

模具技术

M O D E L L I N G

4



1986



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

2037/29 16

模 具 技 术

(1986年第4期)

主办：上海模具技术研究所
上海交通大学出版社

编辑：《模具技术》编辑部

上海交通大学出版社出版

(淮海中路1984弄12号)

上海交通大学印刷厂印装

开本 787×1092 毫米 1/16 印张 8 字数 200000

1986年7月第1版 1986年8月第1次印刷

印数：1—3300册

上海市期刊登记证第430号 定价：1.50元

目 录

1986年第4期

专 题 研 究

- 用云纹法分析杯形件冷挤时的变形状态.....林治平、花江、文涛(1)
杯—杯型复合挤压的流动上限解及其力学分析.....王学文、张鸿光(10)
粉末烧结坯冷锻工艺的研究.....李传瑾(19)
美国 APPLICON 4275 GPF CAD/CAM 系统的技术性能.....
.....阮雪榆、曾宪章、龚佐明(26)

工 艺 设 计

- 14'' 框架冲压工艺及模具的改进.....张春水(36)
计算塑料模具收缩率的一种新方法.....福建省电子计算机公司(43)
玻璃模具的设计与制造.....刘世骥(51)
超薄膜片冲裁模.....石俊华(61)
CJ50 型摩托车整体油箱一次成形.....何应明(65)
胀形模具新结构.....孙明芳(70)
小圆弧直角弯管模.....余江林(72)
T10A 钢制冲子破裂浅议.....王贤敏(75)

讲 座

- 工模具的渗硼工艺.....刘建设(79)

生 产 管 理

- 小批量生产中冲压加工的经济性.....卢险峰、王勇(87)
声发射(AE)监测冲压.....[美]B.S.金(91)
金属成形技术研究的新动向.....林朝平编译(108)
正方形柱的全闭式模锻.....[日]丹野显、高桥裕男(111)
数控冲床简介.....杨自强编辑(118)

综 述

- 模具工业中应用的电镀工艺简介.....欧阳建(122)

用云纹法分析杯形件冷挤时的变形状态

江西工业大学

林治平 花江文 涛

提 要

杯形件冷挤工艺, 由于制品质量好、经济效益高, 已开始广泛应用于各产业部门, 是一种很有发展前途的冷锻工艺。虽然目前已用各种理论方法, 包括上限法和有限元法等, 对该工艺作了较为详尽的研究, 但是在实验方法方面, 一般还局限于应用网格法和硬度法等常规手段。本文将密栅云纹法扩大应用于杯形件反挤的变形分析, 以便直观地反映出变形体内部质点的位移分布, 然后通过塑性理论, 由位移场确定应变速度场和接触面切应力分布, 并为进一步分析反挤时坯料内的应力状态提供可靠的实验数据。

一、本文分析时应用的密栅云纹的基本性质

密栅云纹法(简称云纹法)是一种实验解析方法, 即把试样栅贴在试样上并与其一起经受变形, 然后与基准栅重叠, 利用重叠后所形成的云纹的特性, 结合塑性理论来确定该变形瞬间试样的应力应变状态。虽然云纹现象很早就被发现, 但是直到本世纪六十年代末七十年代初才开始应用于研究塑性变形问题。近年来, 清华大学锻压教研室密栅云纹科研组所进行的一系列研究, 为扩大该法的应用作出了贡献。由于文献[1]已对密栅云纹法作了清楚的阐述, 所以下面仅介绍本文所应用到的云纹的基本性质。

1. 在测定变形时, 利用了“获取位移增量场云纹图或位移速度场云纹图的基本方法”。文献[1]指出, 把试样栅粘贴或转贴到变形至 n 阶段的试样的子午面上, 继而给试样以一个小变增量, 使它变形至 $n+1$ 阶段, 然后用基准栅叠合到试样栅上, 则所得的云纹就是位移速度的应度场云纹图。

2. 在判别所得云纹图是否正确时, 利用了“平行云纹图的对称性原理”, 即当变形体和受力分布都是对称时, 正确的平行云纹图也应该是对称的。另外, 由于云纹图形的对称性, 所以分析问题时只须研究其中的一半或四分之一区域, 因而可大大减少计算的工作量。

3. 在计算位移和应变时, 利用了云纹的两个最基本、最重要的性质, 即: (1) 云纹是位移等值线, 云纹上的质点在垂直于基准栅栅线方向上的位移是相等的; (2) 两条云纹上任意两质点在垂直于基准栅栅线方向的位移差, 都等于一个节距。例如, 图1所示是 $\phi 50 \times 10$ 有机玻璃圆盘受径向压缩时所测到的质点沿 y 向位移的云纹图, 即 v 场和 $\dot{v}$ 场云纹图。已知压缩时横向对称轴 r 上的位移为零, 将位于该处的云纹定为零级云纹, 则由零级云纹往上或往下数出的任一 n 级云纹上的质点, 其沿 y 向的位移均为 np (p 为基准栅或试样栅栅线变形前的节距)。这样, 变形体内各点的位移或位移速度分量, 都可由该点处的云纹级数 n 与栅

线节距 p 的乘积求出。当变形前试样栅栅线平行于 r 轴时, 变形后所得的是 $\dot{v}$ 场云纹图, 由它可测 y 向位移。当变形前试样栅栅线平行于 y 轴时, 变形后所得的是 $\dot{u}$ 场云纹图, 由它可测 r 向位移。

