

· 6 ·

模 具 技 术

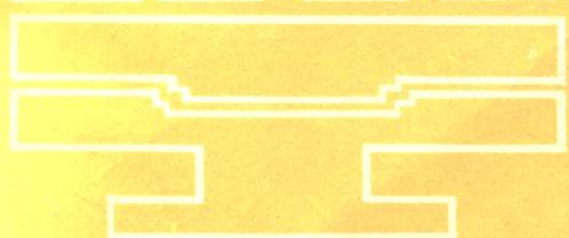
M
U

J
U

J
I

S
H
U

1985



上海交通大学出版社

主 编：阮雪榆

责任编辑：周水涛

封面设计：宗翼敏

模 具 技 术

(1985年第6辑)

上海交通大学出版社出版

(淮海中路1984弄19号)

新华书店上海发行所发行

交通大学印刷厂排版印装

开本 787×1092毫米 1/16 印张8 字数 200000

1985年12月第1版 1985年12月第1次印刷

印数：1—9500

统一书号：15324·7

科技书目：94-130

定价：1.50元

目 录

1985年第6辑

专 题 研 究

- 应用上限元法(UBET)研究双杯复合挤变形规律.....金 驷、汪大年 (1)
轴向预紧挤压模参数的研究.....金涤尘 (9)
叶片精密模锻的计算机辅助设计.....李训悌、苑进章 (26)
通用交互式微机 CAD 系统.....龚佐明、成 炯、姚真裔、张亦扬、励肇湧 (33)
模具共晶盐浴渗硼的研究.....程大可、叶伟江、陆 言、宣 毅、张靖远 (37)
液体凹模控制系统简介.....范竹先 (45)
锻造润滑剂性能的研究.....钱永虎、陈浩文、张根德、钱宝祥 (50)

综 述

- 美国H系列热作模具钢概说.....刘建设、杨安静 (59)

工 艺 设 计

- 自行车脚踏轴浮动式挤压模.....江天一 (70)
半轴套管法兰盘热挤压工艺.....谈学思 (72)
塑料模具的两级顶出机构.....王成禹 (80)
通用模座夹固式冲模的应用.....陈化民 (84)
型腔模具的新型强化工艺——刷镀技术.....陈洪年 (88)

国 际 交 流

- 废屑热压：材料再循环与能量利用的可能性.....[美] S·雷加高帕尔、M·A·H·豪斯 (91)
落料、冲孔过程中光洁无裂断面的产生.....[英] R·约翰斯顿、K·斯威夫特 (105)
无声冲压图说.....李春峰编译 (118)
金属模具的表面处理.....[日] 新井 透 (120)

应用上限元法(UBET)研究 双杯复合挤变形规律

西安交通大学

金 驷 汪大年

前 言

双杯复合挤压工艺在生产中已得到大量采用,如汽车、拖拉机上的活塞销、石油机械中的套筒接头、航空工业及仪表工业中的接头壳体等,都是采用双杯复合挤压工艺成形的。

本文所研究的双杯复合挤变形模式如图1所示。上、下冲头均为平底冲头。挤压过程中,下冲头及凹模固定不动,上冲头以速度 V 向下运动,金属随之分别由凹模与上、下冲头组成的圆环通道被挤出。这种多自由度的复合挤压,其特点在于:变形过程中,金属在两个通道方向上均有流动趋势,其分配量取决于挤压条件。

据 Geiger、Graf 等人的试验研究^{[3],[4]},变形过程中影响金属在两个通道上分配量的主要因素为:

1. 上、下杯的变形程度 $\varepsilon_{\text{上}}, \varepsilon_{\text{下}}$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{\text{上}} &= R_{\text{上}}^2 / R_0^2 \\ \varepsilon_{\text{下}} &= R_{\text{下}}^2 / R_0^2 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

其中

2. 摩擦面上的摩擦条件

流动规律的预测是在工艺实践中具有指导意义的理论问题,是目前压力加工理论研究的重要方向之一。成形零件的质量、精度、成形极限等一系列生产实际问题都与流动规律有关。就双杯复合挤压工艺而论,由于是多自由度的成形工艺,挤压过程中金属在上、下两通道的分配量并不相同。只有掌握了流动规律,才能定出挤压的合理条件,控制金属在各个方向的流动速度,保证挤压零件的顺利成形。

本文应用上限元法(UBET)建立了双杯复合挤压变形流动的数学模型,预测了各种变形条件下的金属流动规律,并对预测的流动规律性进行了实验验证。

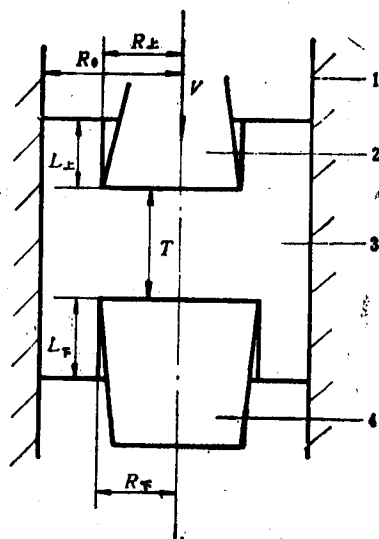


图1 本文研究的双杯复合挤压模式
1-凹模; 2-上冲头; 3-工件; 4-下冲头

一、上限元法简介

上限元法是在上限法基础上发展起来的一种计算金属成形问题的方法^[6~16]。其解轴对称变形问题的基本原理与上限法相同,即根据上限定理

$$E \leq E^* = E_d + E_p + E_f \quad (2)$$

式中 E ——变形功率;

E^* ——据虚拟速度场所求的变形功率;

E_d ——据虚拟速度场所求的塑变功率;

E_p ——据虚拟速度场所求的剪切功率;

