则铝合金熔体的渗流长度 L 为:

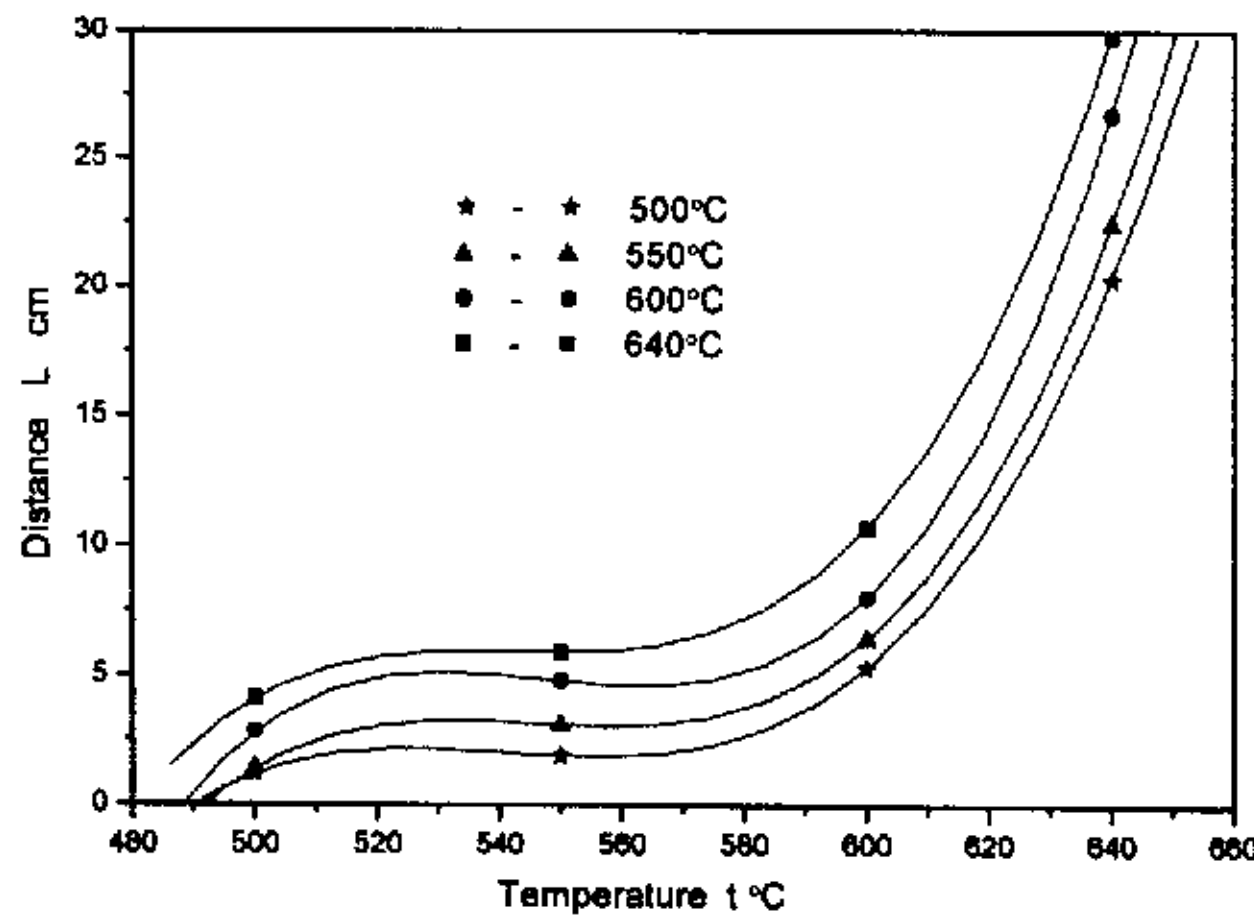
$$L = u \frac{(1-n)\rho_{AL}}{6n\alpha} \cdot \frac{d}{(t_L - t_p)} \cdot [f_k H + c_{AL}(t_{AL} - t_k)] \quad (2-10)$$

2.3.2.3 试验结果讨论

1. 填料粒子预热温度对渗流长度的影响

由宽结晶温度范围合金停止流动的机理可知, 在过热热量未散失尽以前, 金属液以纯液态流动。温度下降到液相线以下, 液流中析出固体, 并不断增加。液流前端不断与冷填料粒子接触, 冷却最快, 固相量最多, 使金属液的粘度增加, 流速减慢。固相量达到某一临界值时, 结成一个连续的网络。当渗流的驱动压力不能克服此网络的阻力时, 即发生堵塞而停止流动。

根据正交试验的直观分析可以看出, 粒子的预热温度是影响渗流长度最为显著的因素。在粒子预热温度相对较低时, 渗流长度很小, 随粒子预热温度的增加, 渗流长度显著增加。渗流长度对粒子预热温度敏感是因为粒子的预热温度很低时, 铝合金熔体与粒子的温差大, 热交换剧烈, 包覆粒子的铝合金熔体很快降温形成凝固壳, 并不断加厚, 阻塞了液流的通道, 渗流终止。



图【2-8】不同粒子的 t_p - L 曲线

由式 (2-7) 和 (2-8) 可以看出, 提高填料粒子的预热温度 t_p , 通过减小凝固温差 $(t_L - t_p)$ 同时增加了 τ_1 和 τ_2 , 使得渗流长度显著增加。因为 t_p 的升高可显著减少铝合金熔体在渗流过程中与填料粒子热交换而造成的热量损失, 推迟渗流前端固相量的析出, 使渗流堵塞时间延缓, 从而最有利于增加渗流长度。

图【2-8】是 $t_{AL}=720^\circ\text{C}$, $P=23.7\text{kPa}$, 填料粒子直径 d 分别为 0.8mm 至 3.0mm 时, 粒子预热温度与渗流长度经拟合后的关系曲线。由图可以看出, 对于不同尺寸的粒子, 渗流长度都随预热温度的增加而增加; 当预热低于铝合金熔体固相线时, 增加幅度较小, 预热温度越接近液相线, 渗流长度增加越显著。

因而, 要获得大长度渗流, 粒子的预热温度应选在铝合金熔体固液两相区中接近液相线的温度。根据多孔铝合金用作兵器消声器件的预研试验可知, 填料粒子直径通常在 $2.0\sim 3.0\text{mm}$ 之间, 试样的长度通常在 20cm 以上, 因而粒子预热温度取 $630\sim 640^\circ\text{C}$ 左右, 才能满足要求, 与文献^[43]所报道的 $200\sim 300^\circ\text{C}$ 相比, 提高很多。

2. 渗流压力对渗流长度的影响

外加渗流压力主要通过影响铝合金熔体停止流动时的固相率 f_k 而影响渗流长度。当渗流压力增大, 铝合金熔体停止流动时的固相率 f_k 增加, 渗流通道由于铝合金熔体凝固而受阻的时间延长, 所以渗流长度增加, 如图【2-6】(b) 所示。但是, 本文选用的基体是宽结晶温度范围的铝合金 I, 对于结晶温度范围宽的合金, 散失部分潜热后便可能停止流动, 大部分结晶潜热的作用不能发挥, 因而, 固相率 f_k 的影响减小, 使得渗流压力对渗流长度的影响很小。

由于铝合金熔体和氯化钠粒子不润湿, 铝合金熔体的表面张力将阻止铝合金熔体渗入粒子的间隙中, 此时必须施加一定的压力以克服铝合金熔体的表面张力, 促使铝合金熔体的渗入。施加的外部压力的最小值 P_c (渗流压力阈值) 即为铝合金熔体表面张力在粒子的间隙中所形成的附加压力, 根据 Laplace 方程可确定 P_c [42]。

$$P_c = \frac{6\lambda n \sigma \cos \theta}{(1-n)d} \quad (2-11)$$

式 (2-11) 中: σ ——铝合金熔体的表面张力; θ ——润湿角;
 λ ——粒子的形状系数; d ——粒子平均直径;
 n ——粒子的体积百分数。

大长度渗流时, 粒子存在一定的粒径分布, 且形状不规则, 因而, 理论计算所得的压力阈值只能作为试验参考, 通常根据经验来确定渗流压力值。压力过小导致渗不足; 过大则造成渗漏, 堵塞磨具、浪费铝液, 也可能使得多孔铝合金的通孔直径变小, 甚至不连通, 不利于填料的去除。此外, 在下面章节的分析中也认为, 渗流压力增大将增加孔隙率的不均匀性。在填料粒子直径为 1.5~3.0mm 时, 外加压力值通常定在 15~20kPa 之间。

3. 填料粒子直径对渗流长度的影响

从式 (2-7) 和 (2-8) 可以看出, 渗流时间 τ_1 和 τ_2 均随料粒子直径 d 的增大而增加。因为 d 增大, 减小了铝合金熔体与粒子热交换的总面积, 铝合金熔体在渗流过程中因热量损失而降温的速度变慢; 此外 d 增大, 铝合金熔体的渗流通道直径 d_c 增大, 铝合金熔体渗流的阻力减小, 二者的综合作用, 使得渗流长度随 d 的增大而增加。

有文献[43]认为粒子直径对渗流长度的影响更显著, 但在本文试验中却并非如此, 原因可能有几个方面。一方面, 本文受需求的牵引, 填料粒子的直径相对较小, 因而, 对渗流长度的影响减小; 另一方面, 大长度要求高的粒子预热温度, 这使得粒子尺寸的影响与预热温度相比, 显得较小。

由于多孔铝合金是结构敏感性材料, 不同的应用场合以及不同的实际需求往往都有明确的孔径要求, 因而, 不可能通过选择粒子直径来改变多孔铝合金的实际渗流长度。

4. 铝合金熔体浇注温度对渗流长度的影响

从式 (2-7) 可以看出, 当铝合金熔体的过热度 ($t_{AL}-t_L$) 增加时, 渗流时间 τ_1 增加, 因而提高铝合金熔体的浇注温度可以增加渗流长度。但 ($t_{AL}-t_L$) 增加对 τ_2 不产生影响, 而提高粒子预热温度及增加粒子尺寸则同时影响 τ_1 和 τ_2 , 所以铝合金熔体浇注温度的变化 (在本文试验的范围内) 对 L 的影响不如改变 t_p 和 d 那样明显 (如图【2-6】(d) 所示)。

此外, 浇注温度过高增加了铝合金熔体的熔炼时间, 也给实际制备带来隐患。根据正交试验结果并与实际浇注过程接近, 选取 $t_{AL}=720\sim 740^\circ\text{C}$ 为宜。

5. 渗流速度及其影响因素

在以上的分析中假定 AB 和 BC 两个阶段的渗流速度相同, 但实际上 BC 阶段由于固相的析出铝合金

熔体的内摩擦力增加,粘度增大,流速必然小于 AB 阶段。工艺参数对渗流速度的影响比较复杂,需结合流体动力学来讨论^[8]。

2.3.3 试验总结

根据以上的分析及实际经验可以得出,对于直径为 1.5~3.0mm 多角形填料粒子,选用铝合金 I 制备大长度多孔铝合金时,综合考虑节能、高效等因素,适宜的工艺参数为:铝合金熔体浇注温度 720~740℃,填料预热温度 630~640℃,外加压力在 15~20kPa 之间。

若选择球形填料粒子,则工艺参数有所变化。粒子的预热温度略有下降,以 610~620℃为宜;由于渗流阻力明显降低,所需驱动压力也显著减小,通常在 4~10kPa 之间;铝合金熔体浇注温度为 720~740℃不变。

2.4 本章小结

1. 采用合适的渗流压力测量仪器,提高了渗流压力控制精度;对通孔多孔铝的孔结构实现了计算机描述;采用超声清洗设备,可以彻底去除可溶性填料粒子,提高多孔铝合金使用寿命。

2. 在兵器消声器件的需求牵引下,选用力学性能较好的铝合金 I 和 II 作为基体合金,可以制备高比强的多孔铝合金。

3. 自行设计、研制了球形填料粒子的制取设备,探索了球形填料粒子的制备工艺,成功制备了孔结构可控的多孔铝合金,进一步提高比强度。

4. 采用正交试验方法,对多组元、大长度多孔铝合金的制备工艺进行了研究,从传热学和流体力学的角度分析了工艺参数对多组元、高比强多孔铝合金渗流长度的影响,试验结果表明:填料粒子预热温度的影响最显著,粒子直径次之,铝合金熔体浇注温度及渗流压力的影响不显著。对于大长度渗流,粒子预热温度必须选在铝合金熔体固液两相区中接近液相线的温度。

5. 根据预研试验要求的直径为 1.5~3.0mm 的填料粒子,选用铝合金 I 时,如果填料粒子是多角形,则较为合适的工艺参数为:铝合金熔体浇注温度 720~740℃,填料粒子预热温度 630~640℃,外加压力在 15~20kPa 之间;如果填料粒子是球形,则较为合适的工艺参数为:铝合金熔体浇注温度 720~740℃,填料粒子预热温度 610~620℃,外加压力在 4~10kPa 之间。

第三章 大长度多孔铝合金的孔隙率梯度及其控制

高技术的需求牵引,要求多孔铝合金在具有良好消声性能的同时,还具有大长度、高比强、结构均匀、长寿命的特性。前文在设备改进的基础上,通过正交试验对多组元、大长度多孔铝合金的制备工艺进行了研究。本章则侧重讨论孔隙率沿长度方向的变化规律、对性能的影响及其控制方法。

采用负压渗流法制备多孔铝合金时,由于多种因素的综合影响,造成了沿长度方向孔隙率的变化,存在一定的梯度,这对于大长度多孔铝合金的性能有较大的影响,因而有必要对多孔铝合金沿长度方向孔隙率的梯度进行深入研究。本文深入研究了尚未有报道的如下工作:

1. 通过大量的试验,就孔隙率沿长度方向的变化规律及其影响因素进行了研究,并在上述基础上,提出了降低长度方向孔隙率梯度的方法;
2. 采用现代图像识别与处理技术,借助计算机处理手段,对多孔铝合金试样两端端面的孔洞进行扫描、测量,获得通孔多孔铝合金的面孔隙率;
3. 根据测得的两端截面的面孔隙率以及大长度多孔铝合金试样孔隙率沿长度方向的变化规律,对整体的孔隙率均匀程度进行估计。

3.1 多孔铝合金的孔结构

选择合适的填料粒子可以控制多孔铝合金的孔径以及孔形状,从而获得合适的性能,这是渗流制备方法的主要优点之一。

多孔铝合金,具有强烈的结构敏感性,孔结构的变化,对消声性能影响很大。因此精确地描述、控制多孔铝合金的孔结构参数至关重要。这些孔结构参数主要包括:孔洞的连通状态、孔径 D 、通孔直径 L 与通孔度 ω 以及孔隙率 P 。

3.1.1 孔洞连通状态与孔径 D

泡沫金属是金属基体间散布了一定孔洞的多孔物质,其孔洞的连通状态有三种:通孔、闭孔、半通孔(孔洞间只有部分连通)。

在渗流法制备多孔铝合金时,由于铝合金熔体对填料粒子不润湿以及填料粒子之间存在一定的接触,使得铝合金熔体在一定的驱动压力下不能完全渗入填料间隙中,即不能完全包裹填料粒子,在除去填料后形成互相连通的结构。如果渗流工艺控制不当,则可能形成半通孔。为保证所需的大长度及孔隙率,应研制合适的填料,精确控制渗流驱动力等工艺,避免半通孔的出现。

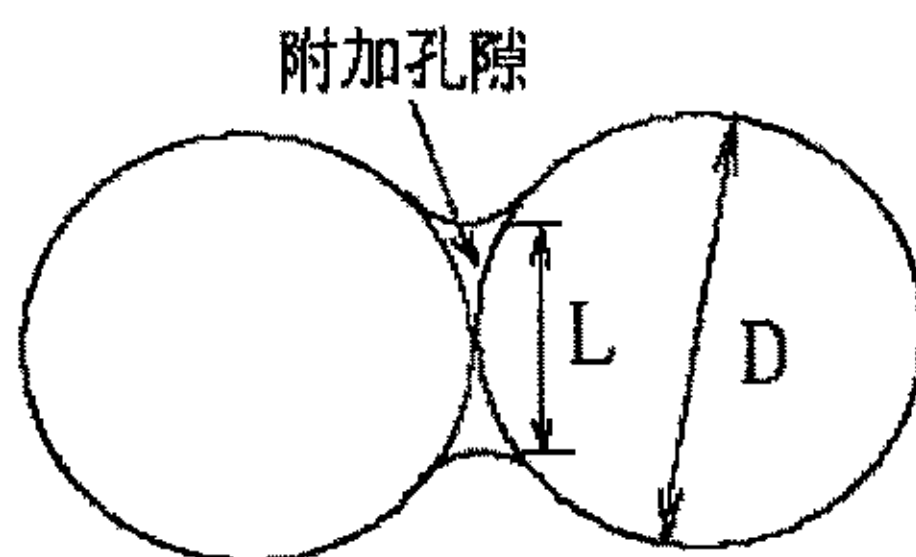
通常认为,多孔铝合金的孔径 D 为孔隙内可装填的最大圆球的直径,主要取决于填料粒子的直径。在实际制备过程中,填料粒子形状不一定规则,可以是球形、多角形甚至其它形状,因而,通常选用筛网的网格尺寸作为多孔铝合金的表观孔径。

3.1.2 通孔直径 L 与通孔度 ω 及其对性能的影响

通常将多孔铝合金中相邻两孔之间相互连通的圆孔直径称为多孔铝合金的通孔直径,记作 L ,如图【3-1】所示。

将多孔铝合金中相邻孔之间相互连通的程度称为多孔铝合金的通孔度,记作 ω ,即:

$$\omega = \frac{L}{D} \quad (3-1)$$



图【3-1】通孔直径与通孔度示意图

多孔铝合金通孔直径与通孔度随制备工艺的变化而变化，文献^[6,12,15]分析了影响多孔铝合金通孔直径与通孔度的因素，包括：填料粒子直径、铝合金熔体与粒子的润湿性能、渗流驱动压力、铝合金熔体浇注温度等。

随铝合金熔体与填料粒子润湿性能、渗流驱动压力及铝合金熔体浇注温度增加，多孔铝合金的通孔直径、通孔度相应减小；填料粒子直径增大，使得通孔直径增大，而通孔度则减小。

通孔直径、通孔度与孔隙率 P 密切相关。在孔径 D 一定的情况下，孔隙率随通孔直径以及通孔度的增加而增加。

通孔直径与通孔度直接决定多孔铝合金的流体透过性能，从而影响其消声、过滤以及散热性能。

文献^[44]研究了渗流法制备的多孔铝合金试样（孔径 0.433-1.06mm，孔隙率 59.84-68.41%）的吸声性能。结果表明，气体通过试样的流阻随通孔直径增加而减小。在试验所具备的试样条件下，声吸收系数随气流阻的增加而得到提高，尤其是在较高的频率（>500Hz）时更是如此。因而，控制多孔铝合金的通孔直径可控制其对气体的流阻，从而影响其吸声性能。

文献^[25]报道了通孔度对多孔铝散热性能的影响，认为随通孔度的提高，多孔铝强迫对流的散热性能明显提高。

3.1.3 孔隙率 P 及其对性能的影响

通常将多孔铝合金中孔隙的总体积 V_p 与表观体积 V 之比称为多孔铝合金的孔隙率，记作 P ：

$$P = V_p / V \times 100\% \quad (3-2)$$

对于多孔铝合金，由于制备工艺参数的变化，造成孔隙率的变化，文献^[6]分析了多孔铝合金孔隙率的影响因素，认为多孔铝合金孔隙率主要由三部分构成：

1. $P_{\text{堆积}}$ ，在渗流压力的驱动下，铝合金熔体渗入填料粒子孔隙间，凝固结束后，除去填料粒子形成多孔铝合金。显然，填料粒子堆积密度引起的孔隙率是多孔铝合金孔隙率的主要部分，称之为 $P_{\text{堆积}}$ 。
2. $P_{\text{附加}}$ ，铝合金熔体在压力驱动下渗入填料之间，若每个填料粒子外围全部被铝合金包裹，凝固后填料粒子无法去除，不能形成多孔结构；只有当粒子不被铝合金熔体完全包裹，才有可能去除，形成多孔铝合金。在渗流过程中，由于铝合金熔体对填料粒子不润湿，在合适的驱动压力下，使得填料粒子不被完全包裹成为可能，因而也就形成了附加孔隙率，称之为 $P_{\text{附加}}$ 。
3. $P_{\text{凝固}}$ ，一定质量的铝合金熔体在凝固过程中，随温度的下降，密度不断提高，金属骨架收缩也产生了一定的孔隙，称之为凝固收缩引起的孔隙率 $P_{\text{凝固}}$ 。

总的孔隙率为三者之和： $P = P_{\text{堆积}} + P_{\text{附加}} + P_{\text{凝固}}$ 。

因而，通过研究合适的工艺参数，可以在一定范围之内调节多孔铝合金试样的孔隙率。

孔隙率是表征多孔金属的重要参数之一, 无论对多孔金属的力学性能还是热学、电学、声学性能都有很大的影响。孔隙率与相对密度直接相关, $P=1-\rho/\rho_s$, 其中 P 为孔隙率, ρ 与 ρ_s 分别为多孔金属与基体的密度。Gibson 和 Ashby^[4]得出的杨氏模量 E 、剪切模量 G , 有效的导热系数 λ 及电阻率 R 都与相对密度有直接的关系:

$$E \approx \alpha_1 E_s \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^n \quad (3-3)$$

$$G \approx \frac{3}{8} \alpha_1 G_s \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^n \quad (3-4)$$

$$\lambda \approx \lambda_s \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^q \quad (3-5)$$

$$R \approx R_s \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^{-r} \quad (3-6)$$