4. 在判别应变性质时, 利用了“云纹随基准栅转动而定向转动的性质”, 即将基准栅叠

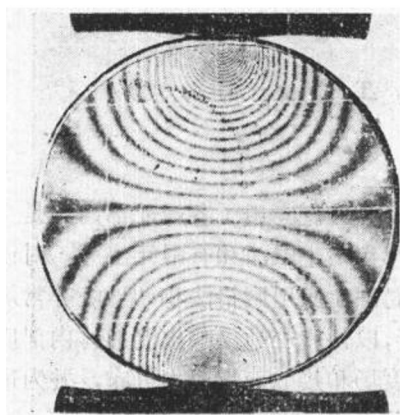


图 1 有机玻璃圆盘受径向压缩时的 $\dot{v}$ 场云纹图

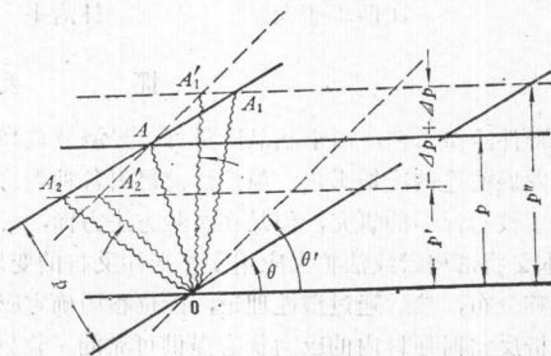
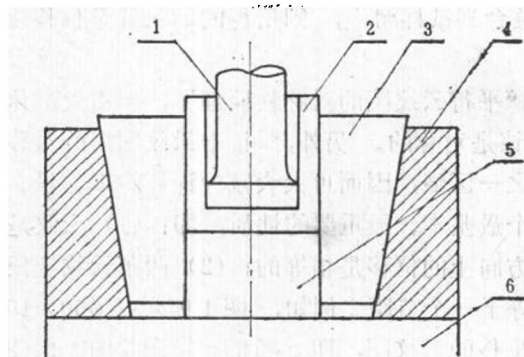


图 2 由转角云纹法判别应变的正负号

合在变形前节距相同的试样栅上作顺时针或逆时针旋转时, 则云纹若沿同一方向旋转, 即为拉变形, 若沿相反方向旋转, 即为压变形。设如图 2 所示, 变形前试样栅节距与基准栅节距相同, 则有: (1) 当 $\epsilon=0$ 时, 将基准栅由 θ 转至 θ' , 云纹 OA 的方向不变; (2) 当 $\epsilon>0$ 时, 云纹由基准栅转动前的 OA_1 沿着基准栅转动方向移到 OA_1' ; (3) 当 $\epsilon<0$ 时, 云纹转动方向与基准栅转动方向相反, 由 OA_2 移到 OA_2' 。

二、杯形件冷挤时的云纹图

杯形件冷挤实验是用图 3 所示的可分式凹模在 60 吨液压万能材料试验机上进行的, 下压速度为 2mm/min。



1-冲头; 2-剖分试样; 3-剖分式凹模;
4-凹模套; 5-垫板; 6-下冲头(顶杆)

图 3 反挤实验用模具简图

实验时, 首先将尺寸分别为 $\phi 30 \times 15$ 、 $\phi 30 \times 18$ 的工业纯铅和纯铝圆柱试样置于模具内挤压到要求的 n 阶段, 然后取出, 用线切割法沿子午面剖开, 在两个剖分面上分别贴上栅线与 r 轴和 z 轴垂直的单线栅。为了获得清晰的云纹图象, 本文选用清华大学研制的 12 线/mm 反光型 (F-FG 型) 栅板。

粘贴栅片后的试样应仔细修整边界, 并检查是否有初始虚应变云纹, 如果出现, 须拍摄下来, 在最后计算时扣除。然后, 把试样合拢, 放到凹模内压至 $n+1$ 阶段, 压下量最好控制在杯形件底厚的 4~5%。由于挤压后的试样

是取出拍摄云纹的, 所以重新装模时试样所受的弹性变形可以不考虑。

拍摄云纹图象时须注意以下要点: (1) 基准栅准确地盖在试样栅上 (试样栅上刻有一条没有变形的基准线), 以保证所得的云纹图象清晰、正确; (2) 光线入射方向与栅线平行, 如图4所示; (3) 相机镜头与试样子午面和成象平面平行, 光轴与试样轴心线重合; (4) 选用最佳的曝光时间和显影规范, 保证在均匀应变场条件下所得的位移-光强扫描曲线为规则的正弦曲线。

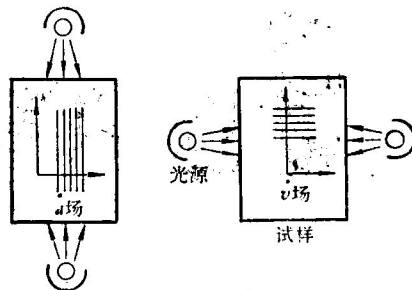


图4 拍摄云纹时光源的位置

按上述方法拍摄反挤压云纹图象时所用的试样及反挤条件列于表1。图5所示为铝试样反挤过程中三个变形阶段的云纹图。图6所示为在凹模不固定条件下反挤铝试样时最后两个变形阶段的云纹图。图7所示为铝试样反挤开始和终了两个变形瞬间的云纹图。其中, 图5(a)的总变形量为14.4%, 增量变形为2.64%, 图5(b)的总变形量为23.9%, 增量变形为2.14%, 图5(c)的总变形量为73.3%, 增量变形为12.25%, 图6(a)的总变形量

表1 反挤压云纹实验用的试样及实验条件
(挤压时 $R=1.2$, 断面缩减率 $\epsilon_r=44.4\%$)

挤压方案	试样尺寸	材料	底 厚 (mm)		底部压缩率 ϵ_0	变形力 (tf)	备注
			变形至 n 阶段	变形至 $n+1$ 阶段			
1	$\phi 30 \times 18.1$	工业纯铝	15.92	15.50	0.0264	9.3	凹模固定
2	$\phi 30 \times 18$	工业纯铝	14.00	13.70	0.0214	9.4	凹模固定
3	$\phi 30 \times 18$	工业纯铝	5.47	4.80	0.1225	11.8	凹模固定
4	$\phi 30 \times 18.2$	工业纯铝	6.75	6.05	0.1037	10.4	凹模浮动
5	$\phi 30 \times 17.86$	工业纯铝	5.49	5.06	0.0783	10.5	凹模浮动
6	$\phi 30 \times 15$	工业纯铝	15.00	13.96	0.0693	1.3	凹模固定
7	$\phi 30 \times 15$	工业纯铝	6.00	5.50	0.0833	1.2	凹模固定