E_f ——据虚拟速度场所求的摩擦功率。

由虚拟动可容速度场和虚拟速度间断面着手,求解变形功率和变形力。

建立虚拟动可容速度场,就是根据所研究的变形体的几何形状和金属流动趋势,将金属塑变区划分为若干个环状基本单元,而整个变形区的动可容速度场即由这些基本单元的速度场组合而成。基本单元共有五种,分为矩形元、三角元两大类型^[14];其速度场分别为平行场和三角场。速度场的确定取决于单元的边界速度。当基本单元的边界速度、摩擦条件确定时,即可根据各单元的塑变功率、摩擦功率、剪切功率的计算公式,求出整个变形区的功率消耗

$$E^* = E_d + E_p + E_f \quad (3)$$

得到上限解。

上限元法(包括上限法)之所以成为解决成形问题的重要方法,而且日益得到深入的发展,在于此法不仅可以确定变形过程中成形载荷的上限值,而且可以在对上限解的优化过程中,对所建立的动可容速度场进行优化,从而预测金属在变形过程中的流动规律。

这里, E^* 为目标函数。目标函数 E^* 数由各单元边界速度和几何形状确定。在这些参数中可包含若干个独立变量,因此,速度场模式随这些变量的变化而改变,目标函数 E^* 即为这些独立变量的函数。通过对 E^* 的优化(极小化),求出这些独立变量参数的最佳值(最优点),由此而得出动可容速度场的优化解。

二、双杯复合挤变形流动的数学模型

根据双杯复合挤变形流动情况,在子午面上用两条水平线和两条垂直线将变形区域分为9个单元(图2)。基本单元均采用矩形单元。从划分单元的情况来看,两条垂直线的位置是固定的,由上杯内半径 R_U 与下杯内半径 R_F 决定。在 $R_U = R_F$ 的特殊情况下,两条垂线退化为一根,单元数成为6。而两条水平线的位置是不确定的,可以在垂直方向上变化。

根据单元划分情况以及按实际流动情况所作的一些假设,所建立的流动模型为二维优化问题^[13],其数学表达为

$$\left. \begin{array}{l} \text{极小化目标函数} \\ \text{满足不等式约束条件} \end{array} \right\} \begin{array}{l} E^* = E^*(\rho, Y) \\ 0.0 \leq \rho \leq 1.0 \\ 0.0 < Y \leq 1.0 \end{array} \quad (4)$$

式(4)中的 ρ 、 Y 为独立变量, 并有其明确的物理意义。

独立变量 Y 为

$$Y = (T_{\text{上}} + T_{\text{下}}) / T$$

其物理意义表示, 变形过程为稳定过程或非稳定过程: 当 $0.0 < Y < 1.0$ 时, 变形过程为稳定过程; 当 $Y = 1.0$ 时, 变形过程为非稳定过程。

独立变量 ρ 为

$$\rho = T_{\text{上}} / (Y \cdot T)$$

其物理意义为在变形过程中某一瞬时, 金属向上通道(上冲头与凹模组成的通道)的流出量与总流出量之比。 ρ 值的大小可确定金属在变形过程的某一瞬时的流动情况, 从而以此预测双杯复合挤压变形过程的流动规律。

应代入数学模型的预定参数有 5 个, 分别为 R_0 、 $R_{\text{上}}$ 、 $R_{\text{下}}$ 、 T_0 及摩擦因子 m 值(图 1)。以上参数的组合即表示了各种变形程度、高径比、及摩擦条件。因此, 可以以此流动模型来预测各种变形程度、高径比及摩擦条件下的金属流动规律。

优化过程是 UBET 中预测流动的重要环节。优化方法的选择对计算时间的多少、求解结果的正确性都是至关重要的。根据所建立的模型的特点, 本研究在优化过程中采用了复合形法, 计算表明, 应用复合形法求解所建立的流动模型的优化问题是有效的, 并且收敛很快, 迭代次数一般为 50 次左右(精度为 10^{-5})。在一般微型机上, 5 至 30 秒即可完成一次优化过程。

流动模型中采用了增量法进行变形过程的模拟, 即设整个变形过程由若干小的变形增量过程组成。在每一增量变形过程中速度场不变, 由此计算出变形体在每一增量过程结束时工件的外形轮廓, 并以此作为下一增量过程的依据。如此循环, 直到变形过程结束。

三、理论计算结果分析及实验验证

实验用设备: 四柱式 300 吨油压机

实验试样: 工业纯铝, 尺寸 $\phi 50 \times 40$ (mm)

$\rho_{\text{实验}}$ 值的确定: 通过对 ρ 值变化情况的分析来确定双杯复合挤压的流动规律。根据 ρ 值定义, 可由变形后的上、下杯长度 $L_{\text{上}}$ 、 $L_{\text{下}}$ 得到试样在一定的变形条件下 $\rho_{\text{实验}}$ 的均值

$$\rho_{\text{实验}} = \frac{L_{\text{上}}}{L_{\text{上}} + L_{\text{下}} \times \frac{R_0^2 - R_{\text{下}}^2}{R_0^2 - R_{\text{上}}^2}}$$

$L_{\text{上}}$ 、 $L_{\text{下}}$ 用高度千分尺测量。

1. 上、下杯变形程度 $\epsilon_{\text{上}}$ 、 $\epsilon_{\text{下}}$ 对流动的影响

表征双杯复合挤材料流动情况的参数 ρ 值, 视变形程度的组合($\epsilon_{\text{上}}/\epsilon_{\text{下}}$)、挤压过程中摩

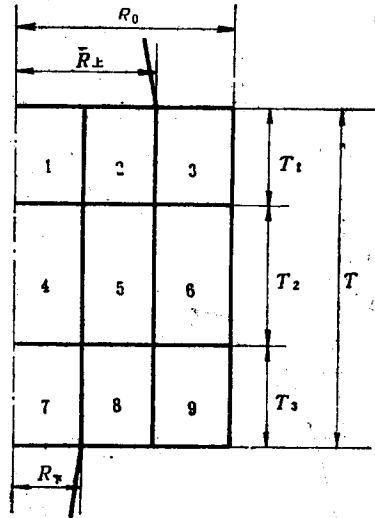


图 2 变形区单元划分

擦面上的摩擦条件及压下量的不同而异。其中, $\varepsilon_{\text{上}}/\varepsilon_{\text{下}}$ 的各种不同组合是影响挤压过程中金属流动的主要因素。为了验证理论计算结果的正确性, 进行了各种 $\varepsilon_{\text{上}}/\varepsilon_{\text{下}}$ 组合的复合挤压试验。实验所采用的变形条件和参数为:

(1) 冲头压下量为 25 mm (试样高 40 mm);

(2) 采用机油作润滑剂;

(3) 采用不同的变形程度($\varepsilon_{\text{上}}/\varepsilon_{\text{下}}$)共 38 组(表 1~5), 其中最大变形程度为 0.64, 最小变形程度为 0.16。

图 3~7 与表 1~5 为各种变形程度组合下 ρ 值的理论计算曲线(实线)与实验结果($\triangle$ 点)比较, 以及理论计算值与实验结果的偏差。

表 1

(参见图 3)

$\varepsilon_{\text{下}}$	0.16	0.203	0.25	0.36	0.49	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.571	0.725	0.822	0.905	0.961	0.990
$\rho_{\text{计算}}$	0.573	0.693	0.808	0.953	1.0	1.0
偏差%	0.2	3.2	1.4	4.8	3.9	1.0

$\varepsilon_{\text{上}}=0.16$

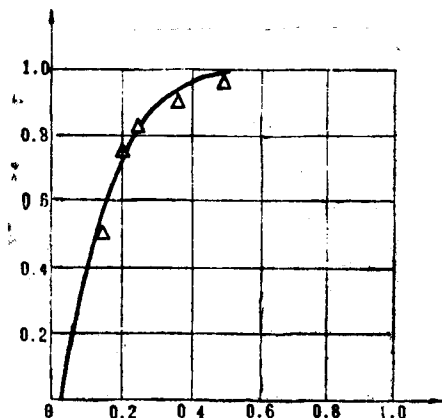


图 3 $\rho-\varepsilon_{\text{下}}$ 曲线 $\varepsilon_{\text{上}}=0.16$

注: 实线——为理论计算结果;
三角 $\triangle$ 为试验结果;
图 3—图 7 均同

表 2

(参见图 4)

$\varepsilon_{\text{下}}$	0.16	0.203	0.25	0.303	0.36	0.423	0.49	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.238	0.370	0.557	0.711	0.764	0.855	0.891	0.956
$\rho_{\text{计算}}$	0.327	0.445	0.558	0.666	0.765	0.840	0.915	1.0
偏差%	8.9	7.5	0.1	4.5	0.1	1.5	2.4	4.4

$\varepsilon_{\text{上}}=0.25$

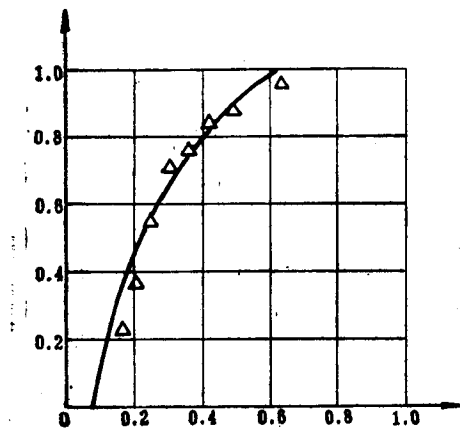


图 4 $\rho-\varepsilon_{\text{下}}$ 曲线 $\varepsilon_{\text{上}}=0.25$

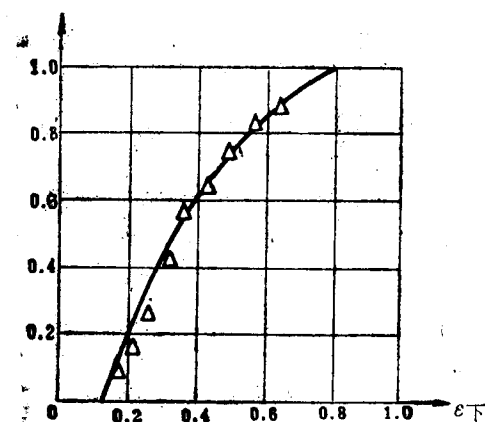


图 5 $\rho-\varepsilon_{\text{下}}$ 曲线 $\varepsilon_{\text{上}}=0.36$

表 3

(参见图5)

$\varepsilon_{\text{下}}$	0.16	0.203	0.25	0.303	0.36	0.423	0.49	0.563	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.101	0.161	0.270	0.433	0.564	0.648	0.756	0.835	0.885
$\rho_{\text{计算}}$	0.106	0.225	0.336	0.443	0.548	0.649	0.732	0.814	0.893
偏差%	0.5	6.4	6.6	1.0	1.6	0.1	2.4	2.1	0.8

$$\varepsilon_{\text{上}} = 0.36$$

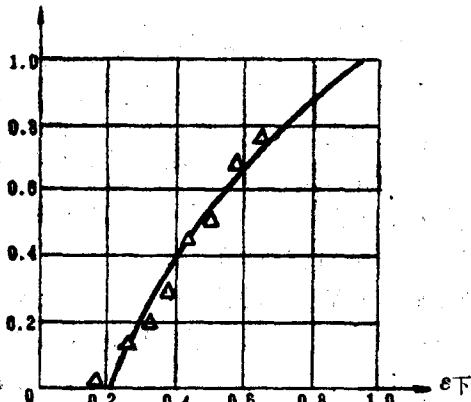
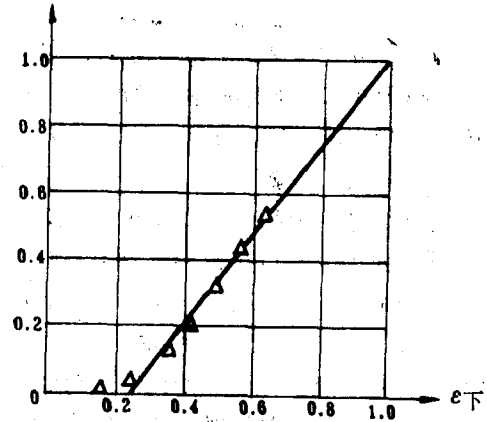
图 6 ρ - $\varepsilon_{\text{下}}$ 曲线 $\varepsilon_{\text{上}}=0.49$ 图 7 ρ - $\varepsilon_{\text{下}}$ 曲线 $\varepsilon_{\text{上}}=0.64$