其中, E_s 、 G_s 、 λ_s 与 R_s 分别是基体金属的各种相关参数, 其它为常系数。孔隙率影响多孔金属的这些参数, 因而直接影响其性能。

对本文消声应用对象而言, 孔洞的连通状态、孔径、通孔度都应满足一定的要求, 而通孔直径和通孔度又直接与孔隙率相关^[12]。因而, 在孔径 D 一定的条件下, 有必要深入研究多孔铝合金沿长度方向孔隙率的变化, 并对其进行描述和控制。

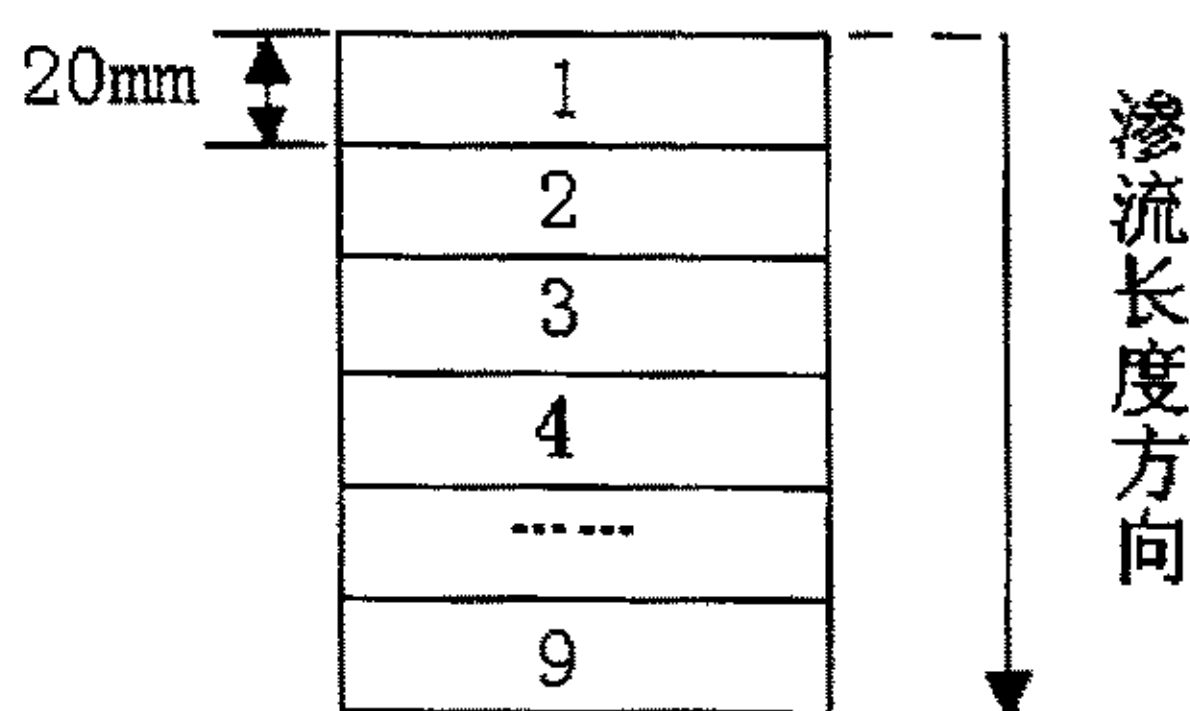
3.2 多孔铝合金沿长度方向孔隙率的变化

文献^[6,12]深入研究了通孔直径、通孔度以及孔隙率形成机理及影响因素, 但对于孔隙率沿长度方向的变化规律及控制尚未见报道。本文在以往试验的基础上, 结合实际的需求, 就多孔铝合金沿长度方向孔隙率变化的原因、影响因素以及控制方法进行了深入研究。

3.2.1 孔隙率沿长度方向的变化规律

本文进行了大量试验, 试验过程保持相近的研究条件: (1) 粒子自然堆积; (2) 铝合金熔体的过热度相同; (3) 对于 Al-Si 系与铝合金 I、铝合金 II 合金, 粒子预热温度分别为 600℃ 和 640℃; 渗流压力分别介于 14~16kPa 和 16~18kPa 之间。

将制备好的多孔铝试样沿长度方向从上至下切割成 $\Phi 50 \times 20\text{mm}$ 的试块, 分别标号为 1、2、3、...、9, 如图【3-2】, 采用称重法分别测量其孔隙率。表【3-1】为填料粒子自然堆积、正常制备条件下不同基体合金及孔径的多孔铝合金试样沿长度方向的孔隙率数据, 根据表【3-1】中的数据, 作出孔隙率沿渗流长度方向的变化, 并进行曲线拟合, 如图【3-3】, 其中纵坐标为孔隙率, 横坐标为试块中点距离原点的距离。



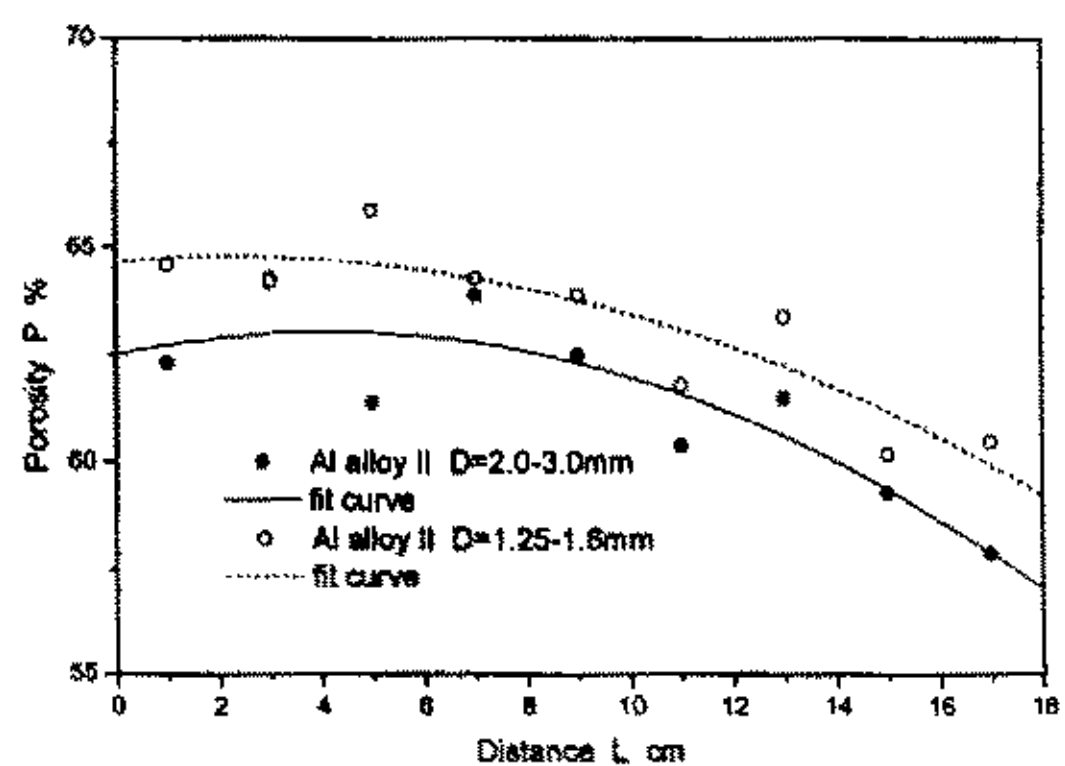
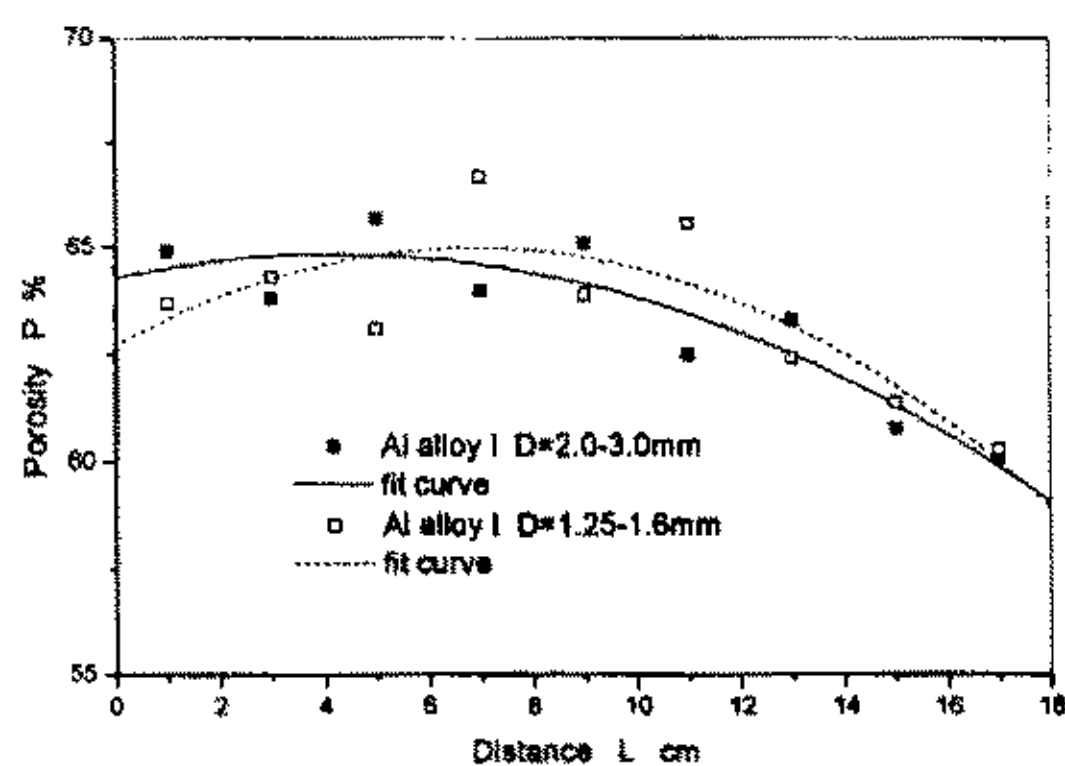
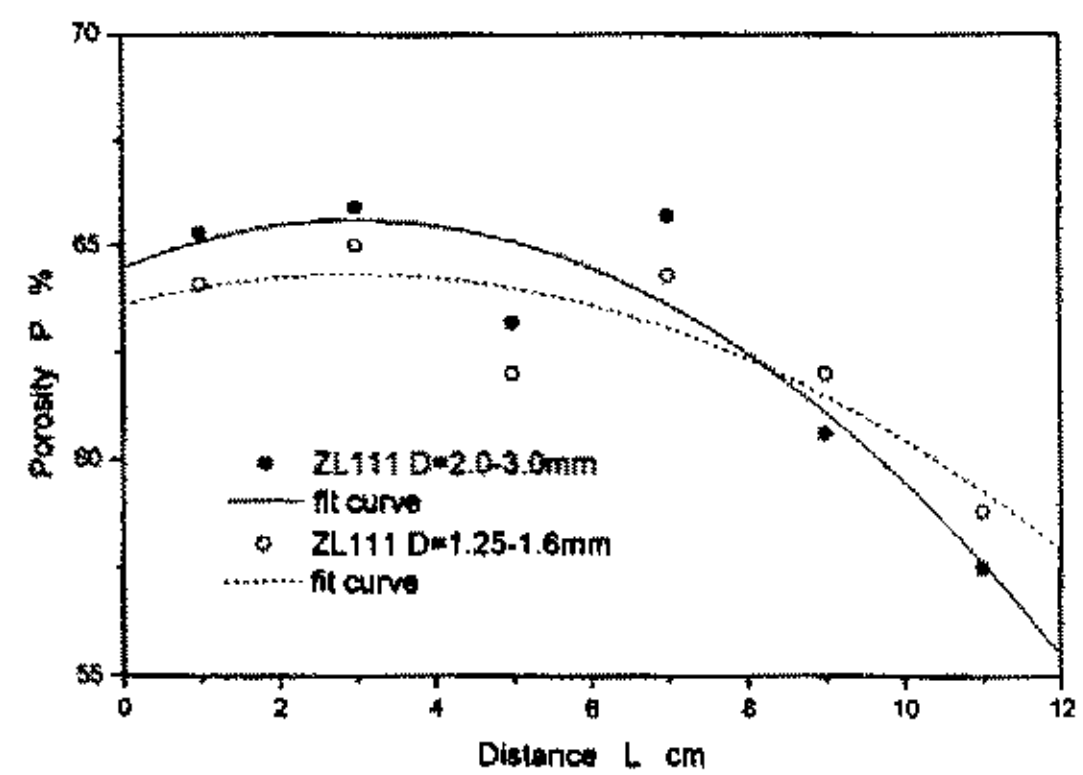
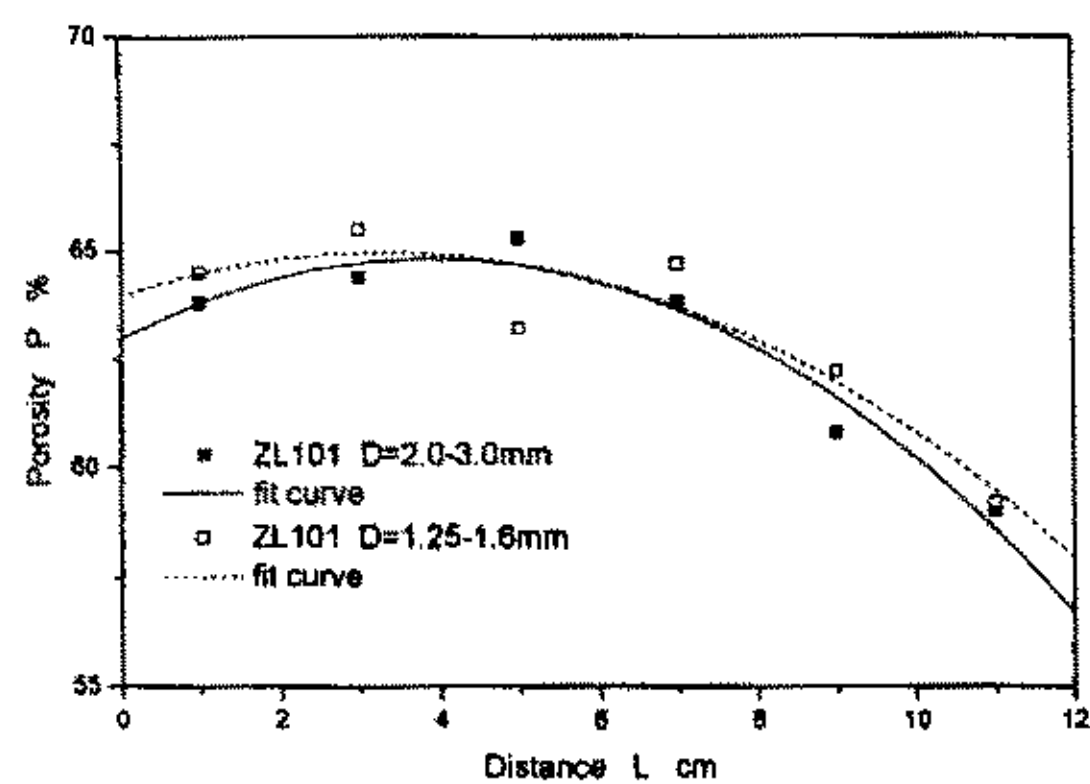
图【3-2】多孔铝合金试块切割顺序

表【3-1】自然堆积、正常制备条件下多孔铝合金试样沿长度方向的孔隙率 P (%)

成分	试件 粒径 序号 d (mm)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	最大 偏差 $\Delta P_{\max}$	两端 偏差 ΔP_s
ZL101	2.0~3.0	63.8	64.4	65.3	63.8	60.8	59.0				6.3	4.8
	1.25~1.6	64.5	65.5	63.2	64.7	62.2	59.2				6.3	5.3
ZL111	2.0~3.0	65.3	65.9	63.2	65.7	60.6	57.5				8.4	7.8
	1.25~1.6	64.1	65.0	62.0	64.3	62.0	58.8				6.2	5.3
铝合金 I	2.0~3.0	64.9	63.8	65.7	64.0	65.1	62.5	63.3	60.8	60.1	5.6	4.8
	1.25~1.6	63.7	64.3	63.1	66.7	63.9	65.6	62.4	61.4	60.3	6.4	3.4
铝合金 II	2.0~3.0	62.3	64.3	61.4	63.9	62.5	60.4	61.5	59.3	57.9	6.4	4.4
	1.25~1.6	64.6	64.2	65.9	64.3	63.9	61.8	63.4	60.2	60.5	5.7	4.1
平均											6.41	4.99

注：1. 最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 是指试样中孔隙率最大与最小值之差

2. 两端偏差 ΔP_s 是指试样两端孔隙率之差



图【3-3】自然堆积、正常制备条件下多孔铝合金试样沿长度方向孔隙率变化的拟合曲线

从表【3-1】中可以看出,在自然堆积、正常浇注的条件下,整个试样中孔隙率存在较大的梯度,最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 平均为 6.41%,两端偏差 ΔP_S 平均为 4.99%。同时,沿长度方向孔隙率的变化存在一定的规律:中上部孔隙率最高,顶端次之,底端最低,如图【3-3】。

表【3-2】为填料粒子在自然堆积、分次浇注条件下不同基体合金及孔径的多孔铝合金试样沿长度方向的孔隙率数据,根据表【3-2】中的数据,作出孔隙率沿长度方向的变化,并进行曲线拟合,如图【3-4】。

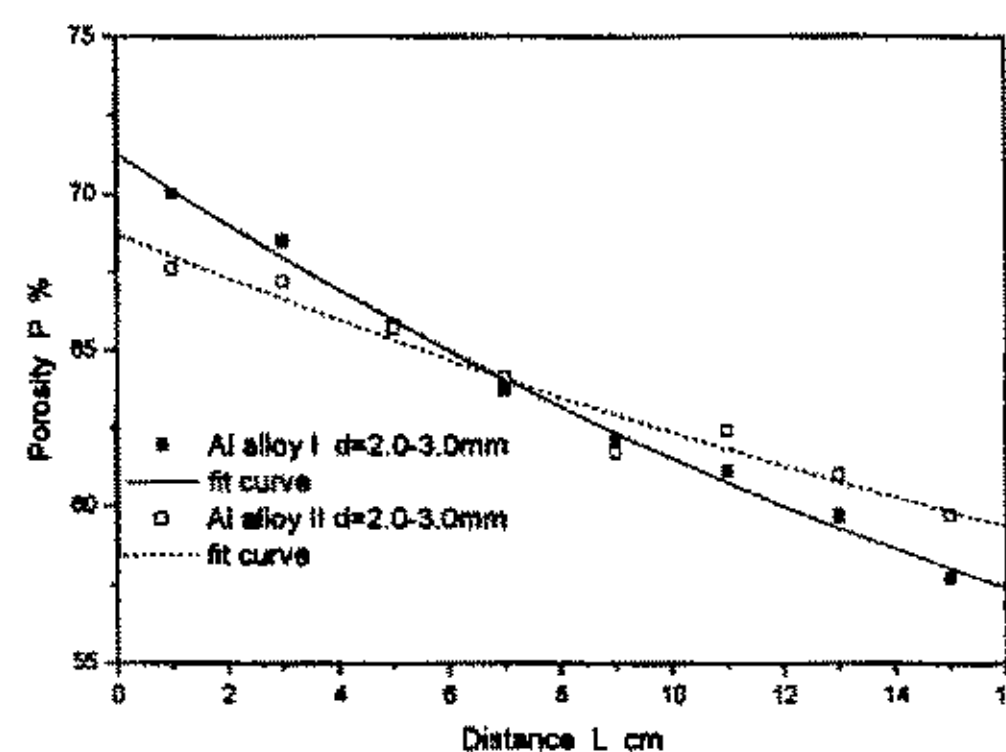
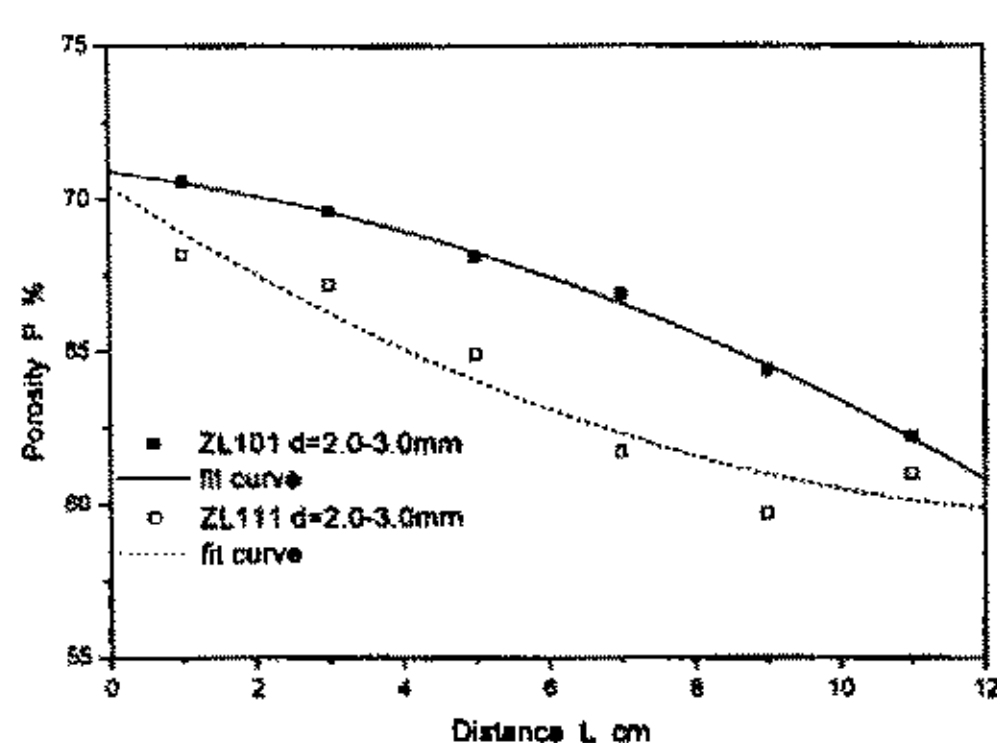
表【3-2】自然堆积、分次浇注条件下多孔铝合金试样沿长度方向的孔隙率 P (%)