注: 在60吨液压万能材料试验机上以2 mm/min速度挤压

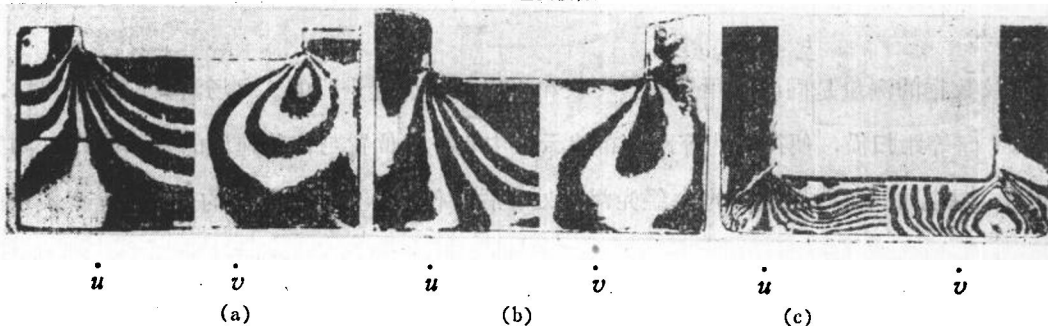


图5 工业纯铝反挤时三个变形阶段的云纹图(表1, 方案1~3)

为 66.8%，增量变形为 10.4%；图 6(b) 的总变形量为 71.7%，增量变形为 7.8%；图 7(a) 的总变形量为 6.9%，图 7(b) 的总变形量为 63.3%，增量变形为 8.3%。

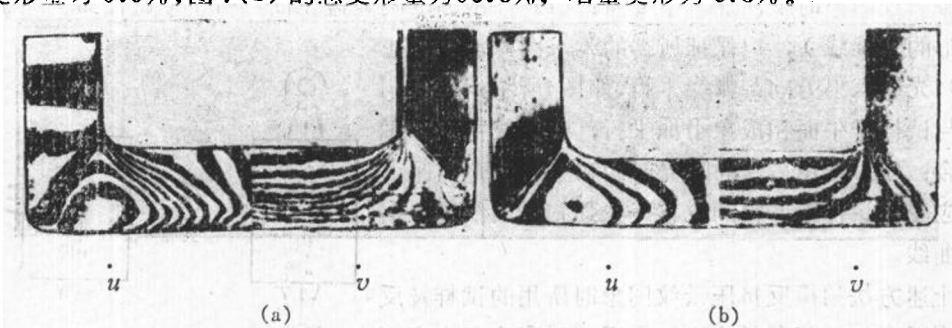


图 6 工业纯铝在浮动凹模下反挤时的云纹图(表1, 方案4~5)

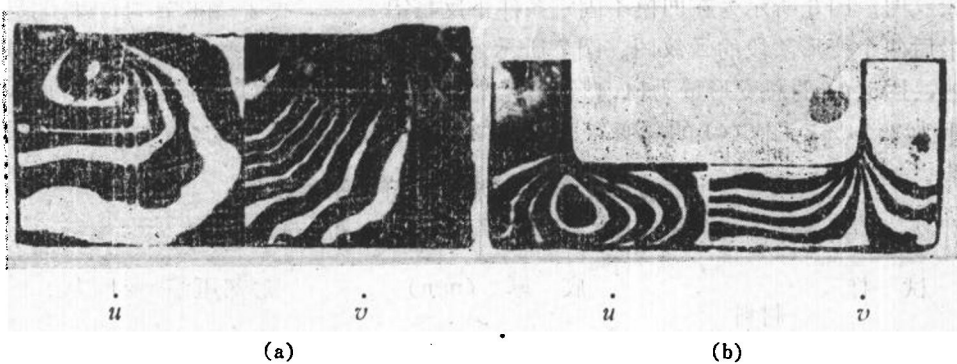


图 7 工业纯铝反挤开始阶段和终了阶段的云纹图(表1, 方案6~7)

三、由云纹图分析反挤时坯料的变形状态

1. 位移速度场分析

图5~7中所示的云纹图，就是反挤过程中各变形阶段的位移速度等值线图。由图可见：
(1) 冲头端面角部是位移速度的“奇异点”，即不同流动速度的汇合点；(2) 塑性变形区随冲头的下行而向底部扩大，当底厚很小时(如图 5 中的第三变形阶段)，云纹条纹挤向上部的刚性区，整个底部都是塑性变形区；(3) 由云纹图所反映的塑变区形状，与 Avitzur 等在文献[4]、[5]中所采用的很相似，即反挤开始时为球面形，反挤终了时为截锥形；(4) 凹模浮动反挤时的云纹图外形与凹模固定反挤时的相似，只是靠近凹模壁处云纹条纹的取向略有不同。

云纹数据的测量是同时利用光学投影仪和光电扫描装置进行的。 u 场沿 z 向等距扫描， v 场沿 r 向等距扫描，便得到非等距分布的云纹中心坐标位置与位移速度的关系曲线。如图 8 所示，图中曲线是线性拟合的，经光滑化处理后，便可作出图 9 所示的 $v-r$ 和 $u-z$ 关系曲线。

由图 8、图 9 可见：轴向位移速度 v 在 $r=9\sim 10$ 处发生方向的实变(见图 9(a))，由冲头下的向下流动变为冲头凹模间的向上流动，分流面是位于 $r=9\sim 10$ 之间的半截锥面；