表 4

(参见图6)

$\varepsilon_{\text{下}}$	0.16	0.25	0.303	0.36	0.423	0.49	0.563	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.046	0.137	0.199	0.299	0.462	0.521	0.684	0.772
$\rho_{\text{计算}}$	0.0	0.133	0.237	0.339	0.440	0.538	0.629	0.772
偏差%	4.6	0.4	3.8	4.0	2.2	1.7	5.5	5.0

$$\varepsilon_{\text{上}} = 0.49$$

表 5

(参见图7)

$\varepsilon_{\text{下}}$	0.16	0.25	0.36	0.423	0.49	0.563	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.013	0.055	0.130	0.210	0.324	0.440	0.536
$\rho_{\text{计算}}$	0.0	0.0	0.144	0.235	0.329	0.423	0.522
偏差%	1.3	5.5	1.4	2.5	0.5	1.7	1.4

$$\varepsilon_{\text{上}} = 0.64$$

在理论计算中, 采用的增量压量为 5mm, $\rho_{\text{计算}}$ 取 5 次增量变形 ρ 的平均值, 即 $\rho_{\text{计算}}$

$= \frac{\rho_1 + \rho_2 + \rho_3 + \rho_4 + \rho_5}{5}$ 。计算中采用的摩擦因子 m 为 0.05。

(1) 由图 3~7 可以定性地看到, 理论计算曲线与实验值在变化趋势上是一致的。以图 5 为例, 其中 $\varepsilon_{\text{上}}$ 固定不变($\varepsilon_{\text{上}}=0.36$), $\varepsilon_{\text{下}}$ 逐渐递增到 0.64。在 $\varepsilon_{\text{下}}$ 逐渐增大的过程中, ρ 的计算值与实验值均由 0 开始逐渐递增。

(2) 进一步分析图 3~7, 可以看出, 在摩擦润滑条件对变形流动影响不大的情况下, 试验值与计算值随 $\varepsilon_{\text{上}}/\varepsilon_{\text{下}}$ 变化的规律也是相同的。即

$\varepsilon_{\text{上}}=\varepsilon_{\text{下}}$ 时, ρ 稍大于 0.5

$\varepsilon_{\text{下}}<\varepsilon_{\text{上}}$ 时, $\rho<0.5$

$\varepsilon_{\text{下}}>\varepsilon_{\text{上}}$ 时, $\rho>0.5$

由 ρ 的定义来看, ρ 为 0.5 时, 即表示变形过程中金属在上、下两个通道的分配量相等。 ρ 小于 0.5, 则表示变形过程中材料向上的分配量小于向下的分配量。一般来说, 变形程度 ε 值越大, 所需的变形力也就越大。这就是说, 当变形程度较大时, 变形过程中质点流动所受到的阻力也就越大。在 $\varepsilon_{\text{上}}$ 与 $\varepsilon_{\text{下}}$ 相等的情况下, 双杯复合挤中上、下变形区变形条件基本对称相等, 因此, ρ 值在 0.5 时稍呈偏上(偏上部分为摩擦的作用)。在 $\varepsilon_{\text{上}}$ 不等于 $\varepsilon_{\text{下}}$ 的情况下, 变形区质点在变形过程中趋向于流向流动阻力较小(ε 值较小)的通道。

(3) 由图 3~7 及表 1~5 可见, 试验范围内各种变形程度组合下的计算值与实验值从定量角度而言也非常一致, 其偏差一般在 5% 以内。这说明理论计算分析能够比较正确地定量揭示双杯复合挤中 $\varepsilon_{\text{下}}/\varepsilon_{\text{上}}$ 变化情况对金属流动影响的规律性。

2. 摩擦条件对材料流动的作用

在 $\varepsilon_{\text{上}}=\varepsilon_{\text{下}}$ 的情况下, 最能看出变形过程中摩擦条件与材料流动的关系。因为, 在 $\varepsilon_{\text{上}}=\varepsilon_{\text{下}}$ 的情况下, 且当摩擦表面处于理想润滑状态、摩擦因子为零时, ε 为任何值, ρ 值均为 0.5。因此, 实验中选择了 $\varepsilon_{\text{上}}=\varepsilon_{\text{下}}=\varepsilon$ 的情况来考虑摩擦条件对材料流动的影响。

此部分实验所采用的变形条件及参数如下:

(1) 压下量 25 mm;

(2) 取 $\varepsilon_{\text{上}}=\varepsilon_{\text{下}}=\varepsilon$, ε 取值列于表 6、表 7;

(3) 润滑剂采用机油、硬脂酸锌两种。

表 6、表 7 为在不同 ε 值及不同摩擦条件下 ρ 的理论计算结果与试验结果。

表 6 润滑剂: 机油

ε	0.16	0.25	0.36	0.49	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.571	0.557	0.564	0.521	0.536
$\rho_{\text{计算}}$	0.573	0.558	0.548	0.538	0.522
偏差%	0.2	0.1	1.6	1.7	1.4

注: $\rho_{\text{计算}}$ 取 $m=0.05$

表 7 润滑剂: 硬脂酸锌

ε	0.16	0.25	0.36	0.49	0.64
$\rho_{\text{实验}}$	0.607	0.578	0.569	0.530	0.533
$\rho_{\text{计算}}$	0.603	0.581	0.568	0.551	0.531
偏差%	0.4	0.3	0.1	2.1	0.2

注: $\rho_{\text{计算}}$ 取 $m=0.07$

(1) 在摩擦面上有摩擦的情况下, ρ 的计算值与试验值均大于 0.5, 并且, 在摩擦因子由零逐渐增大的同时, ρ 也以 0.5 为下限逐渐递增。这说明, 摩擦的作用有利于金属向上通道流动, 且摩擦因子值越大, 对金属的向上流动越有利。