成分	试样 粒径 d (mm)	序号	1	2	3	4	5	6	7	8	最大 偏差 $\Delta P_{\max}$	两端 偏差 ΔP_S
ZL101	2.0~3.0		70.6	69.6	68.1	66.9	64.4	62.2			8.4	8.4
ZL111	2.0~3.0		68.2	67.2	64.9	61.7	59.7	61.0			8.5	7.2
铝合金 I	2.0~3.0		70.0	68.5	65.8	63.7	62.1	61.1	59.7	57.7	12.3	12.3
铝合金 II	2.0~3.0		67.6	67.2	65.7	64.1	61.7	62.4	61.0	59.7	7.9	7.9
平均											9.28	8.95

注: 1. 分次浇注是指渗流过程中铝合金熔体一次浇注不足情况下,第二次浇入铝合金熔体

2. 最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 是指试样中孔隙率最大与最小值之差

3. 两端偏差 ΔP_S 是指试样两端孔隙率之差



图【3-4】自然堆积、分次浇注条件下多孔铝合金试样沿长度方向孔隙率变化的拟合曲线

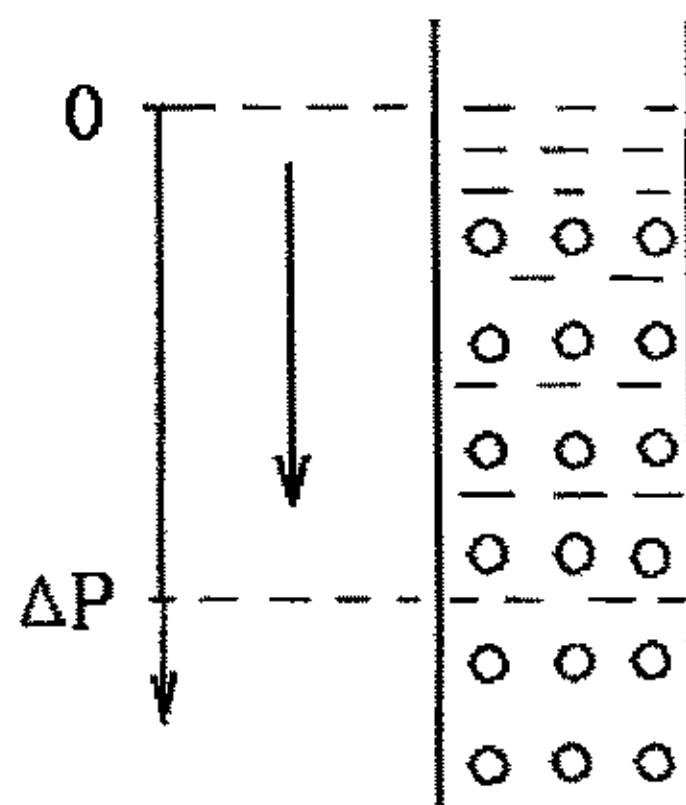
从表【3-2】中可以看出,在自然堆积、分次浇注条件下,试样中孔隙率梯度更大,最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 平均为 9.28%,两端偏差 ΔP_S 平均为 8.95%。同时,沿长度方向孔隙率变化存在一定的特点:沿长度方向孔隙率逐渐降低,顶端最高,底端最低,如图【3-4】。

由上面的分析可知,在填料粒子自然堆积情况下,制备获得的多孔铝合金试样中存在较大的孔隙率梯度,同时,沿长度方向存在一定的变化规律:在正常制备条件下,中上部孔隙率最高,顶端次之,底端最低;在分次浇注时,孔隙率沿长度方向逐渐降低,顶端最高,底端最低。此外,浇注不当(分次浇注)会使得试样中孔隙率梯度变高,应尽量避免。

3.2.2 孔隙率梯度的形成机理

造成大长度多孔铝合金试样孔隙率沿长度方向变化的原因是多方面的,根据孔隙率的来源^[6],可以认为主要有以下三方面的原因:填料粒子堆积密度影响孔隙率中的 $P_{\text{堆积}}$;凝固时试样中所受的气体压力梯度影响孔隙率中的 $P_{\text{附加}}$;试样的凝固顺序影响孔隙率中的 $P_{\text{凝固}}$ 。

3.2.2.1 压力梯度的影响



图【3-5】渗流时铝合金熔体所受压力差绝对值

由于填料粒子预热温度与铝合金熔体浇注温度相差较小，在渗流压力驱动下，铝合金熔体在多孔介质中的渗流时间小于 1 秒，瞬间充满整个模具填料粒子间隙中。在此过程中，一方面铝合金熔体由于散热而使得流动阻力增大，另一方面，渗流的驱动力不足以吸引粘度变大的铝合金熔体通过底端的细小的金刚沙颗粒，因而铝合金熔体停止渗流流动。

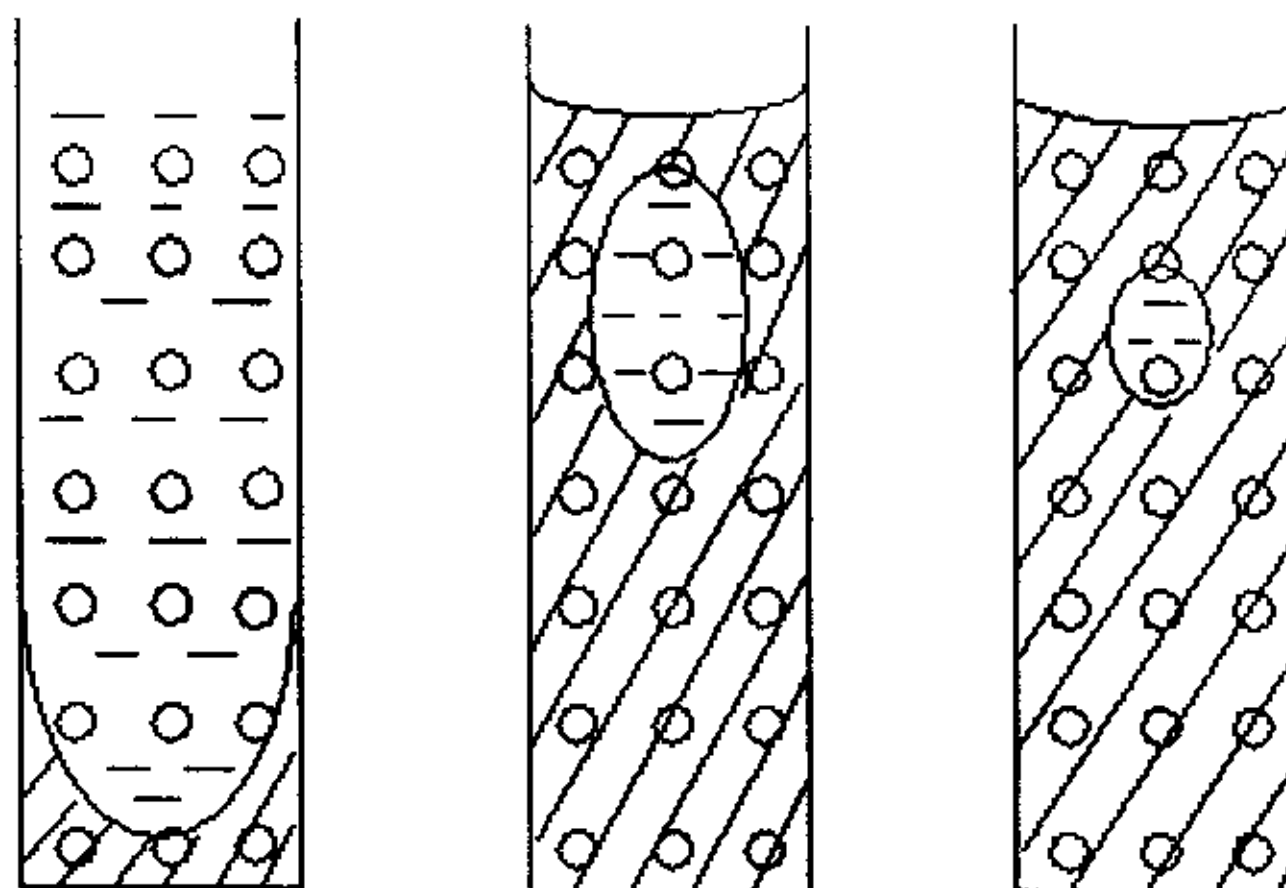
在渗流过程中，由于压力罐的容积远远大于填料粒子的间隙，同时渗流过程很短，可以认为渗流过程中负压罐内的压力值不变。这一点也可以从制备时压力的实际变化看出，改进压力测量精度以后，可以清楚地看出，渗流前后负压罐内的压力差值通常在 0.2kPa 以内。

打开阀门时铝合金熔体前端的压力值瞬间达到渗流压力值 P ，而顶端仍然为大气压 P_0 ，两者之间存在压力差，正是这一压力差将熔体吸入填料粒子间隙中。渗流前端铝合金熔体所受的压力值最大 $\Delta P = P_0 - P$ ，即所受的吸力最大。由于铝合金熔体流动过程中的粘滞阻力以及与填料粒子的摩擦阻力，从上至下，铝合金熔体中的压力差绝对值不断增大，即吸力不断增大，如图【3-5】所示。同时，渗流的压力差，也在填料粒子间隙中也造成了压力差，当铝合金熔体停止流动时，从上至下填料间隙中存在的压力差绝对值由零逐渐增大为 ΔP ，即沿长度方向填料间隙中存在一定的压力梯度。

文献^[16]认为驱动压力值变化，造成试样孔隙率中的 $P_{附加}$ 的变化，驱动压力大，则 $P_{附加}$ 小，从而孔隙率 P 相应减小。因而，在不考虑其它因素时，压力梯度造成了多孔铝合金试样孔隙率由上至下逐渐减小。压力梯度对多孔铝合金试样沿长度方向孔隙率梯度的影响是由负压渗流法本身的工艺特点所引起的。

3.3.2.2 凝固顺序的影响

在渗流过程中，由于渗流时间很短，铝合金熔体与空气或者是吸盘底座之间的热交换可以忽略不考虑。在渗流结束后，铝合金熔体开始冷却凝固。一方面，在模具半径方向上，模具与空气间存在热量交换；另一方面，在模具的垂直方向上，顶端的铝合金熔体与空气接触，散热并发生凝固，底端的铝合金熔体与吸盘底座间存在热量交换。因而，铝合金熔体凝固顺序是由四周向中心逐渐凝固。



图【3-6】铝合金熔体凝固顺序示意图

不锈钢模具的导热系数高，导致底端铝合金熔体与吸盘底座间的传导散热明显高于四周和顶端的对流散热。此外，大长度的影响，使得四周散热又高于顶端。根据浇注后试样与模具由亮逐渐变暗的顺序，也可以判断，其总的凝固次序如下：底端先于四周，四周先于顶端，顶端又先于中上部，如图【3-6】所示。

由于凝固顺序的差异，造成了试样孔隙率的差异，先凝固的部分收缩时能够得到铝合金熔体的补缩， $P_{\text{收缩}}$ 小，而后凝固的部分则得不到铝合金熔体的补缩， $P_{\text{收缩}}$ 大。在不考虑填料粒子堆积密度及压力梯度所引起的孔隙率梯度的情况下，试样底端先凝固部分的孔隙率最低，试样中上部最后凝固，孔隙率最高。因而，在不考虑其它因素的情况下，孔隙率中上部最高，顶端次之，底端最低。

综上所述，负压渗流法制备工艺本身决定了大长度多孔铝合金熔体的凝固顺序，从而影响了试样的孔隙率梯度。

3.3.2.3 粒子堆积密度的影响

文献^[6]从模型出发研究了孔隙率的形成，认为填料粒子的堆积密度是决定孔隙率的主要原因，堆积密度高则孔隙率高，但对于粒子堆积密度的沿高度方向的变化对孔隙率梯度的影响并没有考虑。

有文献^[45]报道，当容器直径与粒子直径的比值大于 10 时，可以忽略器壁效应对堆积密度的影响，试验中所用的模具直径为 50mm，粒子直径通常小于 3mm，两者之比大于 16，因而可以忽略器壁效应对堆积密度的影响。填料粒子在自然堆积的情况下，仅仅考虑自身重力的作用，则填料粒子受到上面的粒子的压力、相互之间的摩擦力以及与器壁的摩擦力。通常，上端的堆积密度不大于下端的堆积密度，但重力及摩擦力对填料粒子堆积密度的影响很复杂，且粒子堆积时存在很大的随机性，因而有必要研究自然堆积条件下，重力及相互间的摩擦力对高度方向粒子堆积密度梯度的影响，从而了解堆积密度对试样孔隙率梯度的影响。

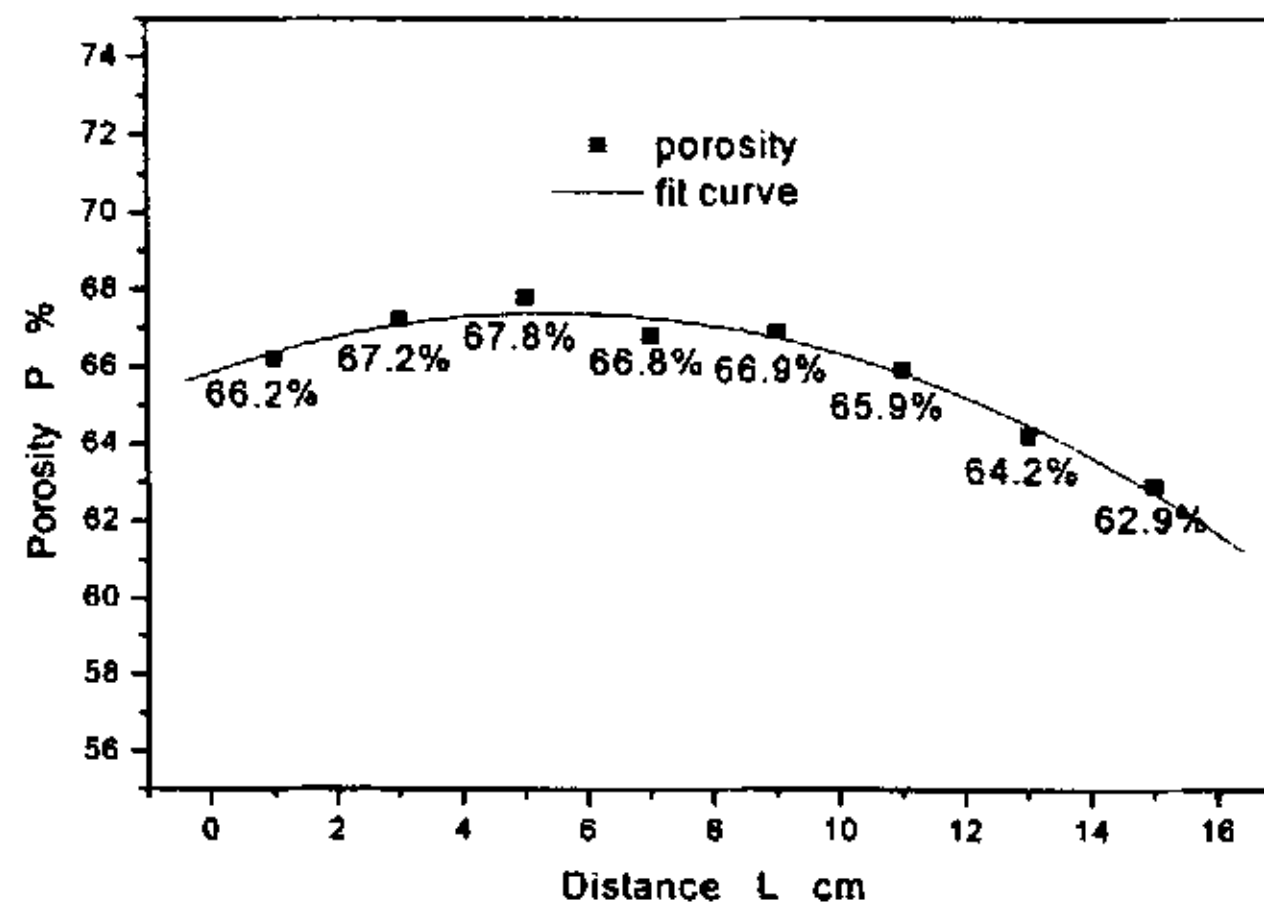
1. 粒子沿高度方向自然堆积时，堆积密度梯度对孔隙率梯度影响的试验

由于填料粒子的堆积密度是决定孔隙率的主要因素，堆积密度大，则多孔铝合金试样孔隙率高。假设粒子自然堆积时，粒子堆积密度的梯度较大，堆积密度由上至下逐渐增加，且顶端堆积密度远小于底端，则正常制备时，粒子堆积密度梯度造成多孔铝合金试样由上至下孔隙率逐渐增加。这与压力梯度与凝固收缩的影响相反，三者共同作用，使得顶端孔隙率高于底端，两者的偏差 ΔP_s 接近平均值 4.99%，如表【3-1】及图【3-3】所示。

为了研究粒子自然堆积时，堆积密度沿高度方向的变化对孔隙率梯度的影响，进行如下试验：将填料粒子以自然堆积的方式装入模具中，按正常的工艺加热到预热温度、保温、冷却，然后小心地将烧结后的

整块填料取出，倒置后重新放入模具中，注意填料脱模及装模时不要损坏填料块；再按正常制备工艺，制备多孔铝合金。获得的大长度多孔铝合金试样，按照同样的尺寸（ $\Phi 50 \times 20 \text{ mm}$ ），由上至下切割成圆柱形试块，通过称量法测得孔隙率。根据前面的假设可知，填料块倒置后，粒子堆积密度由上至下将逐渐减小，且顶端堆积密度要远大于底端，则粒子堆积密度造成多孔铝合金试样从上至下孔隙率逐渐减小。同时，试样受到压力梯度和凝固收缩影响，三者共同作用的结果，必然使得顶端孔隙率远远高于底端，两端偏差 ΔP_s 远远大于不颠倒填料块时的 4.99%。否则，说明粒子自然堆积时，堆积密度沿高度方向的梯度较小。

试验选用铝合金 1、粒子直径 $d=1.25 \sim 1.6 \text{ mm}$ ，试验中倒置填料块，其它试验条件与前文的正常制备过程相似。试验结果如图【3-7】，从中可以看出，顶端和底端孔隙率差值为 $66.2\% - 62.9\% = 3.3\%$ ，没有远大于不颠倒填料块时两端偏差的平均值 4.99%，即填料块倒置对于多孔铝合金孔隙率的变化并无太大的影响。由此可以推断，在本文试验条件下，粒子自然堆积密度沿高度方向的梯度较小，因而对孔隙率梯度影响也较小，或者说粒子自然堆积密度对孔隙率梯度的影响与压力梯度及凝固顺序的影响相比，后两者的作用显得更为显著。



图【3-7】填料块倒置后获得的多孔铝合金孔隙率

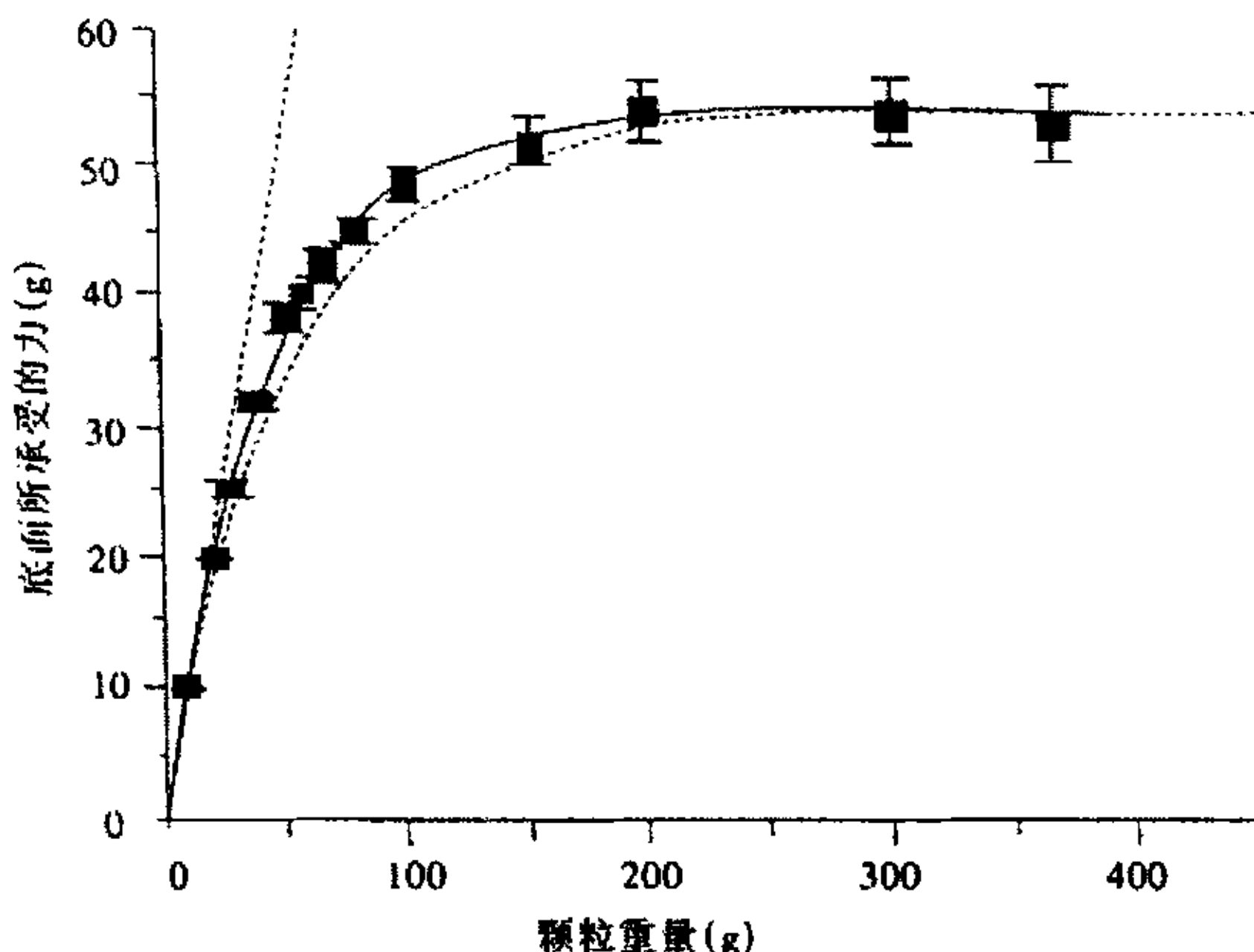
2. 理论分析

填料粒子在模具中的堆积问题与粮食颗粒在粮仓中堆积很相似，因而可以运用粮仓的有关理论来分析这一问题。在粮仓结构中^[46]，通常以仓壁高度 H 与仓的内径 D 之比来划分深仓和浅仓， $H/D > 1.5$ 的为深仓， $H/D < 1.5$ 的为浅仓。