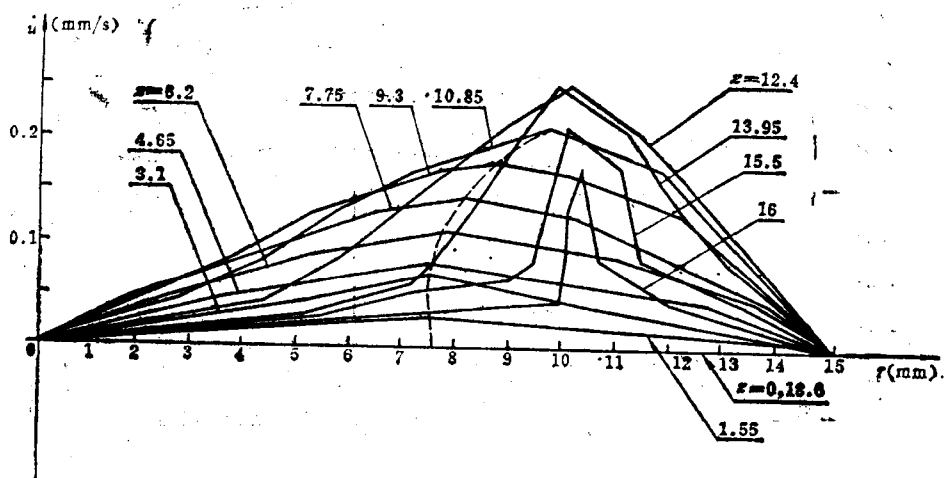
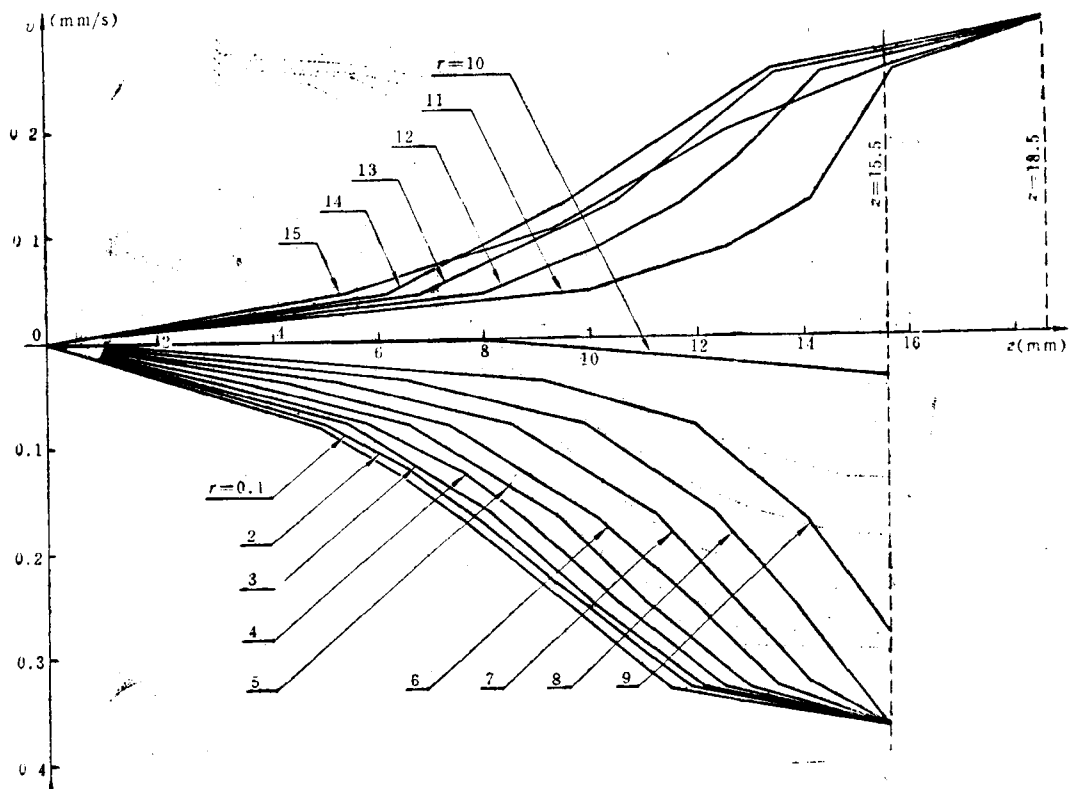
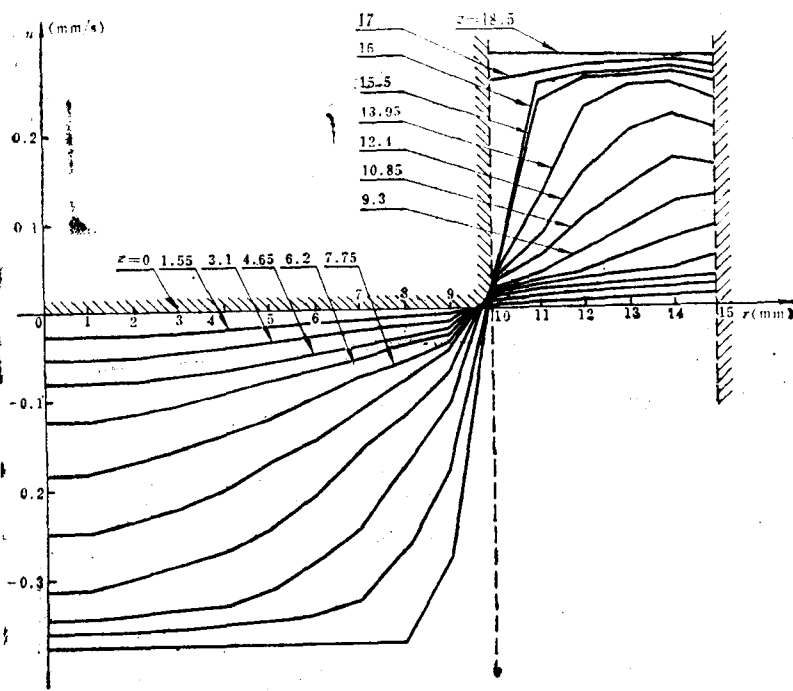
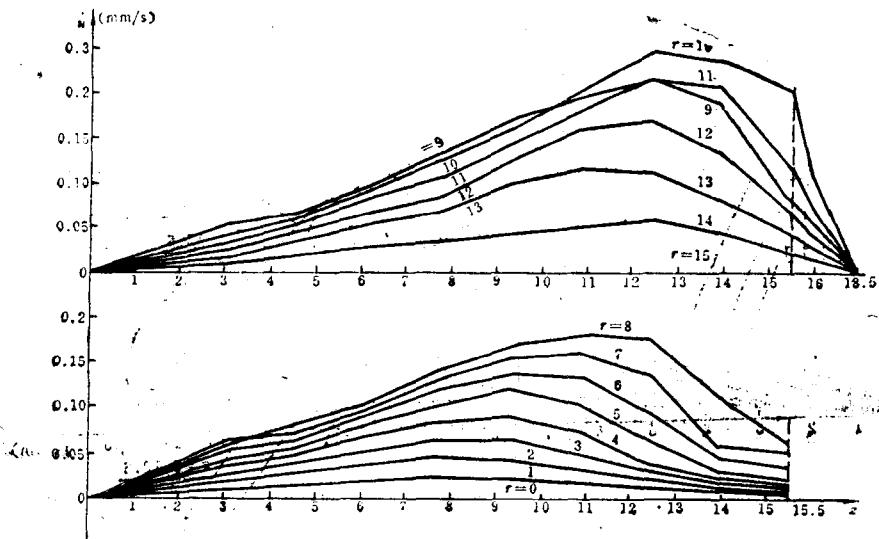