(2) 计算结果和实验结果都表明, 在相同的摩擦条件下, 随着 ϵ 的增加, ρ 以0.5为下限逐渐减小, 试验结果和计算结果有着一致的趋势。这说明摩擦条件对 ρ 值的影响作用随 ϵ 的减小而加强, 即在 ϵ 较小的情况下, 摩擦条件的改变将引起 ρ 值敏感的变化; 在 ϵ 较大的情况下, 摩擦条件的改变所引起的 ρ 值的变化并不显著。

四、结 论

1. 本文应用上限元法, 建立了双杯复合挤压变形工艺的金属流动模型。所建立的模型能定量、解析地计算各种变形程度及各种摩擦条件下的变形流动情况。

2. 本文对理论计算结果进行了实验验证, 计算结果和试验结果表明, 流动模型能够比较正确地揭示各种变形条件下的双杯复合挤的变形流动规律。因此, 本文对双杯复合挤流动规律的预测的理论分析是成功的。

参 考 文 献

- [1] 汪大年主编,《金属塑性成形原理》,机械工业出版社,1982.
- [2] 上海交通大学,《冷挤压技术》,上海人民出版社,1976.
- [3] Rolf Geiger, Kombinationen Von Fließverfahren, Blech, 1978.25.No. 24, 178~182.
- [4] Graf, W.D, Schnorrbusch, H., Beitrag Zur Vorausbestimmung des Werkstoffflusses beim Kombinierten Kaltfließpressen Von Stahl, Fertigungstechnik und Betrieb, 23(1973), 535~539.
- [5] W. Johnson, H. Kudo, The mechanics of metal extrusion, Manchester Univ. Press, 1962.
- [6] H.Kudo, Some Analytical and Experimental Studies of Axisymmetric Cold Forging and Extrusion—I, Int.J.Mech.Sci, Vol.2, P.102~127(1960).
- [7] H.Kudo, Some Analytical and Experimental Studies of Axisymmetric Cold Forging and Extrusion—II, Int.J.Mech.Sci, Vol.3, P91~117(1961).
- [8] R.P.McDermott and A.N.Bramley, An Elemental Upper Bound Technique For General Use in Forging Analysis, 15th MTDR Conf, 1974.
- [9] A.S.Cramphorn, A.N.Bramley, UBET Related Development in Forging Analysis, 4 th.NAMRC, 1976, P80~86.
- [10] A.S.Cramphorn, A.N.Bramley, Computer Aided Forging Design with UBET, 18 th, MTDR Conf, 1977.
- [11] A. N. Bramley, J. T. Jhornton, Prediction of Flow in Forging and Extrusion Using UBET, 6 th.NAMRC, 1978.

- [12] Avitzur.B., Axiform—a Computed Simulation Program, 6 th. NAMRC, 1978.
- [13] F.H.Osman and A.N. Bramley, Metal Flow Prediction in Forging and Extrusion Using UBET, 20 th. MTDR Conf. 1979.
- [14] 木内学、村田良美, UBET の应用に关すち研究, 《塑性と加工》, Vol.22, No.244, (1981~5)P.495~502.
- [15] 天津大学锻压教研室, 《极值原理及应用》, 1982.
- [16] 胡亚民、赵静远, 用上限元法解轴对称锻造问题的研究, 《西安交通大学研究生论文》1983.
- [17] 华振南, 《机械优化设计》, 西安交通大学机械原理及机械零件教研室, 1982.
- [18] 金 驷、汪大年, 用上限元法(UBET)研究双杯复合挤变形规律, 《西安交通大学研究生论文》, 1984.



冷流压力加工

从金相学的角度来看,大多数金属都有其特定的最佳流动率,流动速度低于该流动率时,金属将很难流动或根本不流动,超过该流动率时,过高的应力将会使金属碎裂。金属如果按最佳流动率流动,将不会改变其晶粒结构。因此,冷流压力加工新工艺就是采用具有正确几何形状的模具并控制加工压力,使金属始终保持最佳流动速率,以控制晶粒结构,获得很高的尺寸精度和良好的表面光洁度。

金属在挤压开始时有较高的可流动性,但随着挤压过程的进行,可流动性逐渐降低。因此,挤压开始时可采用较高的流动速率,然后及时地转换到较低的流动速率,即在开始时施加较高的工作压力,然后转换到较低的压力。与普通锻压方法比较,采用冷流加工制造涡轮叶片,能克服工件回弹大的缺点,并在压制后不必作退火处理。

胀形和镀敷同时进行

该技术由日本金属材料技术研究所开发。先将圆筒形坯料放入凹模内,并在筒内注入所需镀敷的金属(熔状或半熔状均可),然后进行加压胀形。胀形内压力能使熔状金属熔敷于筒形件内侧表面,所以实际上同时进行了胀形、镀敷的复合加工,简化了操作工序。由于胀形件内侧面的氧化层被破坏,出现新表层可从增加压力效果,促进熔敷反应,从而获得牢固的镀层。

(林)