德国工程师詹森（H.A.Janssen）^[47]采用连续介质模型，在力学平衡方程中，加入由纵向压力产生的横向向壁压力系数来考虑粮仓结构中颗粒与仓壁之间的摩擦力，给出了粮食堆积高度与粮仓底面所承受的力的关系式为：

$$F = (\gamma \rho / K \mu) (1 - \exp(-\mu K Z / \rho)) \quad (3-7)$$

式（3-6）中：
 γ 为颗粒的重量密度；
 μ 为粒子与仓壁之间的摩擦系数；
 Z 为粒子的堆积高度；
 ρ 为水平净截面的水力学半径， $\rho = S/L$ ， S 和 L 分别为截面的面积与周长。
 K 为侧压力系数， $K = \tan^2(45^\circ - \varphi)$ ， φ 为颗粒的内摩擦角。



图【3-8】粮仓底面所承受的力与颗粒物重量变化关系

当粮仓中的颗粒物堆积高度较低时， $\mu KZ/\rho$ 值较小。此时，可以简单的认为 $1-\exp(-\mu KZ/\rho) = \mu KZ/\rho$ ，代入上面的关系式得， $F=\gamma Z$ ，此即适用于浅仓的朗金^[47] (Rankine) 公式。

图【3-8】^[48]中方块符号为测量值，虚线为詹森公式计算值，点线表示静水压的情况。由詹森公式、朗金公式以及图【3-8】可以看出，如粮仓中颗粒物较少，即浅仓时，压力随高度增加迅速增长，而当粮仓中颗粒物达到一定高度以后，粮仓底面所受压力不再随颗粒物的增加而增大。原因是粒子堆积时，粒子与粒子之间以及粒子与仓壁之间的摩擦力抵消了部分粒子的重量，因而使得压力减小。

制备大长度多孔铝合金时，填料粒子堆积高度与堆积直径之比通常大于 4 (200mm/50mm)，远大于浅仓的 1.5 数值，可以作为深仓看待。当粒子堆积高度大于一定的数值后，继续增加粒子堆积高度，并不能使底部粒子所承受的压力随之增加，即底部的堆积密度不再随粒子堆积高度的增加而增加。沿高度方向粒子的堆积密度相差小，即粒子堆积密度沿高度方向的梯度较小，因而，对大长度多孔铝合金试样孔隙率梯度的影响也很小。这与前文的试验结果相吻合。

3.3.2.4 小结

根据前面的试验结果以及理论分析可以认为，在自然堆积的情况下，多孔铝合金试样中孔隙率梯度主要是由压力梯度与凝固顺序引起的，而填料粒子堆积密度的影响则相对较小，这与其对多孔铝合金孔隙率的影响相反^[16]。通常情况下，孔隙率分布：中上部最高，顶端略低，低端最低，这与多孔铝合金试样的实际测量值相符，见表【3-2】和图【3-4】。

多孔铝合金制备过程中，由于孔隙率往往是多个因素综合作用的结果，因而很难确定某一个因素对孔隙率梯度影响的具体数值。例如，在分析渗流压力对孔隙率梯度影响时，不可能保证其它因素完全一样，因此，难以确定不同的渗流压力到底造成多大的孔隙率梯度，只能从整体上分析在多个因素综合作用的条件下，对孔隙率梯度所产生的影响。

3.3 多孔铝合金孔隙率梯度的改善

压力梯度与凝固顺序作为影响孔隙率梯度两个主要因素，是由大长度及负压渗流工艺本身所决定的，难以改变，因而，要想改善大长度多孔铝合金试样的孔隙率梯度，只有从粒子的堆积密度着手。若能提高中下部填料粒子的堆积密度或降低中上部填料粒子的堆积密度，则可以通过改变 $P_{\text{堆积}}$ ，进而改善孔隙率梯

度。

通过长时间的实验探索,发现在装填粒子后,采用振动控制方法,对模具进行振动(振动频率 47~50Hz, 振幅 1mm), 调整填料粒子堆积密度, 可以改善多孔铝合金试样的均匀程度。具体步骤为: 分四次平均加入填料, 每次振动时间约 30~40s, 分别振动模具的底端与侧面。表【3-3】为填料粒子在振动后制备的多孔铝合金试样沿长度方向孔隙率的数据, 从中可以看出, 孔隙率的最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 平均为 2.24%, 明显低于表【3-1】中的 6.41%和表【3-2】中的 9.28%。根据这些数据作出了沿长度方向孔隙率的变化, 并进行曲线拟合, 如图【3-9】, 与图【3-3】、图【3-4】相比孔隙率均匀程度得到明显的改善。

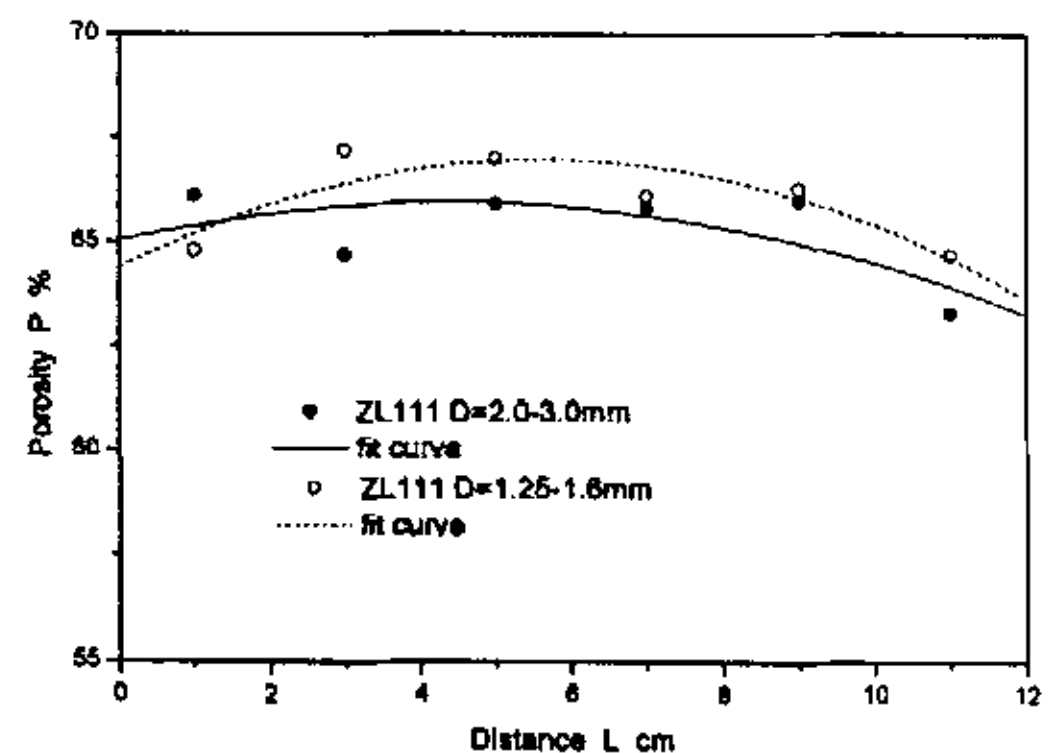
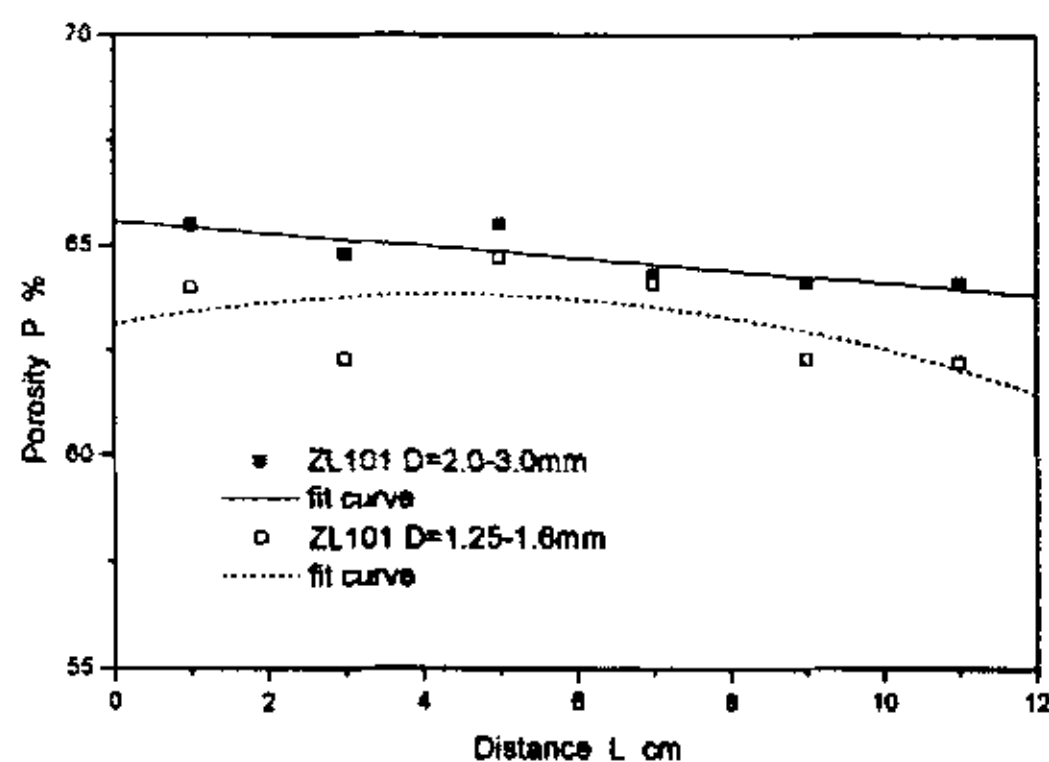
孔隙率均匀度改善的原因可能是振动减缓了粒子间以及粒子与模具间的摩擦力作用, 使得下部所受的压力增加, 底端粒子受紧实, 堆积密度相对提高, 部分抵消了压力梯度及凝固顺序的影响, 因此孔隙率梯度相应减小。

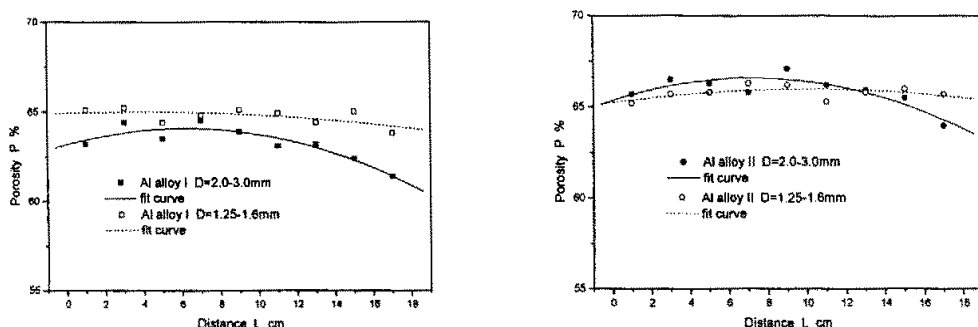
表【3-3】. 填料粒子振动后制备的多孔铝合金试样沿长度方向的孔隙率 P (%)

成分	试件 粒径 d (mm)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	最大 偏差 $\Delta P_{\max}$	两端 偏差 ΔP_S
ZL101	2.0~3.0	65.5	64.8	65.5	64.3	64.1	64.1				1.4	1.4
	1.25~1.6	64.0	62.3	64.7	64.1	62.3	62.2				2.5	1.8
ZL111	2.0~3.0	66.1	64.7	65.9	65.8	66.0	63.3				2.8	2.8
	1.25~1.6	64.8	67.2	67.0	66.1	66.3	64.7				2.5	0.1
铝合 金 I	2.0~3.0	63.2	64.4	63.5	64.5	63.9	63.1	63.2	62.4	61.4	3.1	1.8
	1.25~1.6	65.1	65.2	64.4	64.8	65.1	64.9	64.4	65.0	63.8	1.4	1.3
铝合 金 II	2.0~3.0	65.7	66.5	66.3	65.8	67.1	66.2	65.9	65.5	64.0	3.1	1.7
	1.25~1.6	65.2	65.7	65.8	66.3	66.2	65.3	65.8	66.0	65.7	1.1	0.5
平均											2.24	1.43

注: 1. 最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 是指试样中孔隙率最大与最小值之差;

2. 两端偏差 ΔP_S 是指试样两端孔隙率之差。





图【3-9】填料粒子振动后制备的多孔铝合金试样沿长度方向孔隙率变化的拟合曲线

在实验过程中也考虑过采用压实法来改变粒子的堆积密度，但实验发现，一方面压实使得上下粒子同时受紧实，因而效果不明显，另一方面，压实时粒子受到挤压，容易破碎，影响力学及声学性能。

此外，在浇注过程中，应注意工艺的稳定性，尽可能避免由于铝合金熔体分次浇注所带来的孔隙率偏差。

3.4 面孔隙率测量及分析

采用负压渗流法制备的大长度多孔铝合金，沿长度方向存在孔隙率梯度，影响了性能。

通常对孔洞互相贯通的多孔铝合金采用体测法测量其孔隙率，只要测量设备精度足够高，即可以获得相当好的精度。但受测量方法的限制，只能局限于某个整体的孔隙率，而对于大长度多孔铝合金孔隙率沿长度方向的变化则无从了解，因此，有必要以方便而又科学的方法来了解多孔铝合金试样中孔隙率均匀程度。

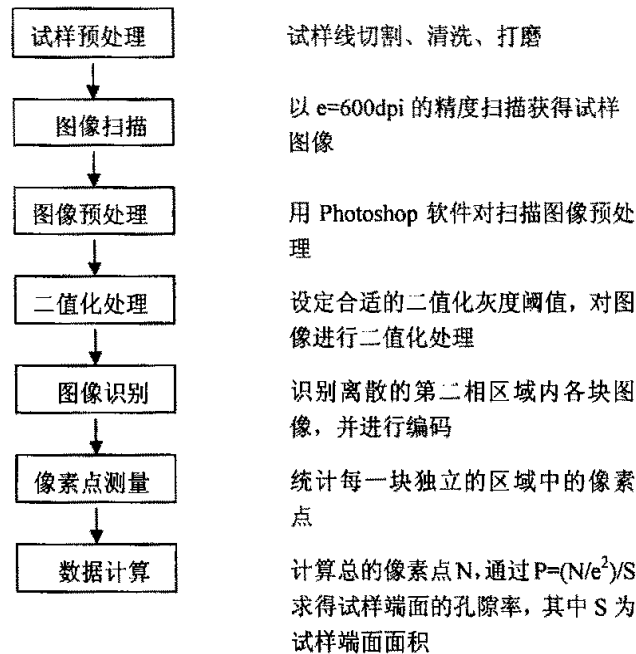
文献^[23]采用图像识别、处理技术测量了闭孔胞状铝的孔径分布，但对于通孔多孔铝的孔结构描述，由于当时认为须在孔隙中填入填充物质，而未进行研究。本文在试验过程中发现，无须填充物质，通过一定的处理方法，即可以对通孔多孔铝合金试样两端端面的孔洞进行扫描、较为精确地测量出面孔隙率。

3.4.1 面孔隙率测量

多孔铝合金端面结构及孔隙率测量分析的基本过程如图【3-10】。

3.4.1.1 测量样品处理

多孔铝合金端面的平整与光洁程度对测量的效果存在很大的影响，因而在测量前需对样品进行预处理。处理步骤大致如下：第一步，对大长度多孔铝合金试样进行线切割，超声清洗去除切割液；第二步，用砂纸打磨，保证端面平整的同时提高基体与孔洞之间的反差。这一步与金相试样的准备过程颇为类似，但要求没有金相高，更无需文献^[23]中所要求的抛光，实验发现抛光后样品表面与孔洞之间的反差反而变小；此外，由于多孔铝合金孔与孔之间互相贯通，光线射入后产生漫反射，所以无需喷涂料，即可以取得较好的效果。



图【3-10】多孔铝合金端面结构与孔隙率测量、分析的基本过程

3.4.1.2 测量原理及方法

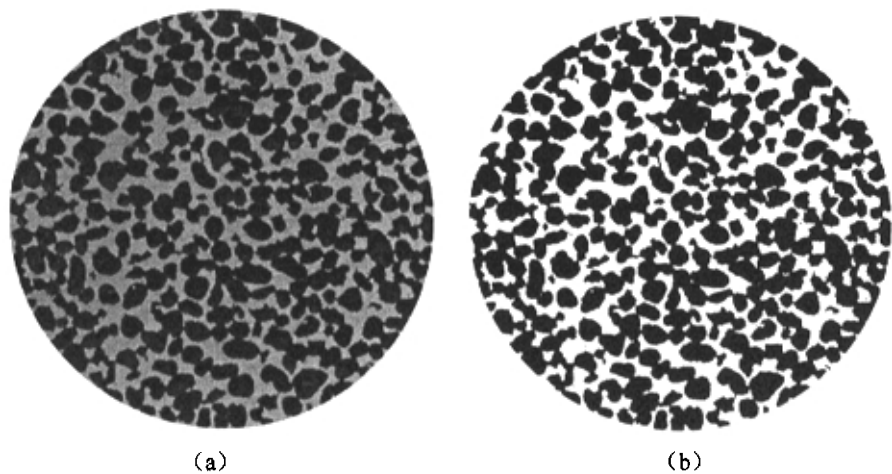
利用试样端面对光线不同的反射能力, 在一定的光照射条件下, 通过图像采集设备记录下端面的图像信号, 然后对图像信号进行适当的处理后, 由软件将其转变为数值信号, 并以数字的形式输出, 最后计算得出孔隙率值。

本文采用方正平面式扫描仪 (最高精度为 1200dpi , 最大扫描面积 $21\times 29.7\text{cm}$) 直接采集试样图像, 扫描精度 600dpi (每平方英寸 360000 个像素点), 图像中像素点按颜色深浅从黑到白分成 256 级灰度。测量时要求扫描图像中基体与孔洞之间存在一定的灰度差别, 经处理后的基体反光能力强, 图像灰度值较大 (>150), 孔洞内表面反光能力差, 并且孔洞内表面分布的通孔易造成漫反射, 灰度值较低 (<110), 因而基体与孔洞之间形成了一定的反差。

为提高测量的精确性, 必须对扫描图像进行一定的预处理, 通过调整图像的亮度与对比度, 增加孔洞与基体间的灰度差值, 去除因扫描造成的孔洞中零星分布的亮点, 本文选用 Photoshop 图像处理软件对图像进行预处理。然后选取合适的灰度阈值, 对图像进行二值化处理, 二值化以后, 图像转化为黑白两色。

3.4.1.3 测量过程

现以样品 A 为例, 讨论面孔隙率的测量与分析过程。图【3-11】为样品图像预处理前 (a) 与二值化处理后 (b) 的图像。试样的截面是直径为 1122 个像素点 (4.75cm) 的圆, 共包含 $S=\pi\times(1122/2)^2\approx 988224$ 个像素点。



图【3-11】样品 A 预处理前 (a) 与二值化后 (b) 的图像

图像经二值化处理后，通过计算机由图像识别软件测量孔洞面积。对各部分离散的孔洞按一定顺序进行编号，测得各个离散孔洞中的像素点 S_i ，同时还可以获得孔洞的等效直径 D_i ，以及孔洞的中心点坐标值，但由于多孔铝合金截面上大部分孔洞之间互相连通，后两组数据没有实际意义。表【3-4】为样品 A 截面结构的测量数据片断。

表【3-4】样品 A 截面结构的测量数据片断

孔洞编号 i	面积 S_i (以像素点计)	等效直径 D_i (以像素点计)	坐标值	
			X	Y
1	24837	177.83	697	1042
2	1125	37.85	562	933
3	1698	46.50	593	1094
4	3357	65.38	830	1069
5	6737	92.62	1024	1027
...	...	...	...	...
总计	627299			

在测量过程中，孔洞以像素点作为面积和长度单位。图像中像素点的长度为 1/600inch，即 0.0423mm，面积为 $(1/600)^2inch^2$ ，即 $0.0423 \times 0.0423mm^2$ 。

定义 截面上孔洞所占的面积（图像中的黑色部分）之和 $\sum_i S_i$ 与截面积 S 之比称为样品的面孔隙率，记作 P_s ：

$$P_s = \frac{\sum_i S_i}{S} \times 100\%$$

(3-8)