图 8 由表 1 方案 1 云纹图作出的 $u-z$ 和 $u-r$ 曲线



(a)



(b)

图_9 由图8作出的 $\dot{u}-r$ 和 $\dot{u}-z$ 曲线

径向速度 $\dot{u}$ 的最大值由凹模底面($z=0$)中心向上、向外移动, 在接触面附近 $r=9\sim 10$ 处流出冲头底面后逐渐下降。

2. 应变速度场分析

应变速度由以下塑性理论公式计算

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{\partial \dot{v}}{\partial z}; \quad \dot{\epsilon}_r = -\frac{\partial \dot{u}}{\partial r}; \quad \dot{\epsilon}_\theta = \frac{\dot{u}}{r}; \quad \dot{\gamma}_{zr} = \frac{\partial \dot{v}}{\partial r} + \frac{\partial \dot{u}}{\partial z}$$

为了处理位移速度场数据,按文献[1]设计了三种计算机程序:(1)样条拟合曲线,样条求导;(2)最小二乘法拟合曲线,样条求导;(3)分段线性拟合曲线,光滑化处理后求导。计算表明,第三种程序最简便,所得结果也较满意,但在输入数据点不够密而计算点过密的情况下,在曲线线性部分会发生较大误差。图10中的图(a)、(b)、(c)是由位移速度曲线光滑化处理后求导得到的I-I和II-II截面的相对应变速度 $\dot{\epsilon}_z/\dot{\epsilon}_0$ 、 $\dot{\epsilon}_r/\dot{\epsilon}_0$ 、 $\dot{\epsilon}_\theta/\dot{\epsilon}_0$ 沿径向的分布($\dot{\epsilon}_0$ 为冲头下金属的平均应变速度)及相对剪应变 $\dot{\gamma}_{zr}/\dot{\epsilon}_0$ 和剪应力 τ_{zr}/σ_s (σ_s 为材料的流动应力)沿冲头接触面和凹模壁分布。表2列出了一组凸模接触面和凹模壁处的应变和剪应力数据。

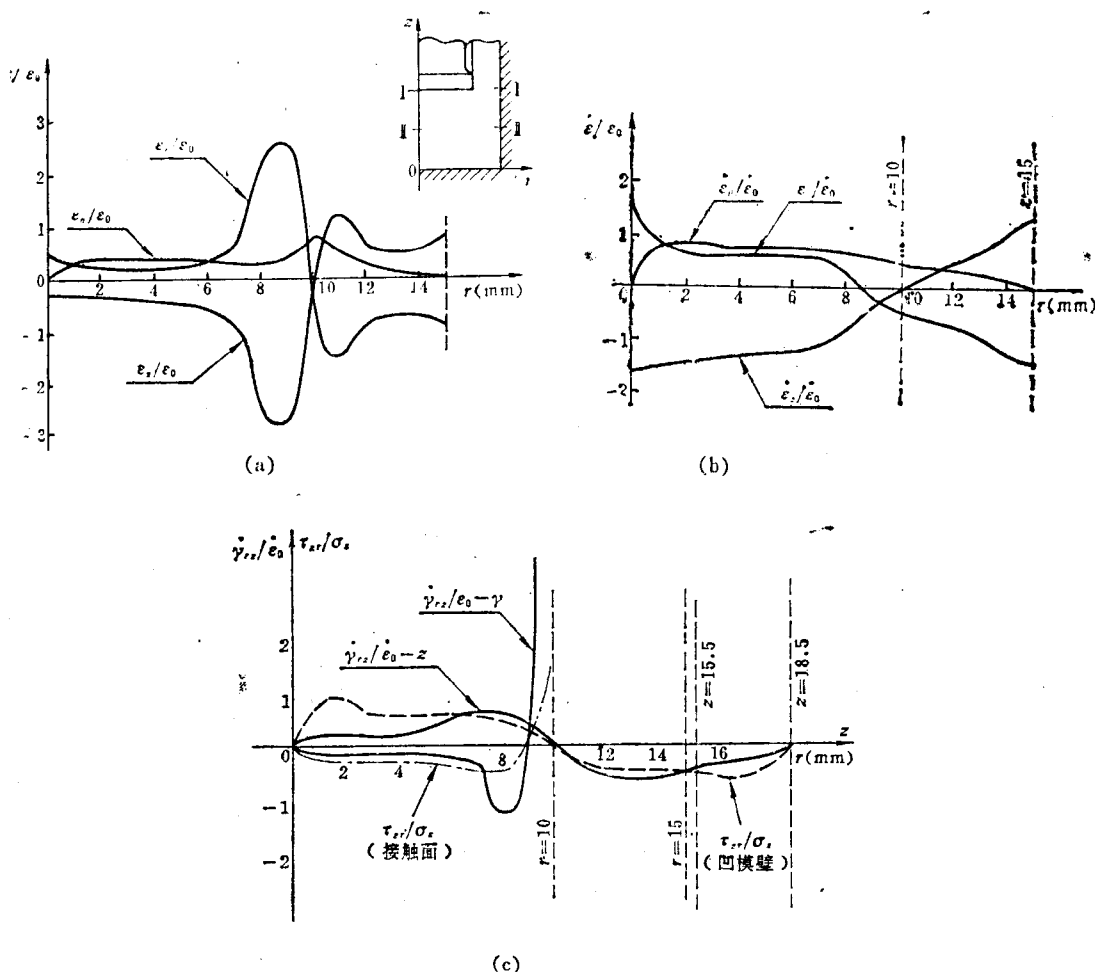


图10 由位移速度曲线作出的应变速度和接触面切应力分布

由图10及表2可知:(1)等效应变 $\bar{\epsilon}$ 沿凸模接触面的分布由中心向外增大,在凸模圆角处具有最大值;(2)接触切应力 τ_{zr}/σ_s 在中心轴等于零,然后负向增大,在 $r=9$ 处(接近凸模圆角处)出现正值并剧增至凸模边;(3)接触切应力 τ_{zr}/σ_s 沿凹模壁的分布是下段取正