轴向预紧挤压模参数的研究

华中工学院

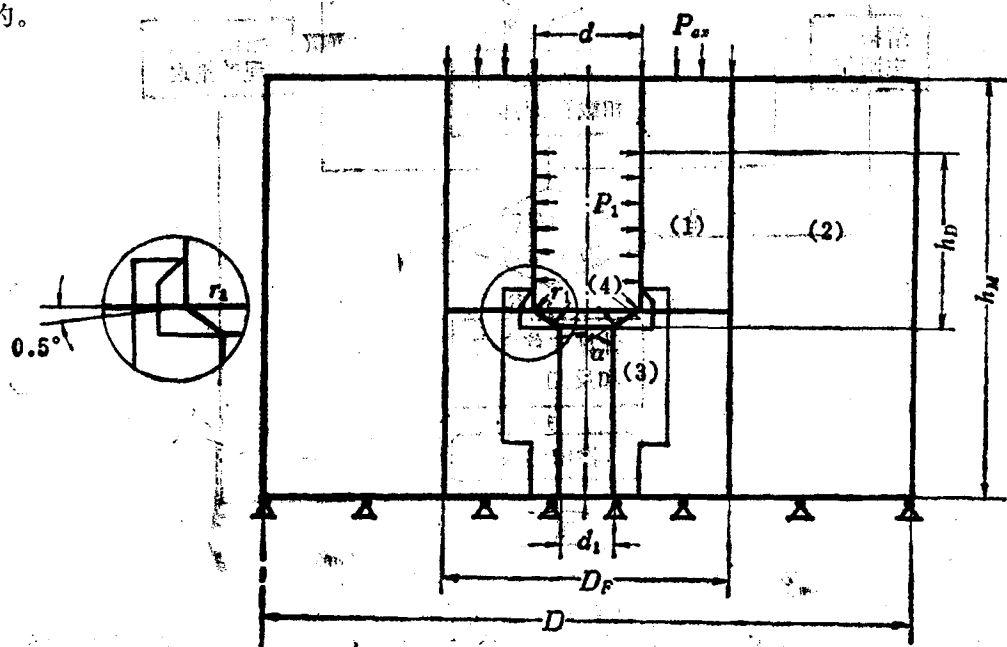
金涤尘

挤压生产中,凹模承受很大的工作载荷,为此,常用加径向预紧套圈的方法降低其工作应力。但是对于型腔带有台阶形状的挤压模,即使加了足够的径向预紧压力,在凹模的内壁和肩部的过渡处仍存在很大的应力峰值,容易产生裂缝。用有限元法分析的结果表明,采用轴向预紧的方法,可以很大程度地降低凹模工作应力峰值。

一、计算模型和方法

由文献[1]及[2]可知,有限元法很适合于分析几何不连续及载荷不连续的挤压模具。

图1是轴向预紧挤压模的计算模型。它是由一个具有肩部的凹模及一个径向预紧套圈组成的。



(1)——子结构 100 和 150

(2)——子结构 200

(3)——子结构 300 和 350

(4)——子结构 400 和 450

图1 轴向及径向预紧挤压模具

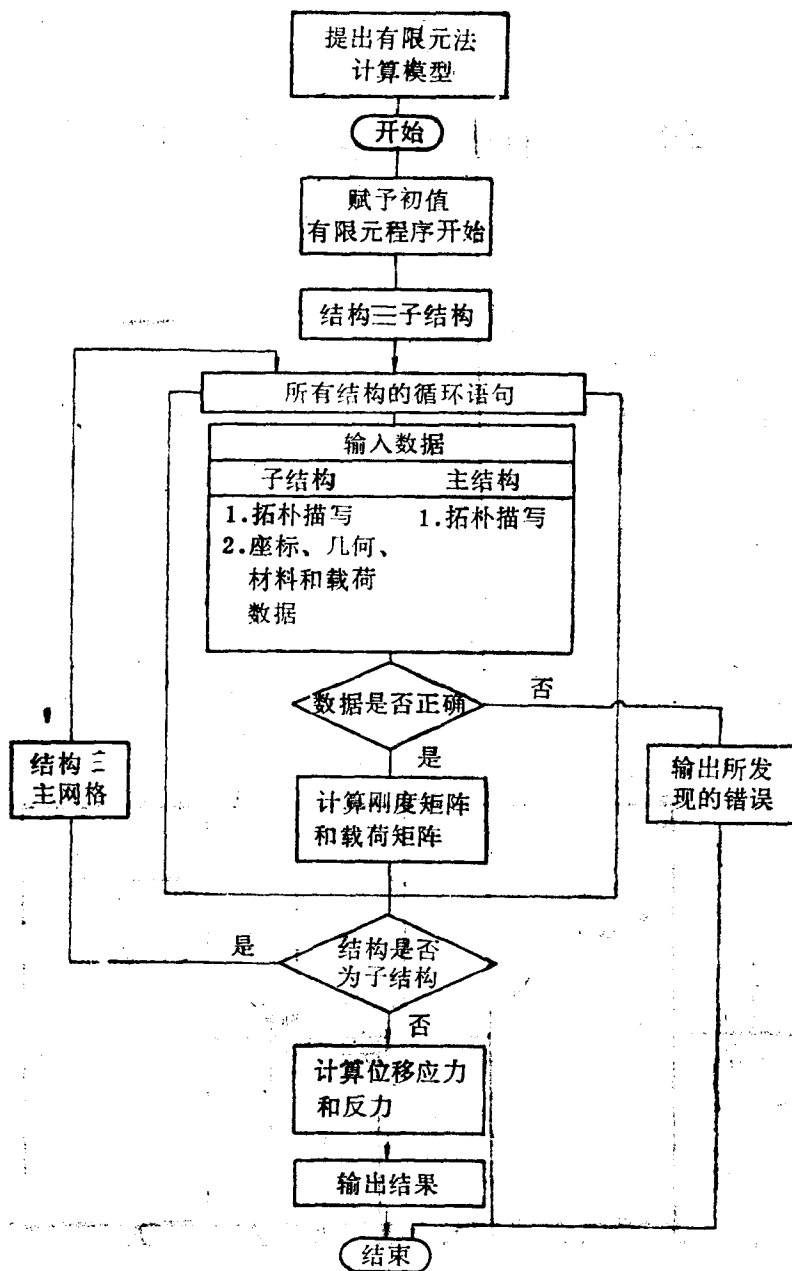


图 2 ASKA 程序流程

此两部分之间为过盈配合。整个计算模型共分成七个子结构。计算时采用了专用的ASKA程序^{[3],[4]}，其流程见图2[见文末注]。

为了研究模具参数对凹模应力峰值的影响，在计算中改变下列参数：

模口肩部张角 $2\alpha=60^\circ, 90^\circ$ 和 120°

相对压力空间高度 $h_D/h_M=0.3, 0.425$ 和 0.563

直径比 $Q=d/D=0.15$ 和 0.3

$$Q_1 = D_f/D = 0.4 \text{ 和 } 0.5$$

相对径向预紧过盈 $\xi = 3\%$ 、 4.5% 和 6%

载荷压力 $p_i = 0$ 、 1000 、 1500 和 2000 (牛顿/毫米²)