经测量可知，样品 S 的截面上孔洞中所包含的像素点总共为 627299，除以截面所含的总像素点 988224，得到样品 S 的面孔隙率为 63.48%。

定义 样品之中孔隙的总和 $\sum V_i$ 与该样品表观体积 V 之比称为样品的体孔隙率, 记作 P_V :

$$P_V = \frac{\sum V_i}{V} \times 100\% \quad (3-9)$$

多孔铝合金样品的基体为铝合金 1, 其密度为 ρ_{Al} , 通过称量法分别测出样品的质量 m 与体积 V , 通过下式可以算得样品的体孔隙率 P_V :

$$P_V = 1 - \frac{m}{\rho_{Al} V} \times 100\% \quad (3-10)$$

经测量, 样品 A 的质量为 19.18g, 体积为 19.00cm³, 将基体密度 ρ_{Al} 代入上式, 算得样品 A 的体孔隙率为 64.2%, 与图像扫描计算法测得的样品面孔隙率 63.48% 相比, 二者相差很小。

3.4.2 面孔隙率与体孔隙率比较

根据数学推导可知, 随机截取样品所得截面的面孔隙率 P_S 应该等于体孔隙率 P_V , 即 $P_S = P_V$ 。因而可以简单地采用面孔隙率 P_S 代替体孔隙率 P_V [23]。

对两组不同的测量数据进行比较可以进一步验证以上理论的正确性。表【3-5】列出了不同样品的测量数据, 其中面孔隙率由样品扫描图像经软件计算所得, 体孔隙率由称量法测得, 绝对误差 ε 为面孔隙率与体孔隙率之间的差值。

表【3-5】多孔铝合金样品体孔隙率 P_V 与面孔隙率 P_S

No.	孔形状、孔径	P_V (%)	P_S (%)	ε (%)
1	多角形 $D=1.25 \sim 1.6\text{mm}$	58.5	58.43	-0.07
2	多角形 $D=2.0 \sim 3.0\text{mm}$	59.6	58.89	-0.71
3	球形 $D=1.25 \sim 1.6\text{mm}$	63.2	62.22	-0.98
4	球形 $D=2.0 \sim 3.0\text{mm}$	64.2	63.48	-0.72
5	多角形 $D=1.25 \sim 1.6\text{mm}$	67.6	67.33	-0.27
6	球形 $D=2.0 \sim 3.0\text{mm}$	68.3	67.24	-1.06
平均偏差				-0.635

从表中的数据对比可以看出, 面孔隙率与体孔隙率在数值上非常接近, 绝对误差 ε 很小, 平均为 0.635%。因而可以采用面孔隙率测量的简洁方法, 不破坏样品的情况下直接测出样品端面处的体孔隙率。

3.4.3 测量误差来源及分析

扫描测量法所产生的误差主要与样品的制备、图像的扫描精度以及软件的测量精度有关。在不考虑软件测量误差的情况下, 扫描精度与样品的制备情况是影响测量结果的主要因素。

3.4.3.1 扫描精度的影响

扫描所得的图像有许多像素点组成, 在孔洞和基体交界处存在一定宽度的区域, 其中像素点的灰度值介于基体和孔洞之间。二值化时, 灰度阈值应当在大于孔洞、小于基体灰度的范围内选取, 若阈值选择偏小时, 交界区域被认为属于基体, 孔洞面积相应减小, 孔隙率偏低, 产生负偏差; 反之则孔隙率偏高, 产生正偏差。在样品制备良好的情况下, 可以假设这一区域的宽度尺寸与像素点的长度相等, 而具体数值又

取决于扫描精度。

假设图像扫描分辨能力为 δ ，对于截面直径为 d 的孔洞，因交界区域灰度阈值选择所产生的孔洞面积的误差绝对值为 $\pi d \delta$ ，孔洞面积总的误差绝对值为 $\sum \pi d_i \delta$ ，其中 d_i 为截面上大小不等的孔洞的直径。所以，在只考虑扫描精度的条件下，孔隙率误差绝对值为：

$$|\varepsilon| = \frac{\sum \pi d_i \delta}{S} \times 100\% \quad (3-11)$$

其中 S 为截面面积。

制备多孔铝合金的填料粒子经过筛分后，可以看作直径均匀的刚性球，因而可以假设样品中的孔隙为互相连通的球形孔，则其截面为部分连通的圆形孔洞。多孔铝合金制备过程中，填料粒子无论是自然堆积还是经振动后堆积，粒子的堆积密度均小于最紧密的堆积方式（面心立方或密排六方），因而采用同一直径粒子制备的多孔铝合金试样孔隙率通常低于 80%。

定义 多孔铝合金样品单位截面上的圆形孔洞总周长为 L_p ， $L_p = \frac{\sum \pi d_i}{S}$ ；若假定多孔铝合金样品截面上的圆形孔洞互相不连通，则定义其单位截面孔洞总周长为 L_T 。

现考虑直径均匀的球形粒子堆积问题。如果球形粒子堆积密度低，则单位截面上所截得的球形粒子的总周长小。粒子堆积呈面心立方排列或者密排六方排列时，堆积密度最高，为 74%。因而，多孔铝合金样品单位截面上所截得的孔洞总周长 L_T 小于面心立方或密排六方时单位截面上所截得的孔洞总周长的最大值。由计算可得（计算过程见附录），粒子面心立方排列时，单位截面上孔洞总周长最大为 $\sqrt{2}\pi/D$ ，粒子密排六方排列时，单位截面上孔洞总周长最大为 $4\pi/3D$ ，其中 D 为刚性球所形成球形孔的直径。由于 $4\pi/3D < \sqrt{2}\pi/D$ ，故 $L_T < \sqrt{2}\pi/D$ 。

此外，由于孔洞之间互相连通，因而， $L_p < L_T$ 。

由图像扫描所产生的面孔隙率绝对误差为：

$$|\varepsilon| = \frac{\sum \pi d_i \delta}{S} \times 100\% = L_p \delta \times 100\% < L_T \delta \times 100\% < \frac{\sqrt{2}\pi\delta}{D} \times 100\% \quad (3-12)$$

对于本文中所采用的扫描分辨能力 $\delta=0.00423\text{mm}$ ，若粒子表观直径 $d=1.5\text{mm}$ ，则可以认为粒子所形成的球形孔直径 $D=1.5\text{mm}$ ，因而，扫描所产生的面孔隙率绝对误差 $|\varepsilon| < 1.25\%$ 。由于通常所用的粒子直径为 $d=2.5\text{mm}$ ，同时填料粒子无论是自然堆积还是振动后堆积，其堆积密度都远低于最紧密堆积，并且截面上孔洞间大部分都互相连通，故扫描所产生的孔隙率绝对误差远小于 1.25%。

3.4.3.2 样品制备的影响

样品预处理过程中需对截面进行打磨，这不可避免地会使表层靠近孔洞处的基体受到局部的变形，结果增加了基体的表面积，从而使样品的面孔隙率下降，与体孔隙率相比呈现负偏差。这一现象对于基体强度差的纯铝更为明显，而对于基体强度较好的铝合金 I 则相对较小。

表【3-6】为胞状纯铝样品的体孔隙率与面孔隙率测量值对比，表中的面孔隙率对于体孔隙率都呈现出负偏差，且平均偏差值比表【3-5】的平均偏差值大，这可能主要是受到样品制备过程的影响。

表【3-6】胞状纯铝样品体孔隙率 P_V 与面孔隙率 P_S [23]

No.	P_V (%)	P_S (%)	ϵ (%)
1	64.5	61.55	-2.95
2	67.7	65.20	-2.50
3	70.8	70.46	-0.34
4	76.8	73.48	-3.32
5	81.8	77.15	-4.65
6	85.1	81.20	-3.90
7	91.8	85.34	-6.46
平均偏差			-3.45

由以上的分析可以知道,对于多孔铝合金试样,当填料粒子直径较大($d > 1.5\text{mm}$)时,采用图像扫描算法可以较为精确地测得截面的面孔隙率 P_S ,从而可以在不破坏试样的情况下,近似测得试样截面附近的体孔隙率 P_V 。

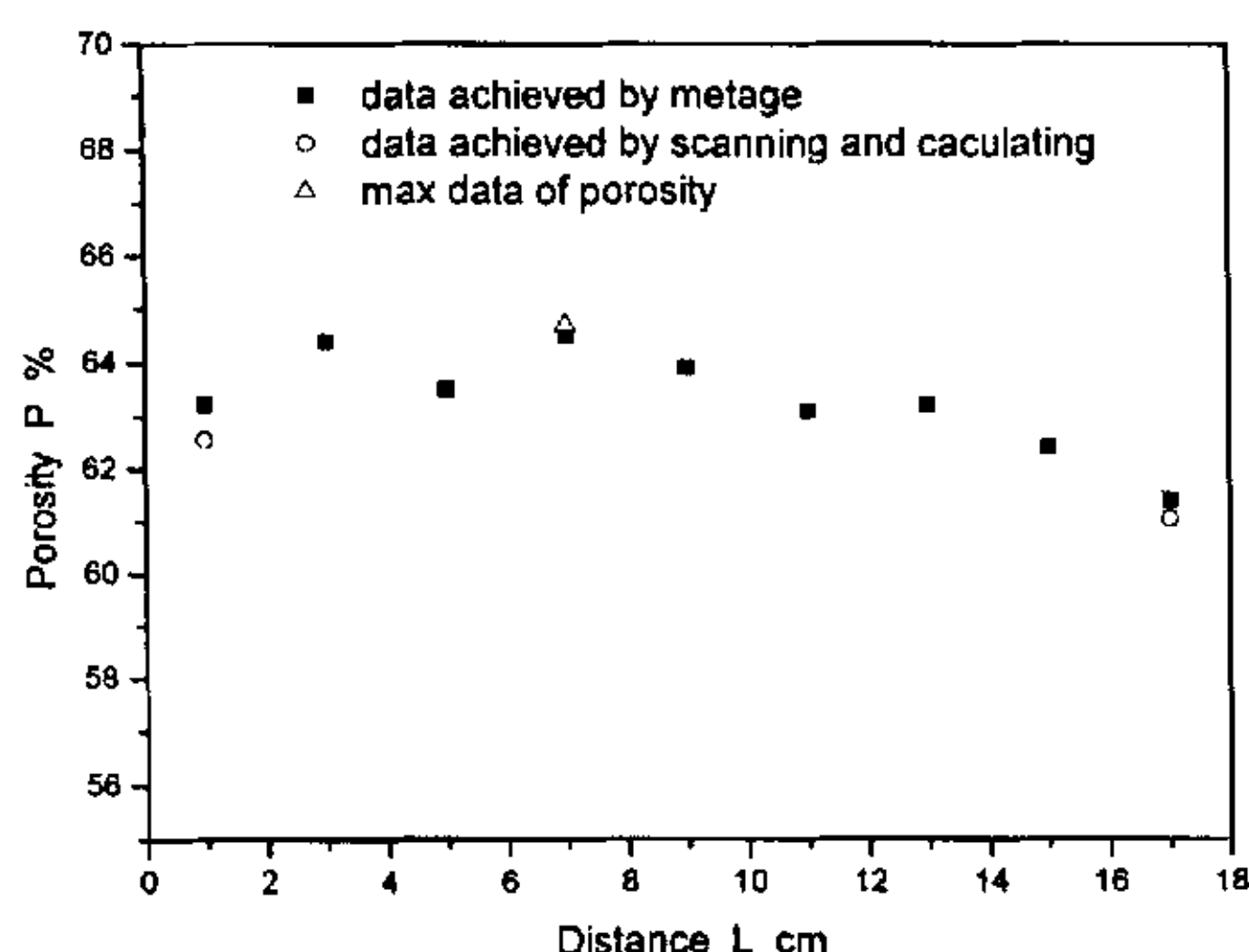
3.5 孔隙率均匀程度估计

在测量多孔材料的孔隙率时,常常会受到形状等因素的影响而无法进行,采用称量法只能测出多孔材料的整体孔隙率,而对多孔铝合金沿长度方向的孔隙率梯度则无从了解。仅仅凭借肉眼的观察,很难确定具体数值。因而有必要在不破坏多孔铝合金试样的前提下,研究出一种既简单,又科学的测量、估计方法。

根据前文负压渗流法制备的大长度多孔铝合金试样孔隙率梯度的理论分析以及试验验证,发现其存在一定的规律性。如果多孔铝合金试样中孔隙率的最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 较大,则顶端与底端孔隙率的偏差 ΔP_S 也相应较大,表【3-1】和表【3-2】中孔隙率的最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 平均分别为 6.41%和 9.28%,两端孔隙率偏差 ΔP_S 平均分别为 4.99%和 8.95%。如果试样中孔隙率的最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 较小,则顶端与底端孔隙率的偏差 ΔP_S 也相应较小,表【3-3】中孔隙率的最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 平均为 2.24%,两端孔隙率偏差 ΔP_S 为 1.43%。因此,只要测量顶端与底端的体孔隙率,根据两端的偏差,就可以近似地估计出整个试样中孔隙率的均匀程度。根据前文的分析,测量截面的面孔隙率,可以很好地近似截面处的体孔隙率,因而,根据测得的面孔隙率可以直接估计出多孔铝合金试样的孔隙率均匀与否。通常认为如果多孔铝合金试样两端孔隙率偏差 ΔP_S 小于 2~2.5%,则可以认为孔隙率 P 比较均匀。

以下的试验可以进一步验证上面的分析,结果如图【3-12】。对于直径为 2.0~3.0mm 的填料粒子经振动控制后制备的多孔铝合金 I,采用扫描算法测得顶端与底端截面的面孔隙率,采用称量法测得各个试块的体孔隙率。试样顶端与底端截面的面孔隙率分别为 62.55%和 61.04%,两者偏差 ΔP_S 为 1.51%,因而可以认为孔隙率比较均匀。实际两个端面处试块的体孔隙率分别为 63.2%和 61.4%,偏差 1.8%,体孔隙率最大与最小值分别为 64.5%和 61.4%,孔隙率最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 为 3.1%,试样中孔隙率实际也比较均匀,这与估计相符。

对于最高孔隙率,也可以采用顶端孔隙率,加上两端孔隙率的偏差 ΔP_S 来近似计算。但由于顶端与底端的孔隙率偏差通常大于顶端与中上部的孔隙率偏差,因而计算值通常偏大。采用这种方法计算的最大孔隙率为: $63.2\% + 1.51\% = 64.71\% > 64.5\%$,仅作为参考。



图【3-12】孔隙均匀程度估计

3.6 本章小节

1. 多孔铝合金，具有强烈的孔结构敏感性，描述孔结构的参数主要包括：孔洞的连通状态、孔径 D 、孔隙率 P 、通孔直径 L 与通孔度 ω 。

2. 采用负压渗流法制备多孔铝合金时，多种因素的综合影响，造成了沿长度方向孔隙率的变化，存在一定的孔隙率梯度。在正常制备时，中上部孔隙率最高，顶端次之，底端最低。在分次浇注时，沿长度方向孔隙率逐渐降低，顶端最高，底端最低。

3. 造成大长度多孔铝合金试样孔隙率不均匀的原因是多方面的，根据孔隙率产生的来源，可以认为有以下三个主要原因：填料粒子堆积密度影响孔隙率中的 $P_{堆积}$ ，凝固时试样中所受的压力梯度影响孔隙率中的 $P_{附加}$ ，试样的凝固顺序影响孔隙率中的 $P_{凝固}$ ；其中压力梯度与凝固顺序的影响较大，而填料粒子自然堆积密度的影响则相对较小。

4. 通过振动控制方法，调整填料粒子的堆积密度，可以改善大长度多孔铝合金试样孔隙率的均匀程度；自然堆积条件下，多孔铝合金试样中孔隙率最大偏差 ΔP_{max} 平均为 6.41%；振动控制后 ΔP_{max} 平均为 2.24%，孔隙率梯度明显减小。

5. 引入现代图像识别与处理技术，借助计算机手段，对多孔铝合金试样端面的孔洞进行扫描、测量，计算出面孔隙率，方法简单，精度较高；测量精度主要受扫描精度与样品的制备状况的影响，测得的面孔隙率可以很好地近似截面处的体孔隙率。

6. 针对大长度多孔铝合金试样孔隙率沿长度方向的变化规律，通过测量两端的面孔隙率近似截面处的体孔隙率，可以对整体孔隙率的均匀程度进行估计。

第四章 多孔铝合金 II 的压缩性能

从五十年代至今，作为超轻型金属结构之一的闭孔胞状铝及合金，由于其高的比强度与优异的能量吸收性能，一直是泡沫金属研究的重点，而对于多孔铝合金的研究主要侧重于其物理性能（热、声）^[21,25,29,44]，而对力学性能的关注则相对较少。高技术需求的牵引，要求多孔铝合金具有优异的物理性能的同时，还具有高的比强度以及能量吸收等综合性能，因而发展新型多组元、高比强多孔铝合金再次成为前沿研究的热点。

本文通过对不同孔结构参数的新型多组元多孔铝合金的压缩试验，分析了孔隙率、孔形状、孔径以及固溶时效对压缩强度与吸能能力的影响，重点研究了前人尚未研究过的铝合金 II 基体合金以及球形填料粒子对多孔铝合金压缩性能的影响，并与以前的结果进行比较，为满足兵器消声器件要求的高比强多孔铝合金的进一步发展提供参考。

4.1 实验方法

采用可去除填料的负压渗流法制备了孔结构参数可控的多孔铝合金：孔形状分为球形和多角形两种，孔径 $D=1.25\sim 3.0\text{mm}$ ，孔隙率 $P=58\%\sim 74\%$ 。铝合金牌号主要为铝合金 II，为了对比也制备了铝合金 I 和 ZL101 多孔铝合金。

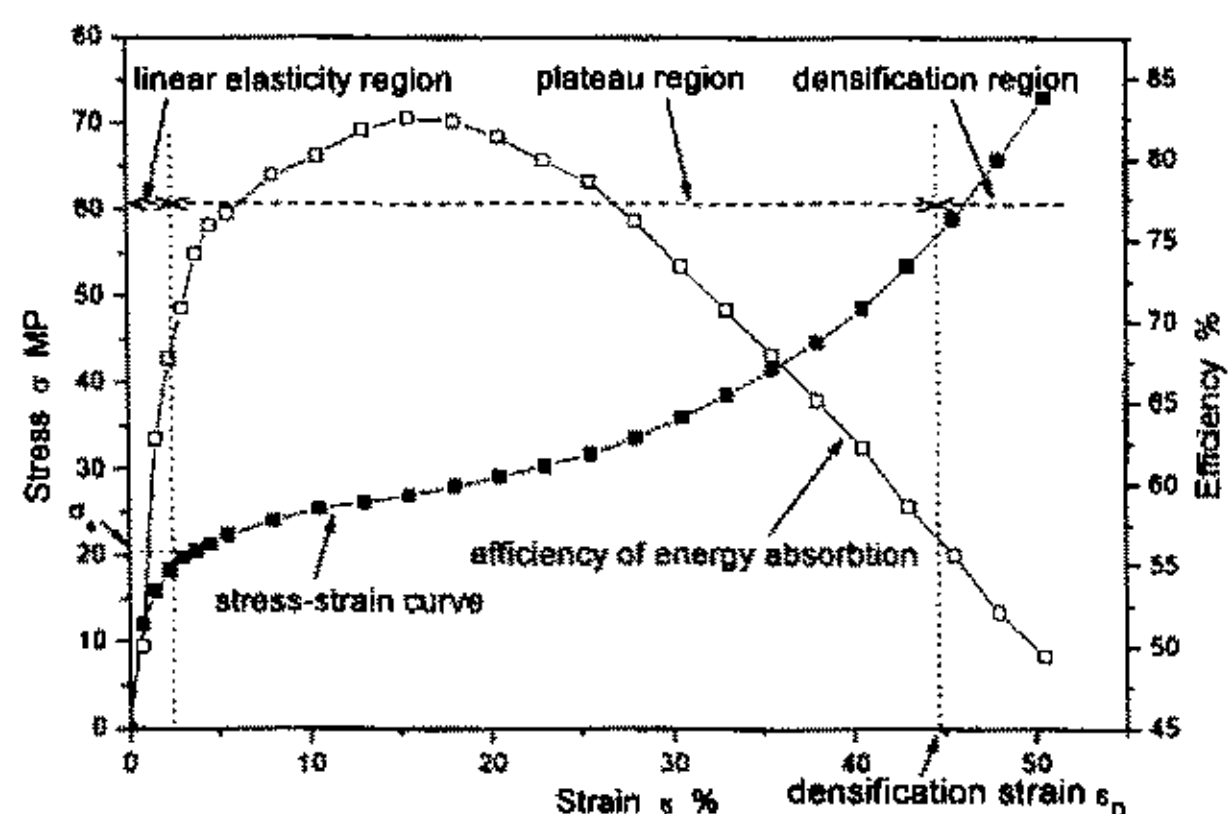
为了与前人的试验结果进行对比，压缩试验采用的多孔铝合金试块的尺寸为 $\Phi 36\times 20$ ，对部分试块进行固溶时效处理。压缩试验在量程为 100KN 电子万能试验机上进行，分辨率为 100N，压缩速率 2mm/min。应力与应变值通过位移传感器及电阻应变仪直接输入到 X-Y 记录仪，自动记录数据得到压缩应力-应变曲线（ σ - ϵ 曲线）。

多孔铝合金孔洞部分虽不承受压力，但试验中仍看作承载面，因而将施加于试样的压力除以表观截面积后所得的表观应力值作为试验应力（ σ ）；将试样长度方向的变形量除以试样原始长度所得的表观应变值作为试验应变（ ϵ ）。当变形量超过一定阶段以后，试样的实际承载面积增加，使得应力测量值偏离实际值，为简化分析仍看作原始值处理。