表 2

凸模接触面和凹模壁处的应变和剪应力

z (mm)	r (mm)	$\dot{\varepsilon}_z$	$\dot{\varepsilon}_r$	$\dot{\varepsilon}_\theta$	$\dot{\gamma}_{zr}$	$\dot{\varepsilon}$	τ_{zr}/σ_s
0	15	0	0	0	0	0	0
1.55	15	0.0038	-0.0038	0	0.0045	0.0068	0.441
3.1	15	0.0075	-0.0075	0	0.0045	0.0101	0.297
4.65	15	0.0075	-0.0075	0	0.0045	0.0101	0.297
6.2	15	0.0263	-0.0263	0	0.015	0.0349	0.286
7.75	15	0.034	-0.034	0	0.015	0.0429	0.233
9.3	15	0.035	-0.035	0	0.009	0.0417	0.144
10.85	15	0.05	-0.05	0	-0.009	0.0587	-0.1023
12.4	15	0.045	-0.045	0	-0.0175	0.0558	-0.21
13.95	15	0.040	-0.040	0	-0.017	0.0502	-0.226
15.5	15	0.0233	-0.0233	0	-0.0125	0.0305	-0.273
17.05	15	0.014	-0.014	0	-0.01	0.0199	-0.336
18.6	15	0.014	-0.014	0	0	0.0162	0
15.5	0	-0.0102	0.0102	0	0	0	0
15.5	1	-0.0102	0.0045	0.006	-0.0016	0.0105	-0.102
15.5	2	-0.0111	0.0048	0.006	-0.0016	0.0112	-0.095
15.5	3	-0.012	0.0055	0.006	-0.0032	0.0124	-0.174
15.5	4	-0.0136	0.0065	0.007	-0.0030	0.0141	-0.156
15.5	5	-0.0156	0.0078	0.0078	-0.0030	0.0161	-0.137
15.5	6	-0.020	0.0012	0.008	-0.0064	0.0184	-0.232
15.5	7	-0.020	0.0013	0.008	-0.0065	0.0185	-0.235
15.5	8	-0.0692	0.057	0.008	-0.0323	0.0824	-0.261
15.5	9	-0.0735	0.067	0.0064	0.008	0.0819	0.065
15.5	10	-0.0054	-0.015	0.0204	0.22	0.255	0.575

值,阻止金属流入凹模角,上段取负值,阻止金属流出凹、凸模间隙;(4)若近似取 $\tau=\mu\sigma_z$,则 τ_z 与 σ_z 的比值即代表摩擦系数 μ ,该值与实际条件很接近;(5)在凸模圆角处发生很大剪应变和径向拉应变,是该处容易引起破裂的原因,所以反挤时平底凸模应有圆角或采用锥形凸模。

四、结 论

1) 由本文所述实验方法可得比较精确的反挤云纹图,该图能直观地显示出塑性变形区的外貌。实验表明,Avitzur等人所假设的动可容速度间断线^[4,5]与实际很接近。

2) 用密栅云纹法可获得反挤中真实的全场位移速度场,但必须精心掌握实验过程的各个环节,否则云纹图及由其换算的位移速度场将会失真。根据笔者的经验,反挤云纹图失真的原因主要有以下几点:(1)线切割剖分试样时钼丝太粗或切割偏心;(2)反挤时凸、凹模不对中或变形量太大;(3)栅片粘贴不牢或破裂;(4)基准栅没有准确叠合在试样栅上;(5)拍摄云纹图象时镜面与试样不平行;(6)显影剂配方不合理,显影时间掌握不当。

3) 由于反挤时变形不均匀,金属在凸模圆角下部流向剧变,位移速度曲线不是简单的二次曲线,所以由该曲线求应变的数学处理很复杂、很困难。较可靠的办法是,先人工描出位移曲线,然后分段拟合和光滑化处理。也可利用转角云纹获得较密的云纹线以提高数据的精确程度。根据笔者经验,若数据处理不当,误差很大。在比较精细加工情况下,满足不可压缩条件和边界条件的误差可以控制在10%左右。

4) 由云纹法求出凹、凸模接触面剪应力分布后,即可计算出真实的接触面摩擦切应力和摩擦系数分布。图10(c)表明,反挤时接触摩擦的分布是不均匀的。

5) 本文利用云纹法所得的杯形件冷挤时的流动模式、变形区外形和位移速度场是真实的,可用以校核理论解的准确程度。所得的应变速度场,可用于分析反挤坯料的应力状态(见本研究报告的第二部分,待发表)。

参 考 文 献

- [1] 曹起骧等编,《密栅云纹法原理及应用》,清华大学出版社,1983。
- [2] Е.П.Унков, У.Джонсон, «Теория пластических Эформаций Металлов», 1983.
- [3] 曹起骧等,光电扫描云纹法测量接触应力和摩擦,清华大学科学报告,1984.7。
- [4] B.Avitzur, E.D.Bishop, W.C.Hahn, J.R., Impact Extrusion—Upper Bound Analysis of the Eearly Stage, Journal of Engineering for Industry, 1972/1079.
- [5] W.C.Hahn, J.R., B.Avitzur, E.D.Bishop, Impact Extrusion—Upper Bound Analysis of the End of the stroke, Journal of Engineering for Industry, 1973/849.

杯—杯型复合挤压的流动上限解及其力学分析

上海交通大学 王学文 张鸿光

一、前言

本文作者在参考文献[1]中提出了几种适合于杯—杯型复合挤压的运动学许可速度场,实验结果证明,这种多项式表达的速度场在估计挤压力方面是比较精确的。在本文中,拟利用这些速度场对复合挤压的力学特性、流动等进行分析,并将复合挤压力与纯正挤或纯反挤的挤压力进行比较。

用上限法对金属复合挤压的流动进行分析,文献报导甚少。本文的分析将证明,只要速度场选择适当,它不仅能用来预测挤压力,而且还可用来预测流动。

本文还拟讨论各种因素对复合挤压变形及变形力的影响,并对挤压末尾阶段的一些特征加以分析。

二、末尾阶段的挤压力

末尾阶段的运动学许可速度场可由下式给出

$$\begin{cases} \dot{U}_\varphi = 0 \\ \dot{U}_R = -\frac{1}{2T} R \dot{U} \\ \dot{U}_\varphi = \frac{y}{T} \dot{U} \end{cases} \quad \begin{cases} \dot{U}_R = \frac{-R_1^2 + \frac{D}{T} R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \dot{U} \\ \dot{U}_R = \frac{\frac{D}{T} R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \dot{U} \end{cases} \quad (1)$$