轴向预紧力 $p_{ax} = 800$ 、 1200 、 1600 和 2000 (牛顿/毫米²)

二、载荷和模具参数对凹模工作应力分布曲线的影响

1. 轴向预紧力的影响

图 3 是沿凹模内壁应力强度 $\bar{\sigma}$ 的分布曲线。应力强度 $\bar{\sigma}$ 的表达式为

$$\bar{\sigma} = \sqrt{0.5[(\sigma_{rr} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{rr})^2 + 6\sigma_{rz}^2]}$$

式中 σ_{zz} ——轴向正应力；

$\sigma_{\theta\theta}$ ——切向正应力；

σ_{rr} ——径向正应力；

σ_{rz} ——剪应力。

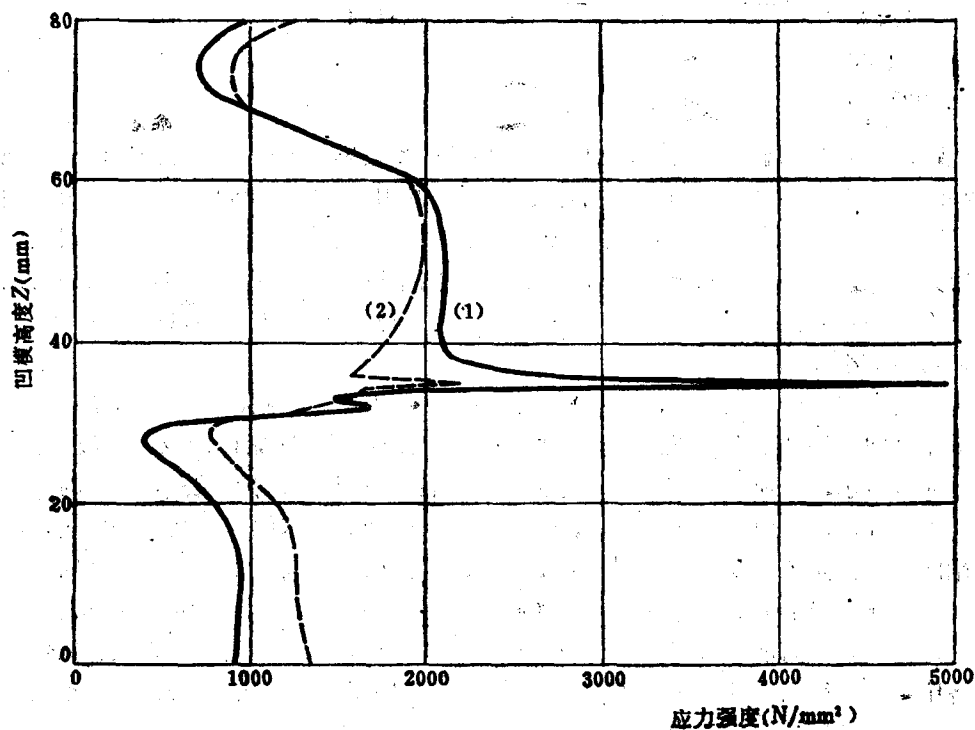


图 3 轴向、径向预紧挤压凹模和径向预紧挤压凹模内壁应力强度曲线

(1) 径向预紧：

(2) 轴向和径向预紧

X	Y	X	Y
977.04	80	1221.4	80
703.17	75	938.45	75
850.72	70	937.98	70

(1) X	Y	(2) X	Y
2002.2	60	1943.8	60
2112.7	50	1998.6	50
2088.8	40	1773	40
2203.1	37.5	1654.2	37.5
2947.3	35.75	1547.2	36
4941.3	35.15	1738.8	35.5
3983.5	34.81	2224.6	34.997
2490.4	34.62	1648.7	34.56
2066.6	34.5	1577.6	32.69
1465	33	838.89	30
1649.4	32.26	759.7	29
697.15	30	920.28	25
400.97	28	1135.5	20
742.69	22	1249.1	16
912.23	16.34	1251.4	10
959.83	10	1335.6	0
927.23	0		

曲线(1)是径向预紧模具、曲线(2)是径向和轴向预紧模具内壁的应力强度的分布规律。其凹模径向预紧相对过盈量 $\xi=6\%$ ，挤压空间的载荷压力 $P_i=1800$ 牛顿/毫米²。曲线显示，在凹模内壁与肩部过渡半径 r_1 处有应力峰值。在实际生产中，此处经常出现裂缝。为了减小此应力峰值，可加大径向预紧压力或过渡圆角半径。从图 3 可以看出，另一方法是在模具上端面施加轴向预紧压力。曲线(2)说明，当轴向预紧压力 $P_{ax}=1200$ 牛顿/毫米² 时，应力峰值可以减小 44%。

挤压模的轴向刚度一般较大，施加轴向预紧有一定困难。为此，分析了挤压模工作应力的横向分布规律。图 4 是在过渡圆角半径 r_1 高度的凹模及径向预紧圈的应力强度横向分布曲线。此曲线显示，凹模的应力峰值只是在模具内表面出现，随着半径方向距离的增加，应力强度值下降很快，距内表面 2 毫米处，应力峰值下降 42%。因此，对整个模具横截面施加相同的轴向预紧力是不必要的。在本文的工作中，将凹模沿过渡圆角半径 r_1 处的高度水平剖分成两部分，下半部分的上端面，在离内壁 2 毫米以外加工成 0.5° 的下倾锥面。这样，所施加的轴向预紧压力能较大程度上集中在过渡圆角半径 r_1 的内壁。图 5 是整体模具和水平剖分挤压模，在径向和轴向预紧压力及挤压载荷作用下，沿内壁的应力强度分布曲线。此两曲线没有太大差别。