4.1.1 多孔铝合金 II 的压缩特征曲线

多孔铝合金 II 压缩时表现出一种普遍的变形行为^[49]，其应力-应变特征曲线如图【4-1】所示。整个变形过程大致可以分为三个阶段：

1. 弹性阶段：应力-应变近似呈线性关系，应变值很小，通常小于 4%。根据 Gibson-Ashby 模型^[49]，线弹性阶段是由孔壁的弯曲变形所引起的。多孔金属与实体金属不同，内部为三维骨架，而且分布不均匀，在线弹性阶段，少量骨架实际上已经发生了屈服，因而在卸载后不能恢复到加载前的状态。这种特性在多角形孔结构的多孔铝合金中尤为明显，但对于球形孔则不明显。
2. 平台阶段：当应力超过多孔铝合金的屈服应力以后，随载荷增加，应力-应变曲线趋向于平缓，进入平台阶段。原因是加载的外力超过孔壁所能承受的最大屈服应力而发生塑性变形，但多孔铝合金具有较高的孔隙率，金属骨架之间不会立即被压实，因而在较小的应力变化范围内产生较大的应变。
3. 致密化阶段：当应变超过紧实应变 ϵ_D 时，应力-应变曲线进入致密化阶段，孔洞逐步发生塌陷并相互接触，此时较小的应变，都会导致应力的迅速增加。



图【4-1】多孔铝合金 II 压缩应力-应变特征曲线

上述三个阶段的划分并不十分严格，不同的孔结构参数都会导致曲线的变化。平台区的形状具有强烈的结构敏感性，降低孔隙率或对基体进行固溶时效处理都会使平台区距离缩短、梯度增加；而球形孔结构则使得平台区变得更为平坦。Gibson 与 Ashby 等认为紧实应变^[50]

$$\varepsilon_D = 1 - 1.4 \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right) \quad (4-1)$$

其中 ρ/ρ_s 为多孔铝合金的相对密度。但 ε_D 随孔结构参数与基体性能变化而变化，通常为 30%~50% 之间。

此外，与闭孔胞状铝合金 II 的锯齿状相比^[51]，多孔铝合金 II 应力-应变曲线平台阶段比较平滑。

4.1.2 多孔铝合金 II 的能量吸收

多孔铝合金由于其独特的结构，受冲击压缩时，铝合金骨架屈服、变形，在压缩应力-应变曲线上表现出很宽的平台区，在较大的应变范围内，应力增加很少，可以将外加能量转化为材料变形所做的功，因而，具有良好的吸能性能。

在变形过程中，通常用单位体积材料所吸收的能量来表征该材料的吸能能力，符号为 W ，而用符号 E 表征该材料的吸能效率，具体的计算公式如下^[52]：

$$W = \int_0^L \sigma d\varepsilon \quad (4-2)$$

$$E = \frac{\int_0^L \sigma d\varepsilon}{\sigma_m L} \quad (4-3)$$

式 (4-2) 和 (4-3) 中 σ 为压缩应力，且 $\sigma=f(\varepsilon)$ ， ε 为应变变量， L 为所考察的位移量， σ_m 为位移等于 L 时对应的压缩应力。由上式可以看出，吸能能力 W 为应力-应变曲线下方所包含的面积，吸能效率 E 则为实际材料与理想材料吸收能量的比值。吸能能力与吸能效率是表征材料吸能性能的重要参数。

4.2 试验结果及分析

为探索更高比强度多孔铝合金的压缩性能，本文主要采用球形填料粒子制备多孔铝合金 II，为进行对比，也制备了多角形孔多孔铝合金 II 及多孔铝合金 I，Al-Si 系多孔铝合金的数据由前人所得。

4.2.1 孔结构对多孔铝合金 II 强度的影响

4.2.1.1 孔隙率 P 的影响

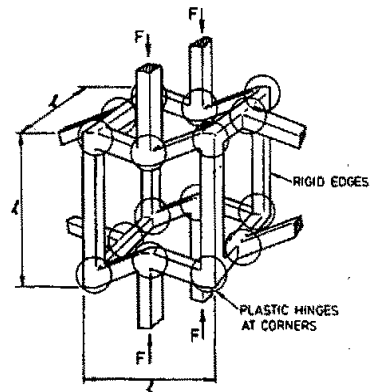
孔隙率是影响多孔铝合金力学性能的主要因素之一，孔隙率对多孔铝合金力学性能的影响可以看作是相对密度的影响，相对密度与孔隙率的关系为 $\rho/\rho_s=1-P$ ，孔隙率增加，则相对密度减小。

Gibson 和 Ashby 采用梁弯曲模型^[50]（图【4-2】），分析了高孔隙率通孔多孔铝塑性变形时，平台应力与相对密度的关系为：

$$\frac{\sigma_{pl}}{\sigma_{ys}} \approx C_1 \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^{3/2} \quad (4-4)$$

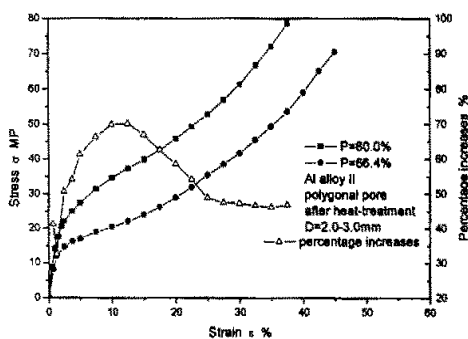
其中， σ_{pl} 为多孔铝的平台应力， σ_{ys} 为铝基体的屈服强度， ρ/ρ_s 为多孔铝的相对密度，通常 $C_1 \approx 0.3$ ；若孔隙率降低，则需对上式进行适当的修正：

$$\frac{\sigma_{pl}}{\sigma_{ys}} \approx C_2 \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^{3/2} \left(1 + \left(\frac{\rho}{\rho_s} \right)^{1/2} \right) \quad (4-5)$$

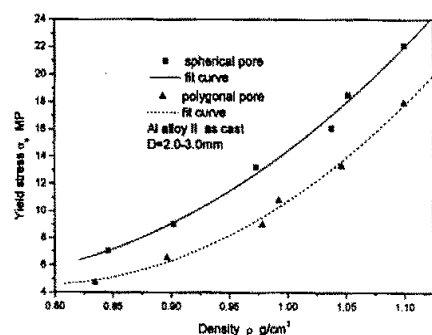


图【4-2】梁弯曲模型

其中， $C_2 \approx 0.23$ 。当孔隙率低于 70% 时，孔壁变得短而宽。压缩时，在孔壁弯曲前先发生轴向屈服，因而弯曲梁模型不再适用。对于渗流制备的多孔铝合金，孔隙率一般低于 70%，因而模型不再适用。但孔隙率对多孔铝合金强度的影响的规律仍与文献^[50]中相同，在其它条件相同的情况下，随孔隙率减小（相对密度增加），强度增加。图【4-3】为孔径（ $D=2.0 \sim 3.0\text{mm}$ ）及热处理状态相同的条件下，孔隙率对多孔铝合金压缩应力-应变曲线的影响，从图中可以看出，当孔隙率由 66.4% 降低到 60.0% 时，平台应力提高了 60% 以上。



图【4-3】孔隙率对多孔铝合金 II 压缩性能的影响

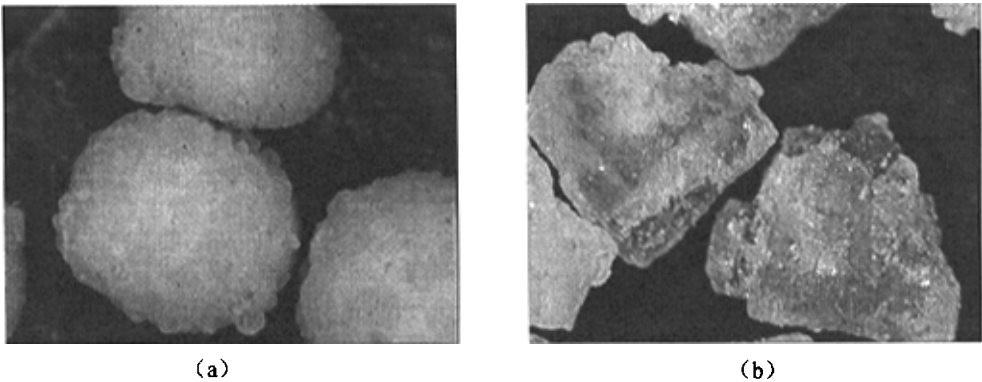


图【4-4】孔形状对多孔铝合金 II 屈服强度的影响

图【4-4】为经过大量的试验得出的填料粒子孔形状对多孔铝合金 II 屈服强度影响的数据，从图中可以看出，不论对于多角形填料粒子还是球形填料粒子，多孔铝合金屈服强度都随密度的增加而增加。但是，孔隙率降低使强度提高的同时，增加了多孔铝合金的密度，因而并不能提高比强度。

4.2.1.2 孔形状的影响

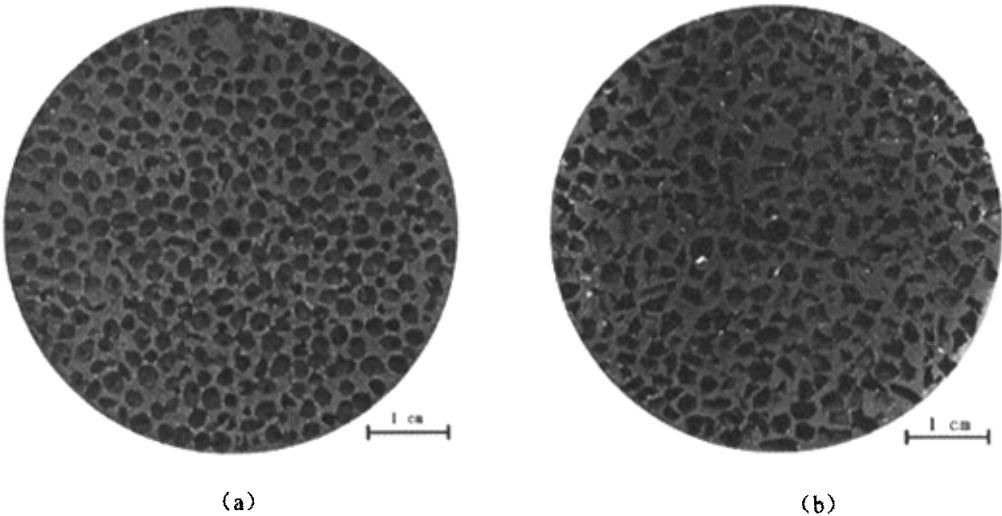
多孔铝合金具有强烈的结构敏感性，其中以孔形状的影响最为显著。多孔铝合金的孔形状由填料粒子的形状决定。本文为满足高技术对多孔铝合金高比强的要求，通过制备球形填料粒子，使得多孔铝合金的孔形状由原来不规则的多角形，变为均匀的球形。图【4-5】中的（a）和（b）分别为表观直径相同的多角形和球形填料粒子的实物照片（粒径 $d=1.6-2.0\text{mm}$ ，放大倍数 50 倍）。由图中可以很明显地看出，球形填料粒子的形状与直径都比多角形粒子均匀。



图【4-5】球形（a）和多角形（b）填料粒子实物照片

Sanders 和 Gibson^[53]报道了胞壁弯曲与皱褶会减小泡沫铝的杨氏模量，Fleck 和 Ashby^[54]也认为泡沫铝的强度对胞壁弯曲、皱褶及缺陷很敏感，减少胞壁弯曲、皱褶及缺陷可以提高泡沫铝的强度。

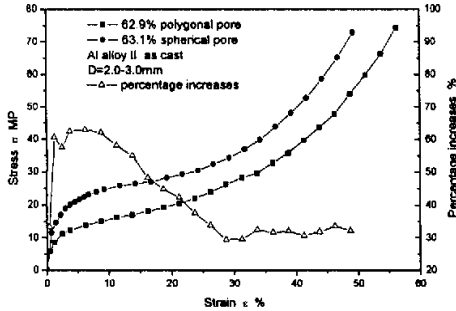
由于多角形填料粒子棱角突出，造成多孔铝合金中孔洞形状及孔结构不均匀，存在较多的孔壁弯曲或皱褶，当受到压应力时，弯曲或皱褶处产生应力集中，首先发生变形，影响了多孔铝合金的整体压缩强度^[55]。均匀的球形填料粒子使得多孔铝合金孔形状及孔结构均匀，受压应力作用时，不会产生类似多角形孔的局部应力集中及变形，因而整体性能较好，比强度高。从不同孔形状多孔铝合金 II 试样的截面图中可以直接看出，球形孔多孔铝合金孔结构均匀性明显高于多角形孔，如图【4-6】所示。



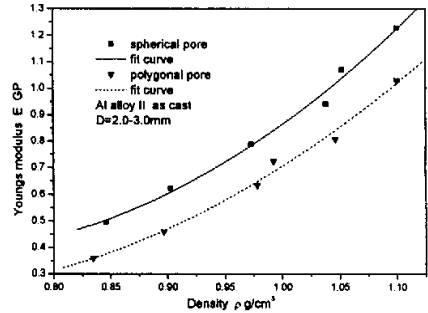
图【4-6】多孔铝合金 II 试样截面图（a）球形孔（b）多角形孔

图【4-7】为孔径相同（ $D=2.0\sim3.0\text{mm}$ ）、孔隙率相近（分别为 62.9%和 63.1%）的条件下，多角形及球形填料粒子对多孔铝合金 II 压缩性能的影响，虚线为同样应变的情况下，应力增加的百分数。图中，球

形孔多孔铝合金与多角形孔相比，屈服应力提高了 60%，并且在整个平台阶段应力的增长率都维持在较高的水平。图【4-8】为经过大量的试验所得出的填料粒子孔形状对多孔铝合金 II 弹性模量的影响，并根据图中的数据进行了曲线拟合。从图【4-4】和图【4-8】中可以看出，采用球形填料粒子使得多孔铝合金的比强度及弹性模量明显提高，从而说明采用球形填料粒子对于满足多孔铝合金高比强的要求是至关重要的。



图【4-7】孔形状对多孔铝合金 II 压缩性能的影响

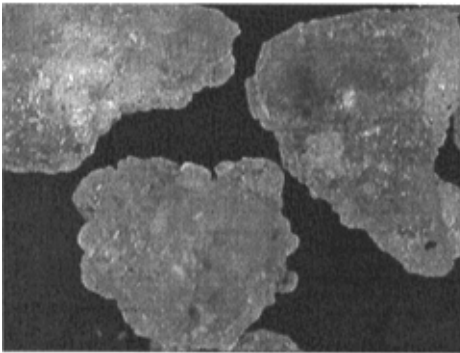


图【4-8】孔形状对多孔铝合金 II 弹性模量的影响

4.2.1.3 孔径 D 的影响

通常，把填料粒子的表观直径 d 看作多孔铝合金孔径 D ，因而，多孔铝合金压缩力学性能受孔径 D 的影响，又可以看作受填料粒子粒径 d 的影响。文献^[40]分析了多角形填料粒子粒径对多孔铝合金压缩力学性能的影响，认为随粒径的减小，压缩强度提高。由于多孔铝合金结构复杂，特别是多角形孔，文献^[40]把粒径减小使得强度提高的原因归结为由孔壁厚度均匀所造成。

由于当时尚未制备球形填料粒子，对于球形粒子粒径对多孔铝合金压缩力学性能的影响是否存在类似的规律，未能进行分析。本文在球形填料粒子制备的基础上，对球形孔多孔铝合金试样进行了若干压缩试验，发现粒径对于多孔铝合金的压缩力学性能基本没有影响。这与 Gibson 与 Ashby 以及 Banhart 等人^[50, 56]在分析通孔多孔铝力学性能时始终没有将胞的尺寸作为一个影响因素来研究有同样的道理。

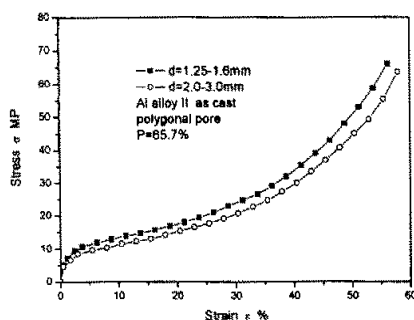


(a) $d=1.6-2.0\text{mm}$

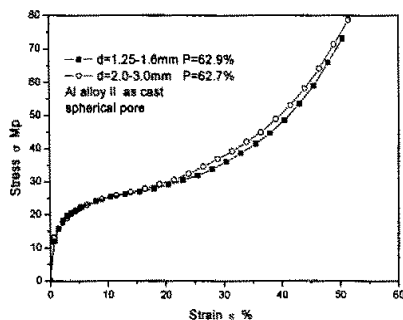


(b) $d=0.6-1.0\text{mm}$

图【4-9】不同粒径多角形填料粒子实物照片



图【4-10】多角形粒子粒径对多孔铝合金 II 压缩性能的影响



图【4-11】球形粒子粒径对多孔铝合金 II 压缩性能的影响

本文认为,对于多角形粒子而言,文献^[40]中所认为的,随粒径减小,多孔铝合金压缩力学性能提高,可能还是由于粒子形状的原因。由上一节分析可知,粒子均匀程度提高,可以使得多孔铝合金压缩强度提高。当多角形粒子粒径减小时,粒子外形的均匀性相对提高。图【4-9】为不同粒径多角形粒子实物放大 50 倍后的照片,从中可以看出,粒径减小后均匀性相对提高,因而,多孔铝合金的压缩强度相对提高。但多角形粒子形状的随机性使得提高幅度较小,且不稳定。对不同粒径多角形孔多孔铝合金 II 进行大量的压缩试验,发现孔径减小时,强度只是略有提高,如图【4-10】。

对于球形填料粒子而言,并不存在这一现象,原因是不同粒径的球形粒子外形的均匀程度大致相当,因而对多孔铝合金的压缩强度基本不产生影响。图【4-11】为孔隙率及热处理状态相同的条件下,不同粒径 d 的球形粒子对多孔铝合金压缩力学性能的影响,从中可以看出,试验结果与理论分析吻合。

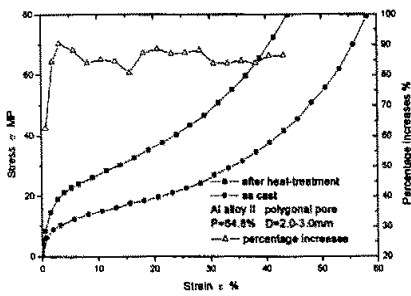
因而,可以认为在粒子相对均匀的情况下,粒径对多孔铝合金压缩强度基本无影响。此外,不同的需求对象,往往有确定的孔径要求,难以调整。

4.2.2 基体合金对多孔铝合金强度的影响

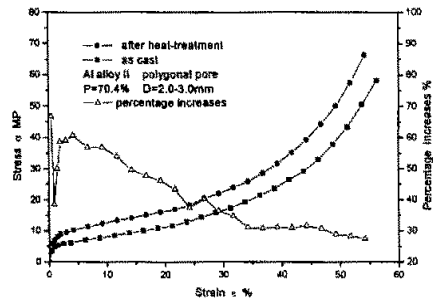
4.2.2.1 热处理的影响

多孔铝合金内部为三维孔洞结构,孔洞之间由基体骨架相互连接,因而,要提高多孔铝合金的力学性能,一种途径是增加基体骨架的比例,即降低孔隙率,从而在密度增加的同时,提高多孔铝合金强度;另一种途径是提高基体骨架的力学性能^[57],从而在密度不变的前提下,提高多孔铝合金强度。

试验证明通过固溶时效处理可以大大提高多孔铝合金 II 的强度。图【4-12】(a) 为相同孔径 ($D=2.0\sim 3.0\text{mm}$)、孔隙率 ($P=64.8\%$) 时,热处理状态对多孔铝合金压缩应力-应变曲线的影响,虚线为同样应变的情况下,应力增加的百分数。从中可以看出,固溶时效处理后的屈服强度比铸态下的屈服强度提高了近 90%。图 (b) 为孔径 ($D=2.0\sim 3.0\text{mm}$)、孔隙率相同,同时孔隙率较高 ($P=70.4\%$) 的情况下,热处理状态对多孔铝合金压缩应力-应变曲线的影响,虚线为应变相同的情况下,应力增加的百分数。由于孔隙率增加,多孔铝合金的骨架减少,固溶时效处理的影响与图 (a) 相比有所减弱,但屈服应力增长仍有 60%。从图【4-13】中也可以看出,固溶时效处理以后,多孔铝合金的屈服强度明显提高。

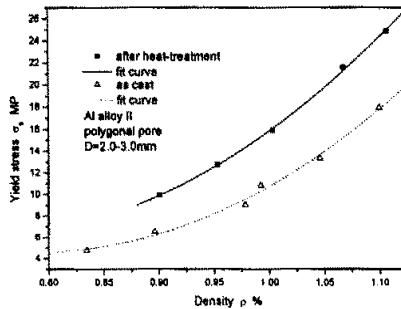


(a)



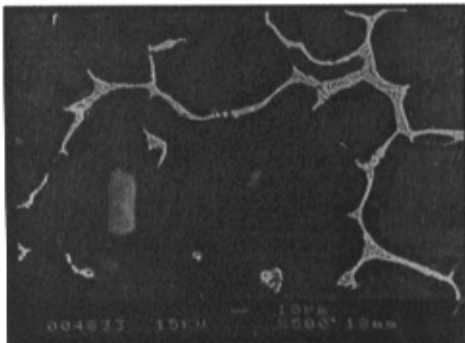
(b)

图【4-12】热处理状态对多孔铝金Ⅱ压缩性能的影响



图【4-13】固溶时效对多孔铝合金Ⅱ屈服强度的影响

选择合适的热处理方法对于提高多孔铝合金的比强度，满足高技术的需求至关重要。从理论上讲，由于多孔铝合金的骨架与实体金属相似，因而可以采用相同的热处理方法，但由于多孔铝合金独特的多孔结构，和实体金属又有一些不同。实验发现对于多孔铝合金Ⅱ，加热时间过长会造成孔结构的局部变形，因而有必要适当缩短加热时间。根据试验及经验，本文采用的固溶时效工艺为：加热至 538℃，保温 10 小时后在 60℃ 的水介质中淬火，然后在 175℃ 保温 4 小时后空冷，进行时效处理。此外，在加热过程中，应注意采用合适的装夹工具，避免热处理过程中的变形，对于更为合适的固溶时效工艺有待进一步研究。