其相应的变形模式见图1。

由运动学许可速度场可求出变形功上限解,其表达式如下。

$$J^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \int_V \frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dv + \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \int_{sr} |\Delta \gamma| ds + \frac{m \sigma_0}{\sqrt{3}} \int_{sr} |\Delta \gamma| ds \quad (2)$$

其中, $\dot{\epsilon}_{ij}$ 可由几何方程获得, $|\Delta \gamma|$ 为速度不连续值。

根据式(1)、(2),可得凸模相对单位压力上限解表达式

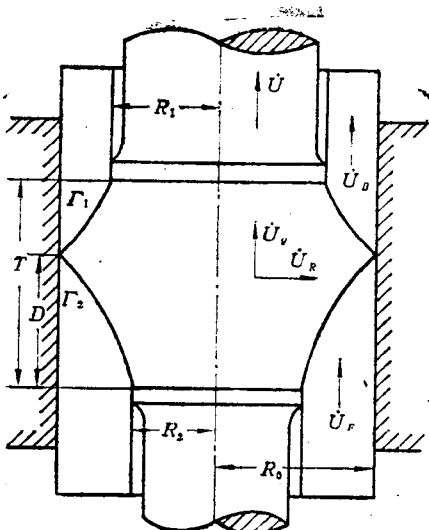


图 1 复合挤末尾阶段变形模式

$$\begin{aligned}
 \frac{P_{R,ave}}{\sigma_0} = & \frac{2R_0^2}{TR_1^2} \left[\frac{R_1^2(T-D)\ln\left(\frac{R_0}{R_1}\right)}{R_0^2-R_1^2} + \frac{DR_2^2}{R_0^2-R_2^2} \ln\left(\frac{R_0}{R_2}\right) \right] \\
 & + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{R_1^2}{R_1^2} \left[\frac{2R_0^3-R_2^3-R_1^3}{6T} + \frac{2D^2(R_0^3-R_2^3)R_0R_2}{3T(R_0^2-R_2^2)^2} \right. \\
 & \left. + \frac{2(T-D)^2R_0R_1(R_0^3-R_1^3)}{3T(R_0^2-R_1^2)^2} \right] + \frac{m}{3\sqrt{3}} \frac{R_1^2}{R_1^2} T (R_1^3+R_2^3) \\
 & + \frac{2R_0^3D^2m}{(R_0^2-R_2^2)\sqrt{3}TR_1^2} + \frac{2R_0m}{\sqrt{3}R_1^2} (T-D) \left| \frac{-R_1^2+R_0^2\frac{D}{T}}{R_0^2-R_1^2} \right| \quad (3)
 \end{aligned}$$

图 2 是由 (3) 式得出的复合挤压末尾阶段凸模相对单位压力曲线。横坐标为相对厚度, m 为不变摩擦因子参数。

从图 2 可以得到以下结论:

1. 挤压力开始时随压下量的增加而逐步减小, 到一定程度, 挤压力降至最低点, 然后随压下量的增加而迅速上升。
2. 不变摩擦因子 m 对挤压力的影响较大, m 值每增加 0.1, 挤压力相应增加约 5%。此外, 随着 m 值的增加, 挤压力出现最低值时的相对厚度也下降。当然, 在最后阶段, 其上升速度也更快。

此外, 经对不同变形程度的挤压力作了比较后, 得出了以下几点结论:

1. 复合挤压力随坯料相对厚度的增加而下降的趋势比纯反挤时压力的下降要平缓。
2. 复合挤压时, 最小挤压力出现时的坯料相对厚度约等于上、下凸模与凹模之间的相对间隙之和。例如, $R_1/R_0=0.75$ 、 $R_2/R_0=0.95$ 时, 最低压力时的坯料相对厚度为 $0.25+0.05=0.30$ 。

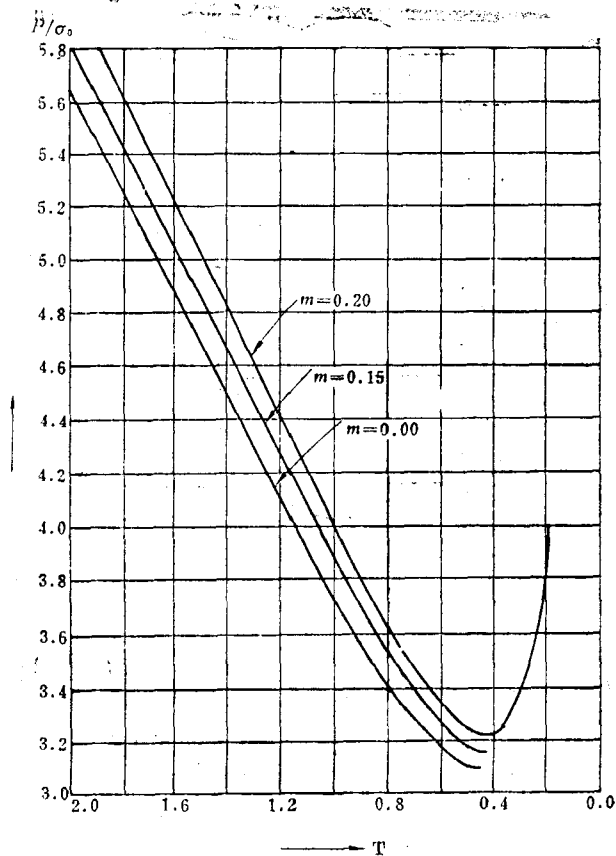


图 2 挤压末尾阶段凸模相对单位压力曲线
 $R_1/R_0=0.75$ $R_2/R_0=0.85$

三、复合挤压的力学特征及摩擦的影响

图 3 和图 4 分别为杯型反挤和杯—杯型复合挤压的力学特征曲线，从中可以得出以下几点结论：

1. 在纯反挤时，摩擦功对凸模相对单位压力的影响随着变形程度的增大而增大。
2. 在纯反挤时，变形内功对凸模相对单位压力的影响与剪切功几乎相同。
3. 对复合挤，当 $m=0.2$ 、 $R_1/R_0=0.95$ ，即不变摩擦因子 m 和反挤部分的变形程度较大时，摩擦功对凸模相对单位压力的影响较大，甚至可能超过内功和剪切功的影响。
4. 在上述条件下，变形、剪切、摩擦对凸模相对单位压力的影响都比较大。