图 6 至图 10 分别为径向预紧凹模(实线)以及轴向和径向预紧凹模(虚线)沿内壁的径向应力 σ_r 、轴向应力 σ_z 、切向应力 σ_t 、剪应力 τ_{rz} 和应力强度 $\bar{\sigma}$ 的分布曲线。可以看出，轴向预紧力对轴向应力 σ_z 和应力强度 $\bar{\sigma}$ 有很大的影响，对径向应力 σ_r 、切向应力 σ_t 和剪应力 τ_{rz} 则影响较小。这是因为在挤压时，凹模肩部处载荷的轴向分量增加了，加上应力集中及刚度突变的影响，导致内壁过渡圆角 r_1 处出现拉应力峰值。轴向预紧压力能部分抵消此

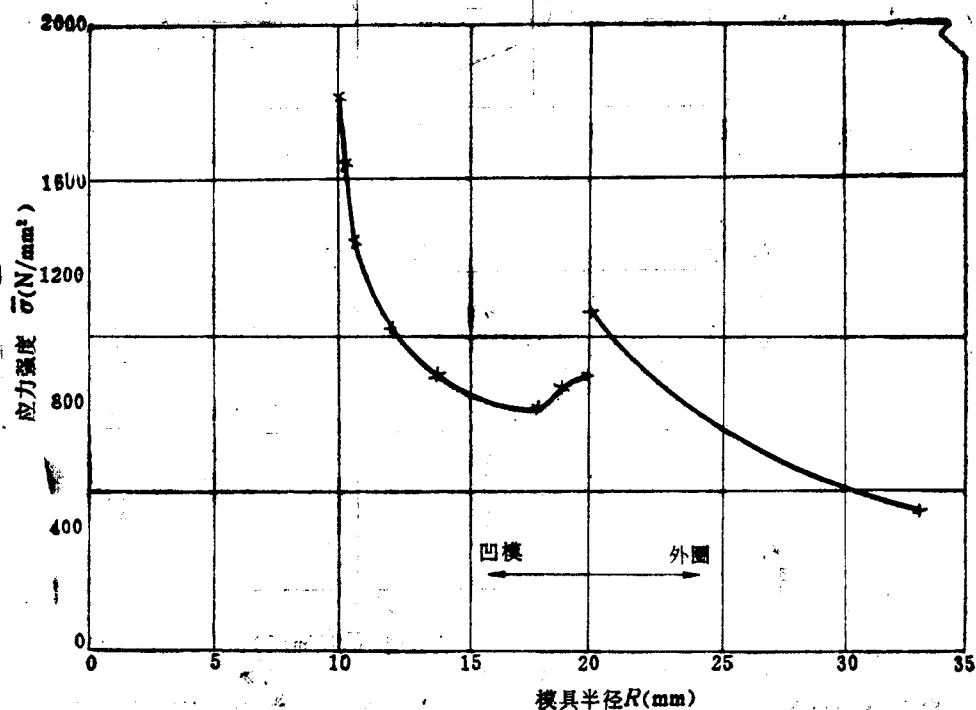


图 4 沿挤压肩部圆角 r_1 高度的模具应力强度横向分布曲线

X	Y
10	1794.3
10.3	1557.1
11	1303
12	1027.1
14	876.91
18	760.16
19	852.32
20	875.17
20	1074.8
33.3	436.3

处的轴向拉应力。但是，轴向预紧力的数值需要按实际条件恰当选取。

图 11 是凹模肩部过渡圆角 r_1 及挤压腔中部应力强度峰值与轴向预紧压力的关系。曲线显示，随着轴向预紧压力的增加，应力强度峰值 $\bar{\sigma}$ 开始下降，当 p_{ax} 超过 800 牛顿/毫米² 后， $\bar{\sigma}$ 又上升了。最佳的轴向预紧压力与模具几何形状及载荷条件有关。对于本文所分析的情况，最佳轴向预紧力为 800 牛顿/毫米²。

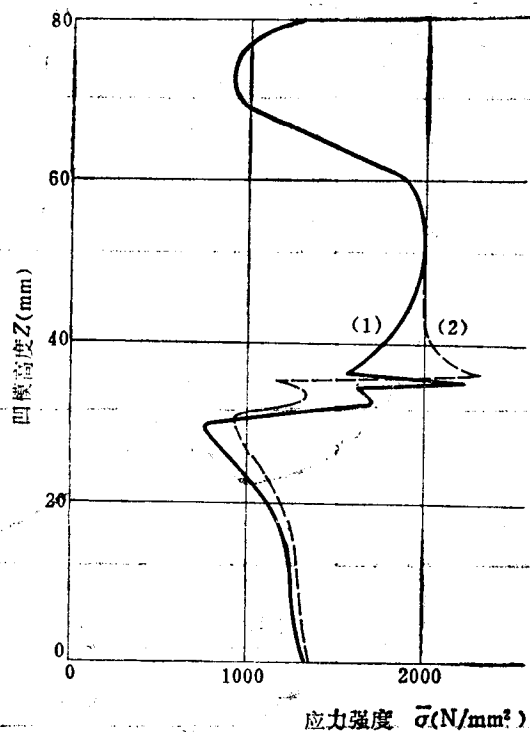


图 5 轴向、径向预紧的整体和水平剖分挤压凹模内壁应力强度曲线

(1) 整体凹模

X	Y
1221.4	80
938.45	75
937.98	70
1943.8	60
1998.6	50
1929.9	45
1773	40
1654.2	37.5
1547.2	36
1828.9	35.4
2224.6	34.997
1631.9	34.5
1739.2	32.257
759.7	29
855.52	26.34
1057.8	22
1218.9	16.34
1251.4	10
1335.6	0

(2) 水平剖分凹模

X	Y
1224.6	80
940.13	75
930.22	70
1930.4	60
1994.6	50
1988.3	40
2134.6	37.5
2262.9	36
2298.6	35.63
1146.1	35.15
1324.9	34.63
1344.8	33
1063.3	31.5
922.3	30
1004.3	26.34
1149.2	22
1274.8	16.34
1283	10
1362.6	0