(a) 铸态



(b) 固溶时效后

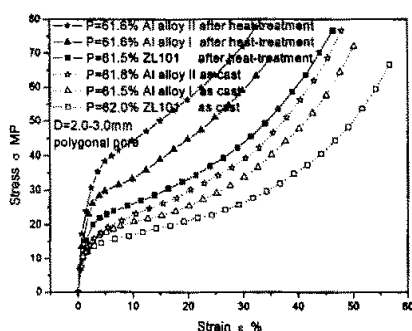
图【4-14】多孔铝合金Ⅱ固溶时效前后显微组织照片

多孔铝合金 II 合金成分复杂, 包括 Cu、Mn、Ti、V、Cd 等。铸态显微组织为: α 固溶体, θ (Al_2Cu) 相、T ($\text{Al}_{12}\text{Mn}_2\text{Cu}$) 相、Cd 相及其它合金相。固溶时效处理时, θ 相和 Cd 相溶入 α 固溶体中, 而二次 T 相呈弥散小质点析出, 其余相不参与相变。对多孔铝合金浇注后试样顶端的实体固溶时效后进行金相分析, 图【4-14】(a) 为铸态显微组织, (b) 为固溶时效后的显微组织。

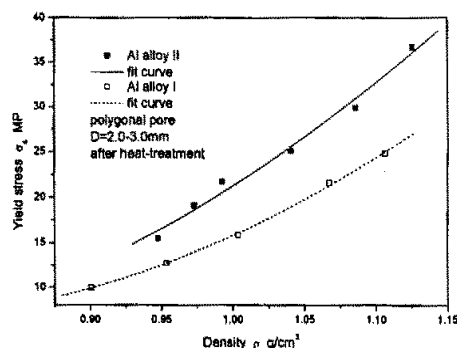
合金中的 Cu 是基本强化元素, 与 Al 形成 θ 相起固溶强化和弥散硬化的作用; 合金中 Mn 的作用是与 Al、Cu 形成 T 相, 固溶时效处理时呈弥散析出, 产生组织上的不均匀性而提高室温和高温强度, Ti、V 等元素细化晶粒、提高力学性能; Cd 起时效强化作用, 提高抗拉强度和屈服强度。

4.2.2.2 基体合金的影响

渗流法制备的多孔铝合金中铝合金骨架占 30%~45%, 提高铝合金基体的力学性能对多孔铝合金性能有很大的影响。文献报道了 Al-Si 系及多孔铝合金 I 的压缩力学性能^[40,57], 本文在前人工作的基础上, 选用强度等综合性能更好的铝合金 II, 以探索更高比强度多孔铝合金进一步的发展方向。



图【4-15】不同基体合金及热处理状态下的应力-应变曲线图



【4-16】基体合金对屈服强度的影响

图【4-15】为孔径 ($D=2.0\sim3.0\text{mm}$) 相同、孔隙率相近时, 不同基体 (ZL101、铝合金 I、铝合金 II) 及不同热处理状态下多孔铝合金的压缩应力-应变曲线。从图中可以看出, 铸态下, 多孔铝合金 I 与多孔铝合金 II 的压缩强度接近, 两者的屈服强度约为 16.5MPa, 高于 ZL101 多孔铝合金; 经过固溶时效处理后, 多孔铝合金 II 的压缩强度要明显高于多孔铝合金 I, 多孔铝合金 II 的屈服强度为 38.3MPa 比多孔铝合金 I 屈服强度 27.3MPa 提高了 10MPa, 同时多孔铝合金 I 的压缩强度又明显高于 ZL101。图【4-16】为孔径 ($D=2.0\sim3.0\text{mm}$) 及热处理状态相同条件下, 不同基体多角形孔多孔铝合金压缩屈服强度随密度的变化曲线。从中可以看出, 多孔铝合金 II 的比强度明显高于多孔铝合金 I。因而, 通过选用力学性能更好的多组元铝合金, 并采用合适的热处理可以大大提高多孔铝合金的比强度, 满足兵器消声器件高比强的要求。

综上所述, 提高多孔铝合金的比强度的途径主要有两种: 一种是调整孔结构, 一种是改善基体性能。研究发现, 采用球形填料粒子及力学性能更好的基体合金, 并对基体进行合适的热处理都能有效地提高多孔铝合金的比强度; 在本文试验条件下, 孔隙率与孔径对多孔铝合金的比强度影响很小, 同时, 孔隙率与孔径受实际需求的限制, 难以调整。

在实际工程应用中, 轴向受力时, 要求构件有较高的 E/ρ 和 σ_y/ρ , 承受弯曲负载时, 要求梁构件有较高的 $E^{1/2}/\rho$ 和 $\sigma_s^{2/3}/\rho$, 板构件有较高的 $E^{1/3}/\rho$ 和 $\sigma_s^{1/2}/\rho$ 。从表【4-1】中可见, 与铝合金 I 及 ZL101 多孔铝合金相比, 多孔铝合金 II 轴向压缩、弯曲梁及弯曲板三方面的性能都得到了明显的提高, 这与高技术发展方向相适应。对于多孔铝合金 II 的韧性、热强性等力学性能有待进一步研究。多孔铝合金在具有优异物理性能的同时, 具有高的比强度, 因而具有广阔的应用前景。受试验条件限制, 本文测得的弹性模量并非卸载

弹性模量，因而偏小。

表【4-1】不同应力状态下多孔铝合金性能对比

合金牌号	轴向压缩		弯曲梁		弯曲板	
	E/ρ	σ_s/ρ	$E^{1/2}/\rho$	$\sigma_s^{2/3}/\rho$	$E^{1/3}/\rho$	$\sigma_s^{1/2}/\rho$
	GPa/(g/cm ³)	MPa/(g/cm ³)	MPa ^{1/2} /(g/cm ³)	MPa ^{2/3} /(g/cm ³)	MPa ^{1/3} /(g/cm ³)	MPa ^{1/2} /(g/cm ³)
ZL101	0.53	16.22	23.33	6.81	7.97	4.18
铝合金 I	0.62	19.31	24.31	7.28	8.07	4.32
铝合金 II	1.01	21.19	31.78	7.66	10.03	4.60

注：1. 多孔铝合金 P=63%，D=2.0~3.0mm， $\rho \approx 1.0\text{g/cm}^3$ ；

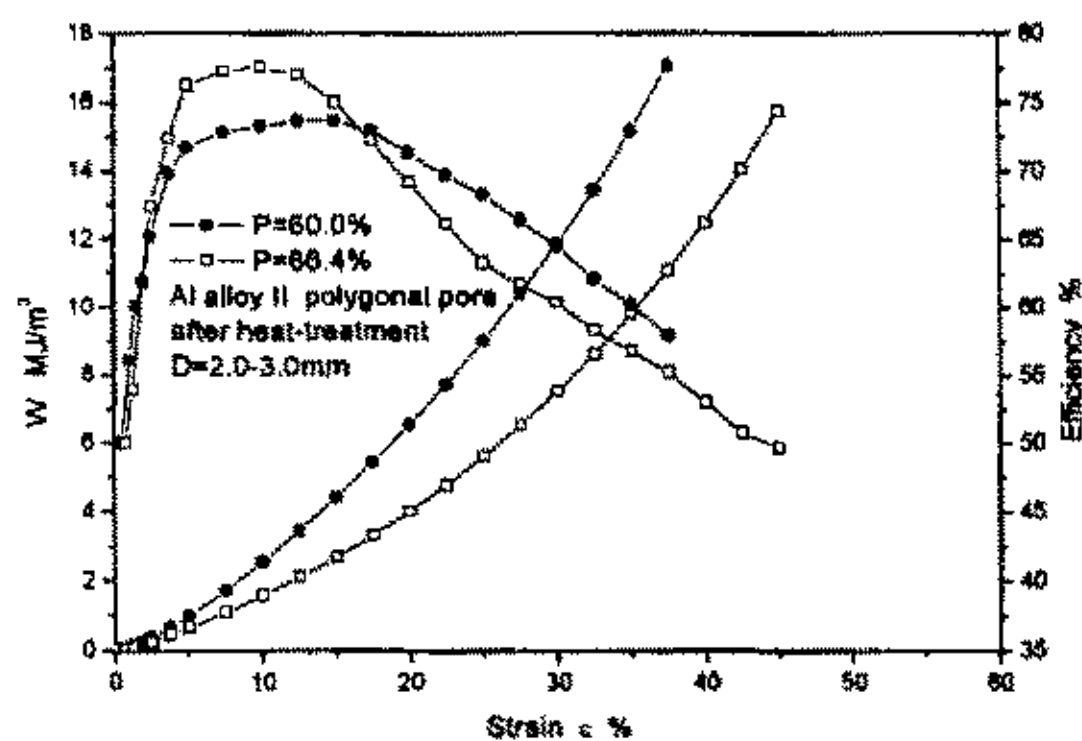
2. 固溶时效态；

3. ZL101 及铝合金 I 性能由文献^[40]所得。

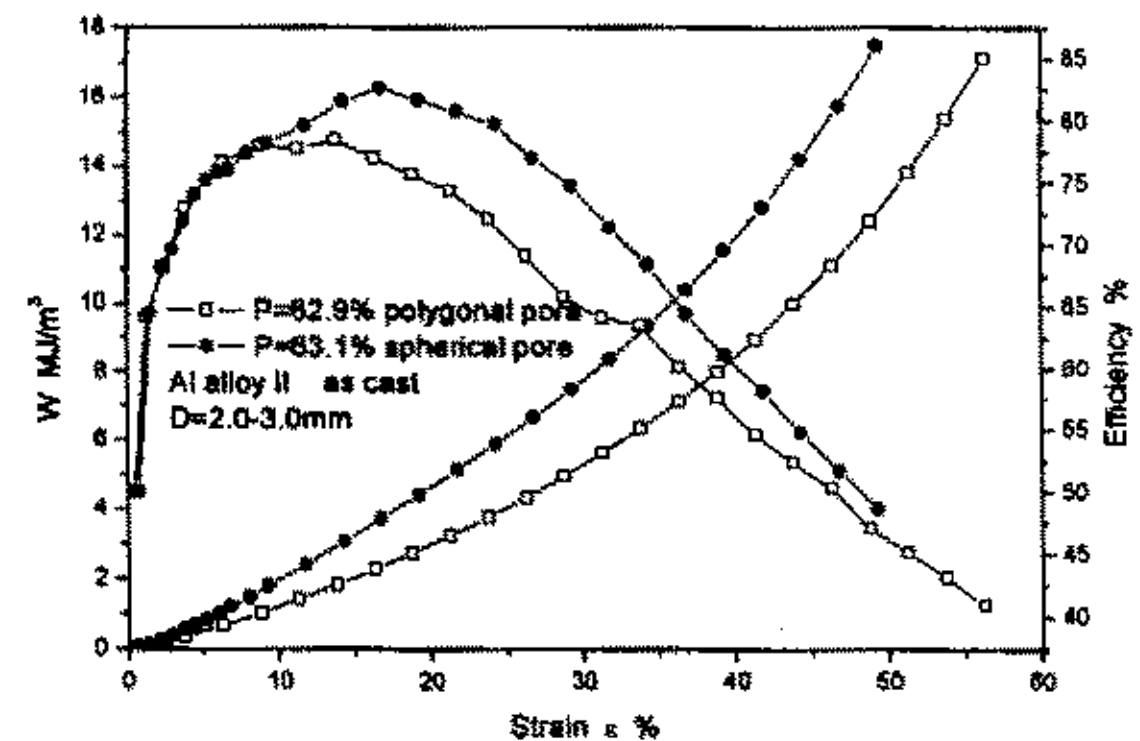
4.2.3 孔结构与基体合金对多孔铝合金能量吸收的影响

多孔铝合金压缩过程中，弹性阶段吸收的能量较少；平台阶段，由于骨架的屈服、变形，可以在应力基本不变的情况下产生很大的应变，从而吸收大量的能量。多孔铝合金吸能能力及吸能效率与孔结构及基体性能密切相关^[58]。

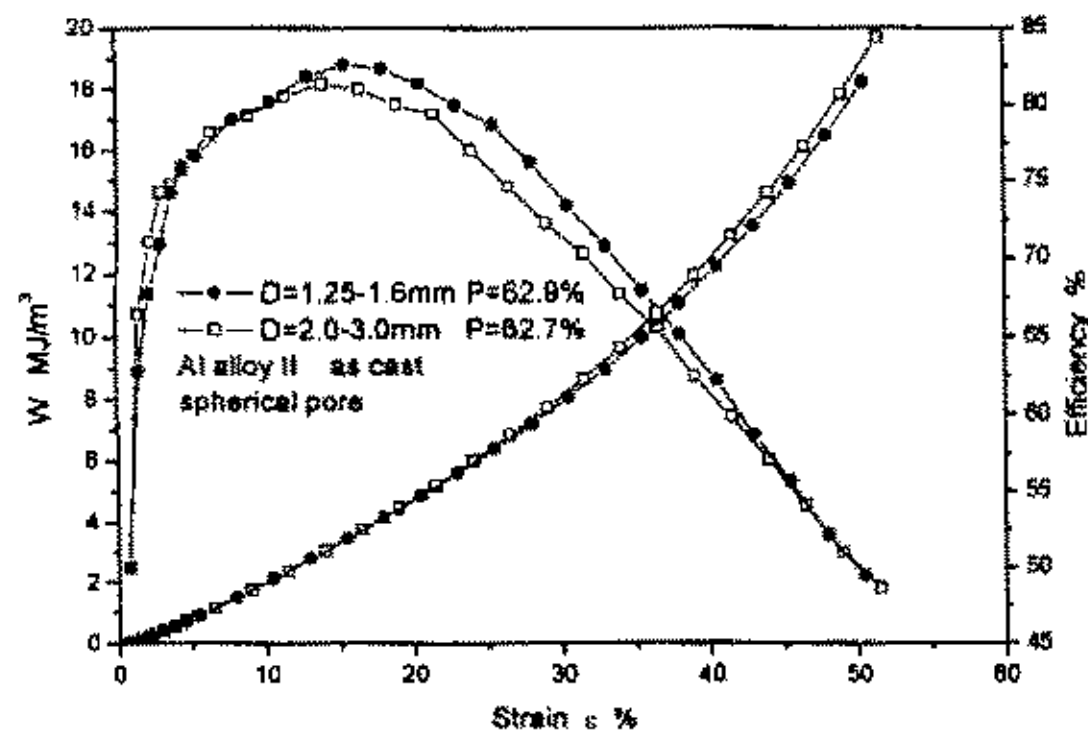
图【4-17】~图【4-21】中为多孔铝合金 II 吸能能力及吸能效率与应变的关系曲线，从中可以看出，降低孔隙率、采用球形粒子及基体性能更好的铝合金 II 并进行固溶时效处理，都可以使多孔铝合金吸收能力增加，而孔径的影响较小。由于孔径基本不影响多孔铝合金压缩性能，因而对吸能效率亦无影响；固溶时效处理使得多孔铝合金压缩性能提高，应力-应变曲线整体上移，因而对吸能效率基本无影响；孔隙率增加使得平台区变平坦，起始阶段能量吸收效率相对提高；球形孔使得平台区相对平坦，因而能量吸收效率在较宽应变区域内维持较高的水平。



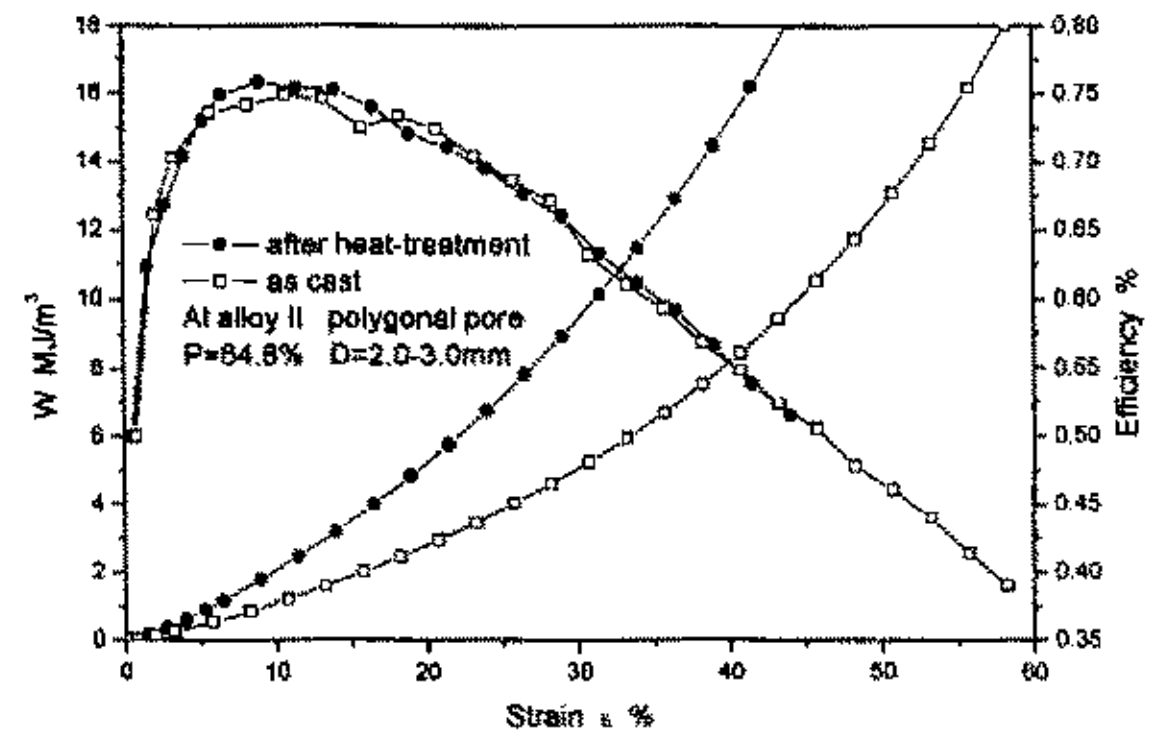
图【4-17】孔隙率对多孔铝合金 II 吸能性能的影响



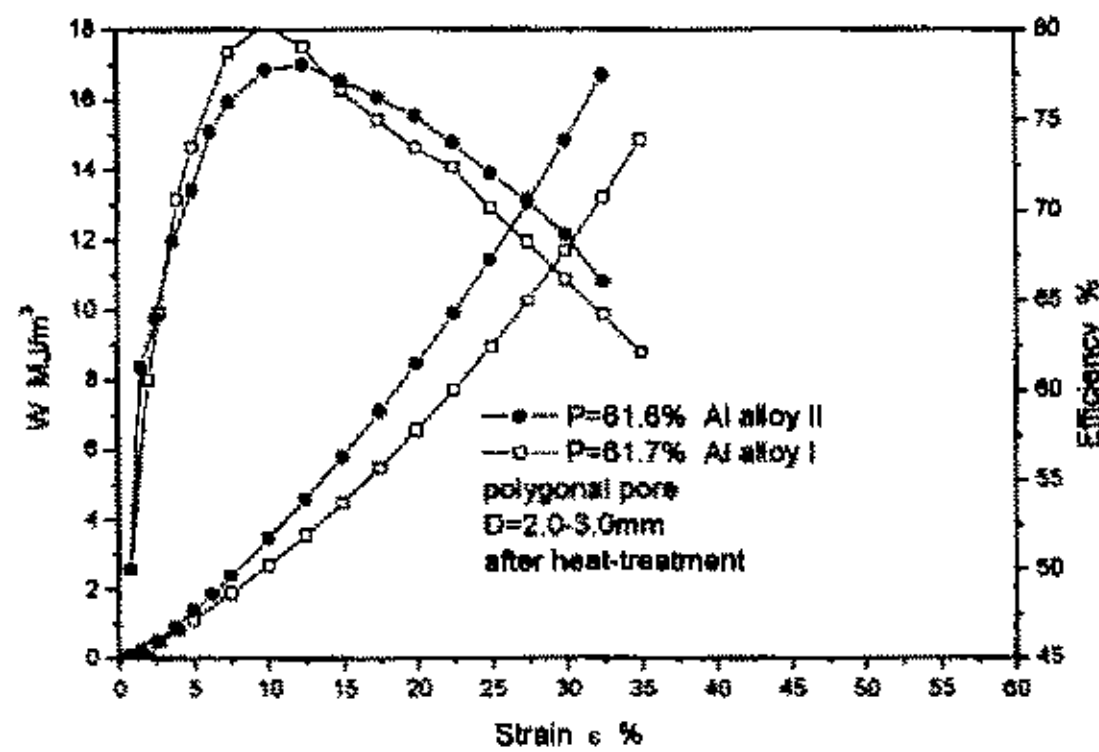
图【4-18】孔形状对多孔铝合金 II 吸能性能的影响



图【4-19】孔径对多孔铝合金 II 吸能性能的影响



图【4-20】固溶时效对多孔铝合金 II 吸能性能的影响



图【4-21】基体合金对多孔铝合金吸能性能的影响

4.3 本章小结

1. 多孔铝合金 II 的压缩特征曲线分为弹性阶段、平台阶段和致密化阶段。
2. 多孔铝合金的压缩性能受孔结构和基体性能的影响，孔隙率减小、填料粒子均匀程度改善以及采用性能更好的铝合金 II 并进行合适的热处理，都可以提高多孔铝合金的压缩性能；在本文试验条件下，孔径对多孔铝合金压缩性能的影响很小。
3. 孔隙率通过改变铝合金骨架比例，影响压缩性能；孔形状通过改变孔结构均匀程度，改变孔壁应力集中，影响压缩性能；固溶时效通过改变基体合金的显微组织，影响压缩性能。
4. 提高多孔铝合金的比强度的途径主要有两种：调整孔结构与改善基体性能；采用力学性能更好的铝合金 II，制备球形孔多孔铝合金，并进行合适的热处理，都能有效地提高多孔铝合金的比强度。在本文试验条件下，孔隙率与孔径对多孔铝合金的比强度影响较小。
5. 降低孔隙率、采用球形粒子及基体性能好的合金 II，并进行合适的热处理，可以使多孔铝合金吸能能力增加，而孔径的影响较小；吸能效率随孔隙率提高而提高；球形孔使得吸能效率在较宽应变区域内维持较高的水平；在本文试验条件下，孔径及热处理对吸能效率影响不大。