由上述几点结论可知，杯型纯反挤和杯—杯型复合挤与杯—杆型复合挤压的力学特征有明显的区别^[2]。

图 5 所示是变形程度和不变摩擦因子对塑性变形区大小的影响。横坐标为表示变形程度的 R_1/R_0 ，纵坐标为坯料塑性变形区的相对高度。

由图 5 可知，当不变摩擦因子为定值时，变形区随变形程度的增加而减小。在变形程度为定值时，变形区随不变摩擦因子 m 的增加而减小。

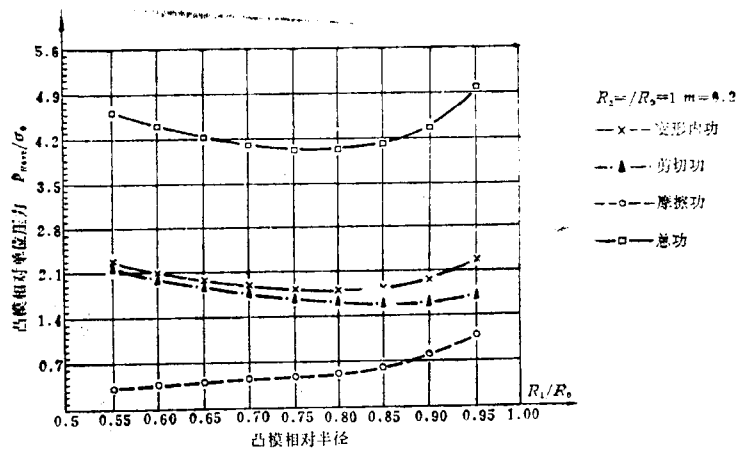


图 3 杯型反挤的力学特征曲线

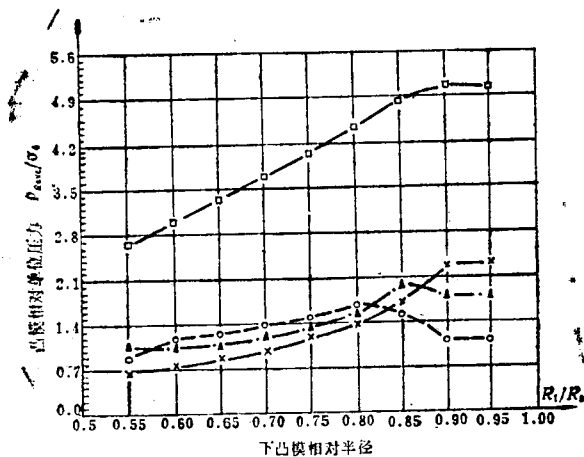


图 4 杯-杯型复合挤的力学特征曲线
 $R_1/R_0=0.95$ $m=0.2$ 其它符号同图3

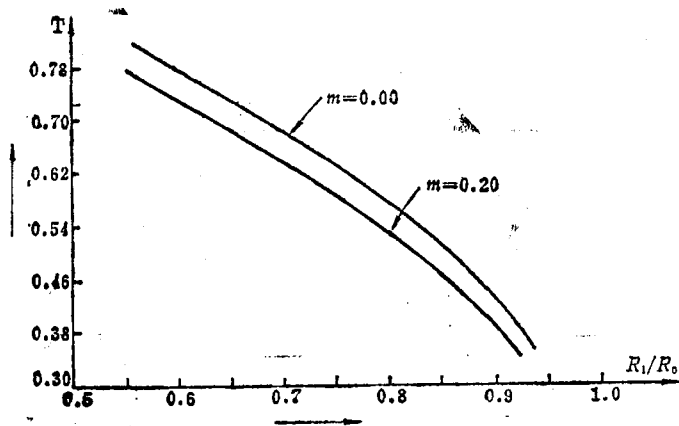


图 5 摩擦对变形区大小的影响

四、复合挤压力与纯正挤或纯反挤压力的比较

表1和表2所列为不同变形程度时的复合挤压和纯反挤或纯正挤挤压力的实验结果。

无论从理论分析还是实验都可以得出以下几点结论：

1. 复合挤压力总是小于或等于相应的纯正挤压力和纯反挤压力中的下限。

表1 各种 $\varepsilon_{反}/\varepsilon_{正}$ 时的挤压力 (单位: tf)

$\varepsilon_{反}$	0.35	0.45	0.55	0.65	0.75	0.85
$\varepsilon_{正}$						
0.30	8.93	9.45	9.62	9.53	9.79	9.62
0.40	9.10	11.34	12.02	12.71	12.88	12.20
0.50	9.62	12.37	12.20	14.94	15.12	14.51
0.60	9.62	11.68	13.91	16.83	17.35	18.38
0.70	9.02	11.85	13.57	17.51	18.89	22.33
0.80	8.93	11.68	14.94	17.17	21.81	24.22

表2

纯反挤 变形程度	纯反挤 最大挤压力	纯正挤 变形程度	纯正挤 最大挤压力
0.35	9.27	0.30	11.59
0.45	11.85	0.40	13.48
0.55	14.60	0.50	15.12
0.65	18.12	0.60	20.10
0.75	22.67	0.70	23.02
0.85	25.42	0.80	24.56

2. 在正挤变形程度和反挤变形程度相同时, 由于摩擦力的存在, 纯正挤时的挤压力要大于纯反挤时的挤压力, 只有当摩擦力不存时两者才相等。本试验的结论是, 变形程度相同时, 正挤压力比反挤压力约大20%左右。

表3所列为复合挤压力与相应的纯正挤或纯反挤挤压力的相对误差。

从此表可知, 复合挤压力与相应的纯反挤挤压力或纯正挤压力的下限相差不大, 差值绝大部分小于5%, 只有少数超过10%, 最大不超过20%。由此可见, 如果用纯反挤或纯正挤的挤压力来预测复合挤压的挤压力, 从工程的角度来说是可行的, 而且是比较安全的。这一结论不仅适用于杯-杯型复合挤压, 而且适用于其它复合挤压。