第五章 全文总结

高技术需求使得多孔铝合金成为前沿研究热点,本文在高技术目标牵引下,从科学推动入手,对多孔铝合金的制备与性能进行了如下研究:

1. 在前人工作的基础上,全面提升试验设备及技术,包括:对原有的渗流驱动压力测量设备进行改进,提高了试验控制精度;通过自行设计的制球设备,制备球形填料粒子,成功制备了孔结构可控的多孔铝合金,提高了多孔铝合金的强度;采用图像处理技术,描述了通孔多孔铝的面孔隙率。

2. 应用正交试验方法,从传热学和流体力学的角度分析了工艺参数对多组元、高比强多孔铝合金渗流长度的影响机理,试验结果表明:在本文试验条件下,填料粒子预热温度影响最显著,填料粒子的直径次之,铝合金熔体浇注温度及渗流压力的影响不显著。由此获得了制备大长度、多角形及球形孔多孔铝合金的两种制备方法。

3. 采用负压渗流法制备多孔铝合金时,多种因素的综合影响,造成了沿长度方向孔隙率的变化,存在一定的梯度,影响了大长度多孔铝合金的性能。通过大量的试验,就孔隙率沿长度方向的变化规律、影响因素、控制方法及孔结构描述进行了研究:

1) 在正常制备时,孔隙率中上部最高,顶端次之,底端最低。

2) 分析了粒子堆积密度、压力梯度、凝固顺序对多孔铝合金孔隙率梯度的影响;采用振动控制方法,调整填料粒子的堆积密度,可以改善大长度多孔铝合金试样孔隙率的均匀程度;自然堆积时,多孔铝合金试样孔隙率最大偏差 $\Delta P_{\max}$ 平均为 6.41%,振动控制后偏差明显减小, $\Delta P_{\max}$ 平均为 2.24%。

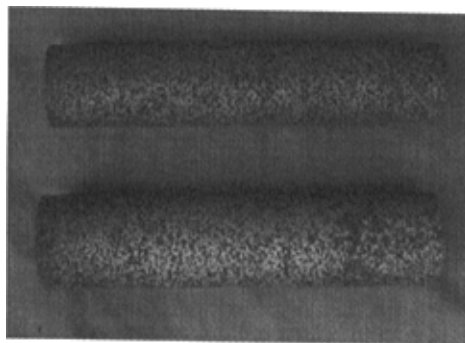
3) 改进图像识别与处理技术,描述了多孔铝合金试样端面的面孔隙率,可以很好地近似截面处的体孔隙率。由测得的两端端面的面孔隙率以及大长度多孔铝合金体孔隙率沿长度方向的变化规律,可以对试样整体孔隙率的均匀程度进行估计。

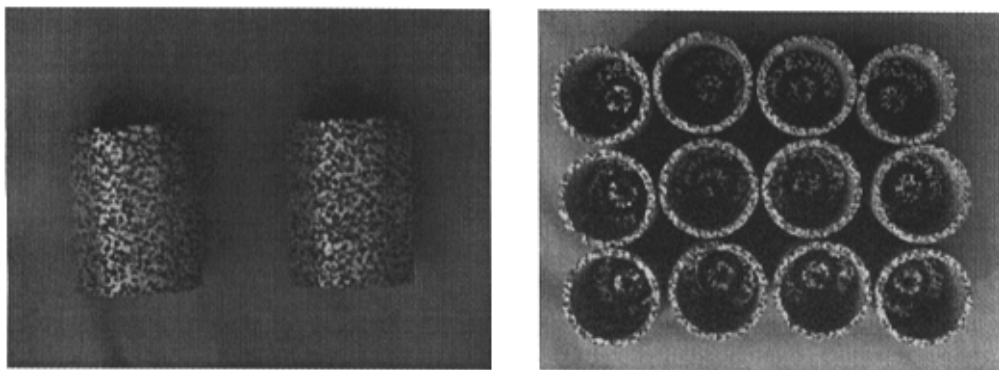
4. 研究不同孔结构参数的多组元铝合金 II 的压缩性能,分析了孔隙率、孔形状、孔径及固溶时效对压缩强度及吸能能力的影响。其中,孔隙率通过改变铝合金骨架比例,影响压缩性能;孔形状通过改变孔结构均匀程度及应力集中,影响压缩性能;固溶时效通过改变基体合金的显微组织,影响压缩性能。

提高多孔铝合金比强度的途径主要有两种:调整孔结构与改善基体性能;采用球形填料粒子以及力学性能更好的铝合金 II,并进行合适的热处理,都能有效地提高多孔铝合金的比强度。在本文试验条件下,孔隙率与孔径对多孔铝合金比强度的影响较小。

降低孔隙率、采用球形填料粒子及基体力学性能更好的铝合金 II,并进行固溶时效处理,都使得多孔铝合金吸能能力增加,而孔径的影响较小;吸能效率随孔隙率提高而提高;球形孔使得吸能效率在较宽应变区域内维持较高的水平;在本文试验条件下,孔径及热处理对吸能效率影响不大。

5. 与合作单位进行了初步的应用研究,结果表明,多孔铝合金消声降噪效果明显;同时,新型多组元球形孔多孔铝合金 I 和 II 具有更高的比强度,为进一步发展提供了参考。图【5-1】为多孔铝合金试样的实物照片。



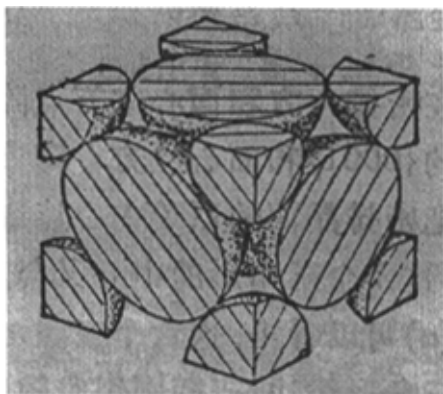


图【5-1】多孔铝合金试样的实物照片

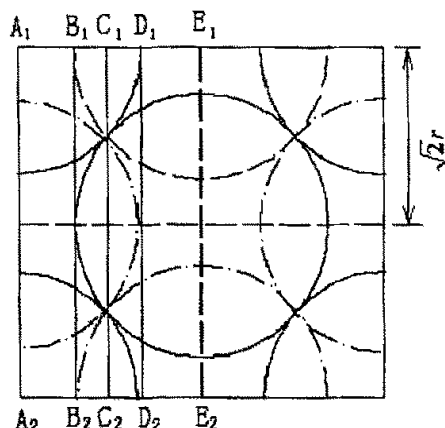
附录

刚性球最紧密堆积时，单位截面所截得的钢球总周长计算如下：

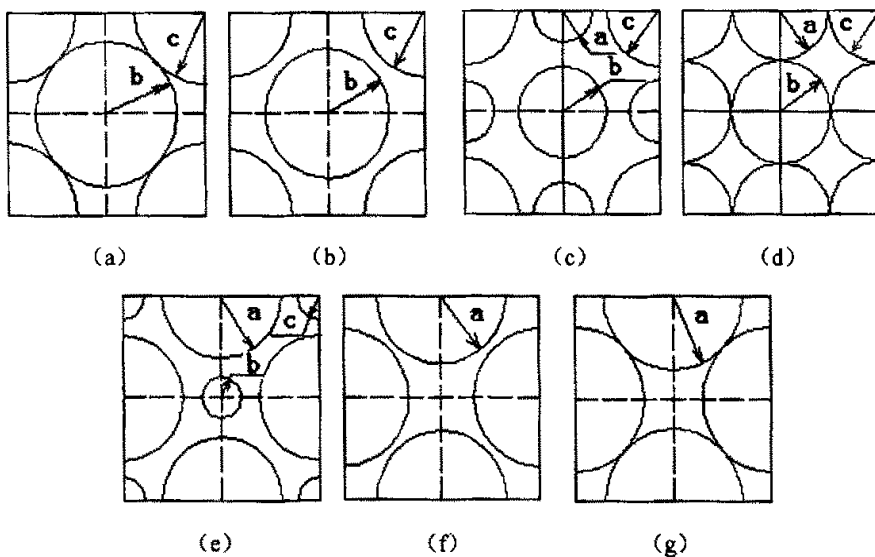
1. 钢球呈面心立方堆积：



图【1-1】面心立方晶包



图【1-2】俯视图



图【1-3】面心立方截面图

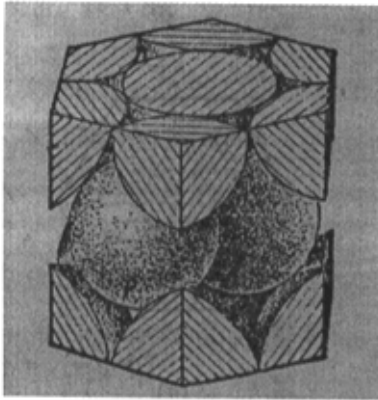
图【1-1】为面心立方的一个晶包，图【1-2】为其俯视图，若钢球半径为 r ，则面心立方边长的一半为 $\sqrt{2}r$ 。图【1-3】中 (a) ~ (g) 分别为沿着 A_1A_2 、 A_1A_2 到 B_1B_2 之间（包括 B_1B_2 ）、 B_1B_2 到 C_1C_2 之间、 C_1C_2 、 C_1C_2 到 D_1D_2 之间、 D_1D_2 到 E_1E_2 之间（包括 D_1D_2 ）、 E_1E_2 处，垂直向下切割面心立方所得的截面图， a 、 b 、 c 分别为截面上四边、中间及四角处的圆的半径。由切割方法可以知道， $b=c$ ，切割所得的截面积为 $8r^2$ 。从图 (a) ~ (g) 很容易可以看出，图中圆的总周长 (a) > (b)，(d) > (c)，(d) > (e)，(g) > (f)。而 (a) (d) (g) 中的圆的总周长又分别为 $4\pi r$ ， $4\sqrt{2}\pi r$ 和 $4\pi r$ 。因而各个截面中，截面 (d) 上

圆的总周长最大为 $4\sqrt{2}\pi r$ ，单位截面的总周长最大值为： $4\sqrt{2}\pi r / 8r^2 = \pi / \sqrt{2}r = \sqrt{2}\pi / D$ ， $D=2r$ ，为钢球的直径。

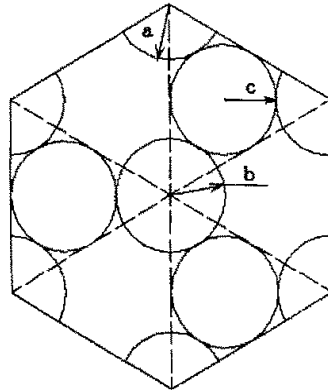
由于面心立方晶包具有周期性，因而切割按面心立方堆积的球形颗粒时，单位面积所截得的钢球总周长最大为 $\sqrt{2}\pi / D$ 。

2. 钢球呈密排六方堆积

如果钢呈按密排六方结构堆积（如图【2-1】），同样可以算得，单位面积所切得的钢球总周长最大为： $4\sqrt{3}\pi \bullet r / 6\sqrt{3}r^2 = 2\pi / 3r = 4\pi / 3D$ 。单位面积所截得的钢球总周长出现最大值时的截面如图【2-2】。



图【2-1】密排六方晶包



图【2-2】密排六方截面图

致 谢

本文是在导师何德坪教授精心指导下完成的，从试验方向的确定到试验工作的展开以及论文的撰写，每一个细节无不浸透着导师的心血。导师开阔的思路、严谨的治学态度、执著的工作作风以及近三年来和风细雨般的谆谆教诲，都将使作者终生受益。在论文即将完稿之际，首先向导师表示崇高的敬意和衷心的感谢！

试验与讨论过程中得到了陈锋教授的悉心指导与启发，他对科学的不懈追求精神，使作者深受感动，在此表示衷心的感谢！

在硕士学习期间，得到了戴戈老师、郑明军博士后、杨东辉博士、王永进硕士以及尚金堂、席国胜、李鲲鹏、李乃哲、张伟开、邹毅、朱勇刚、梁晓军、郭世成等同学的帮助和支持，作者对此表示衷心的感谢！同时，感谢吴勇以及王仕勤老师在实验过程中的密切配合和大力协助。

对国家自然科学基金会在这一领域的资助以及 208 所在应用研究领域的紧密合作，作者一并表示感谢！

最后，作者深深地感谢家人、朋友对其在生活、学业上的关爱、支持和鼓励，那将是他永远的精神支柱。

参考文献

- 1 M F Ashby, A G Evans, Metal Foams: A Design Guide, Boston: B-H press, 2000
- 2 J Banhart, M F Ashby, N A Fleck, Cellular Metals and Metal Foaming Technology. In: International Conference on Cellular Metals and Metal Foaming Technology, Bremen: Verlag MIT, 2001
- 3 J Banhart, M F Ashby, N A Fleck., Metal Foams and Porous Metal Structures, In: International Conference on Metal Foams and Porous Metal Structures, Bremen: Verlag MIT, 1999
- 4 L J Gibson, M F Ashby, Cellular Solids-Structure and Properties, Second Edition, Cambridge: Cambridge University Press, 1999
- 5 吴照金, 何德坪, 泡沫铝凝固过程中孔隙率的变化, 科学通报, 2000, 45 (8): 829-835
- 6 杨东辉, 何德坪, 多孔铝合金的孔隙率, 中国科学 (B), 2001, 3(3): 265-271
- 7 吴照金, 何德坪, 泡沫铝孔结构的影响因素, 材料研究学报, 2000, 14 (3): 277-282
- 8 何德坪, 闻德荪, 张勇, 舒光冀, 铝熔体在多孔介质中的渗流过程, 材料研究学报, 1997, 11(2): 113-119
- 9 郑明军, 何德坪, 陈峰, 多孔铝合金的压缩应力-应变特征及能量吸收性能, 中国有色金属学报, 2001, 11(S2): 81-85
- 10 王斌, 何德坪, 泡沫铝合金压缩及能量吸收性能, 金属学报, 2000, 36(10): 1038-1040
- 11 程桂萍, 陈宏灯, 闻德荪, 舒光冀, 铝液负压渗流过程的模拟试验, 中国有色金属学报, 2000, 10 (1): 85-88
- 12 陈锋, 张爱文, 何德坪, 多孔金属通孔度的控制, 材料研究学报, 1999, 13 (6): 571-595
- 13 H A Kuchek, US Patent, 3236706, 1966
- 14 程桂萍. 多孔铝的制备及液态金属渗流动力学研究: [学位论文]. 南京: 东南大学材料系, 1997
- 15 张爱文. 通孔泡沫铝的渗流制备方法及其性能研究: [学位论文]. 南京: 东南大学材料系, 1998
- 16 杨东辉. 多孔铝合金的孔隙率及压缩性能: [学位论文]. 南京: 东南大学材料系, 2001
- 17 马立群, 何德坪, 新型泡沫铝的制备及其孔结构控制, 材料研究学报, 1994, 18 (1): 11-16
- 18 何德坪, 陈锋, 张勇, 发展中的新型多孔泡沫金属, 材料导报, 1993 (4): 11-15
- 19 Zhen Shu, G J Davis, Review: metallic foams - their production, properties and applications, Journal of Material Science, 1983(18): 1899-1911
- 20 J W Patten, Closed Cell Metal Foam Method, US Patent, 4099961, 1978
- 21 何德坪, 余兴泉, 孔结构对通孔泡沫 Al 非线性阻尼性能的影响, 材料研究学报, 1997, 11 (1): 101-103
- 22 何德坪, 余兴泉, 陈锋, p/MCs 新型复合材料制备、结构及阻尼性能, 材料研究学报, 1996, 10 (4): 348~350
- 23 宋振纶. 泡沫铝的胞状组织及其物理性能研究: [学位论文]. 南京: 东南大学材料系, 1998
- 24 何思源, 多孔铝的制备及有关性能研究: [学位论文]. 南京: 东南大学材料系, 2000
- 25 何德坪, 马立群, 新型通孔泡沫铝的传热性能, 材料研究学报, 1997, 11 (4): 431-434
- 26 张建国, 雷光伦, 张艳玉, 油气层渗流力学, 山东: 石油大学出版社, 1998.1-16
- 27 宝鸡有色金属研究所编著, 粉末冶金多孔材料, 北京: 冶金工业出版社, 1979.1-69
- 28 J Banhart, Manufacture Characterization and Application of Cellular Metals and Metals Foams, Progress in Materials Science, 2001(46):559-632
- 29 LU T J, Stone H A, Ashby M F, Heat Transfer in Open-cell Metal Foams, Acta mater, 1998, 46(10): 3619-3635
- 30 陆晓军, 孙巍等, 泡沫铝排气消声器试验研究, 农业机械学报, 1999, 30 (5): 37-40
- 31 Eisenmann M, Metal Powder Technologies and Applications, In: ASM Handbook, Materials Park, USA: ASM International, 1998(7): 1031-1035
- 32 王蓓蕾, 李华伦等, 使用材料复合法制取多孔锌电极及其电化学性能的测试分析, 复合材料学报, 1998,

- 15 (3): 32-37
- 33 石井荣一, 西河微, 发泡材料的新用途, 工业材料 (日), 1987 (10): 74-76
- 34 今川耕治, 上野英俊, 秋山茂, 发泡金属的开发、利用动向, 工业材料 (日), 1987 (10): 45-46
- 35 长田纯夫, 秋山茂, 上野英俊, 坂山满, 多孔质金属的开发与应用, 表面 (日), 1989, 27(8): 679-682
- 36 Yamada Y, Shimojima K, Sakaguchi Y, et al., Compressive Properties of Open-cellular SG91A Al and AZ91 Mg, Materials Science and Engineering, 1999(272): 155-458
- 37 Miyoshi T, Itoh M, Mukai T, et al., Enhancement of Energy Absorption in a closed-cell Aluminum by the Modification of Cellular Structures, Scripta Materialia, 1999, 41 (10): 1055-1060
- 38 张勇, 何德坪, 泡沫铝水下声吸收性能研究, 机械工程材料, 1995, 19 (3): 53-54
- 39 中国机械工程学会铸造专业学会编, 铸造手册, 第三卷, 铸造非铁合金, 北京: 机械工业出版社, 1993.48-165
- 40 王永进. 大长度高比强多角形多孔铝合金探索研究: [学位论文]. 南京: 东南大学材料系, 2002
- 41 铸造有色合金及其熔炼联合编写组, 铸造有色合金及其熔炼, 北京: 国防工业出版社, 1981.6-55
- 42 Jacob Bear 著, 多孔介质流体动力学, 李竞生译, 北京, 中国建筑出版社, 1983.1-281
- 43 程桂萍, 陈锋, 舒光冀, 何德坪, 用渗流法制备通孔泡沫金属时几个工艺因素的探讨, 铸造, 1997 (2): 1-4
- 44 T J Lu, Feng Chen, Deping He, Sound Absorption of Cellular Metals with Semi-open Cells, J. Acoust Soc. Am. 2000,108(4): 1697-1709
- 45 F.A.L.Dullien 著, 多孔介质流体渗移与孔隙结构, 杨富民译, 北京: 石油工业出版社, 1990.45-86
- 46 瑞斯涅尔著, 料仓, 耿光斗译, 北京: 中国建筑工业出版社, 1978.85-89
- 47 史如平, 韩选江, 土力学与地基工程, 上海: 上海交通大学出版社, 1990.158-163
- 48 厚美瑛, 陆坤权, 奇异的颗粒物质, 科学, 2000, 53 (1): 28-31
- 49 S K Maiti, L J Gibson, M F Ashby, Deformation and Energy Absorption Diagrams for Cellular Solids, Acta Metal, 1984, 32(11): 1963-1975
- 50 L J Gibson, M F Ashby, Cellular Solids-Structure and Properties, Second Edition, Cambridge: Cambridge University Press, 1999. 175-234
- 51 郑明军, 何德坪, 新型高强度胞状铝合金的压缩及能量吸收性能, 材料研究学报, 2002, 16(5): 473-478
- 52 P H Thornton, C L Magee, The Deformation of Aluminum Foams Metal. Trans., 1975(6): 1253-1263
- 53 W Sanders and L J Gibson, Materials Research Society Symposium Proceedings, ed. D S Schwartz, D S Shih, A G Evans, H. N. G. Wadley, Warrendale: Materials Research Society, 1998(521). 53-62
- 54 O B Olurin, N A Fleck, M F Ashby, Deformation and Fracture of Aluminum Foams, Materials Science and Engineering, 2000(291):136-146
- 55 陈策, 王永进, 何德坪, 高比强多孔铝合金的压缩变形研究, 材料研究学报 (已录用)
- 56 J Banhart, J Baumeister, Deformation Characteristics of Metal Foams, Journal of Materials Science, 1999(33):1431-1440
- 57 王永进, 陈策, 何德坪, 热处理对多孔铝合金压缩吸能性能的影响, 金属热处理, 2002, 8 (27): 3-6
- 58 陈策, 王永进, 何德坪, 多孔铝合金的压缩吸能性能, 机械工程材料, 2003, 27 (3): 38-41

硕士阶段成果

1. 陈策, 王永进, 何德坪, 高比强多孔铝合金的压缩变形研究, 材料研究学报 (已录用);
2. 陈策, 王永进, 何德坪, 多孔铝合金的压缩吸能性能, 机械工程材料, 2003, 27 (3): 38-41;
3. 王永进, 陈策, 何德坪, 热处理对多孔铝合金压缩吸能性能的影响, 金属热处理, 2002, 27 (8): 3-6;
4. 申报专利一项, 何德坪, 王永进, 陈策, 杨东辉, CN02112601.1;
5. 合作研究单位关于高比强多孔铝合金初步应用证明: 已达到降噪指标, 但仍有进一步改进的潜力。