

复合挤压时的杆部表面裂纹分析*

李森泉 吴诗博 唐才荣

(西北工业大学锻压教研室, 1989年5月4日收到)

摘 要

本文依据实验结果拟定了轴对称杯杆型复合挤压出现杆部表面裂纹时的金属流动速度场, 以此为基础, 并借助于上限原理和最小能量原理, 获得了此类复合挤压时杆部表面裂纹形成的必要条件。同时, 研究了此类复合挤压杆部变形开裂区与正挤、反挤部分变形程度(ϵ_f , ϵ_b)组合、坯料相对余厚(T/R_0)、摩擦因数 m 值以及模具工作带相对长度(l_f/R_0 , l_b/R_0)的关系。从而可以估测低塑性材料在进行此类复合挤压时杆部是否形成表面裂纹。LY12 和 LC4 材料的试验结果与本文的分析结果具有很好的一致性。

符 号 说 明

J^* :	变形体消耗的虚功率;	\dot{W}_i :	变形体内部消耗的塑性变形功率;
\dot{W}_s :	速度不连续面上的剪切功率;	\dot{W}_f :	速度不连续面上的摩擦功率;
$\dot{\epsilon}_{ij}$:	应变速率张量;	$ \Delta V $:	速度不连续值;
\dot{U}_i :	i 方向的速度分量;	Γ_i :	速度不连续面;
V :	变形区的体积;	S_d :	速度不连续剪切面;
S_f :	速度不连续摩擦面;	p_{ave}/σ_0 :	挤压凸模平均相对单位压力;
σ_0 :	理想材料的屈服应力;	$\bar{\sigma}_s$:	材料的平均流动应力;
ψ_f :	单向拉伸颈缩时的断面缩减率;	σ_b :	单向拉伸时材料的强度极限;
ψ :	材料的瞬时断面缩减率;	ϵ_0 :	假想缺陷的径向尺寸;
R_0 :	凹模型腔(或坯料)半径;	R_f :	正挤部分出口半径;
R_b :	挤压凸模工作半径;	T_f :	正挤部分变形区高度;
T_0 :	坯料原始高度;	T :	坯料瞬时厚度;
$V_b(V_f)$:	反挤(正挤)部分流出速度;	H_0 :	凹模型腔高度;
\dot{U}_0 :	挤压凸模下移速度;	$l_b(l_f)$:	凸(凹)模工作带长度;
m :	摩擦因数, $0 \leq m \leq 1$;	$\epsilon_b(\epsilon_f)$:	反挤(正挤)部分变形程度;
R_n :	分流层半径。		

* 钱伟长推荐。
国家自然科学基金资助项目。

一、引 言

杯杆型复合挤压在机械制造业中得到了日益广泛的应用^[1]。而此类复合挤压在其变形过程中易在杆部形成表面宏观裂纹缺陷^[2,3]，特别是在挤压低塑性材料时更易出现。

根据断裂力学关于裂纹扩展的观点^[4]，制件的宏观缺陷比微观组织缺陷具有更大的破坏性。因而，制件的宏观缺陷会更加严重地影响生产的经济效益和制件的使用寿命。对于制件的宏观缺陷，生产工作者一般是根据经验来估计、分析，从而达到防止和解决的目的。因此，这样将不可避免地造成人力、物力和财力的浪费，并且加大了试制和生产周期。近年来，许多理论工作者结合生产实际不仅使得运用上限原理分析塑性变形时的宏观缺陷的工作迅速广泛地开展^[5]，而且取得了令人满意的结果。

本文根据实验结果^[6,7]拟定金属流动的速度场，并在此基础上，研究了轴对称杯杆型复合挤压变形过程中所形成的杆部表面裂纹，获得了此类复合挤压时变形工艺参数对杆部表面裂纹形成的影响。从而可以以此估测低塑性材料在进行杯杆型复合挤压时是否出现杆部表面裂纹。

二、分析宏观缺陷的理论基础

用上限原理分析塑性变形时缺陷问题的关键仍是拟定运动学容许的速度场。与一般问题相比，分析缺陷问题所采用的速度场的重大差别在于在速度不连续面上容许法向速度不连续^[5,7]。正是由于此法向速度不连续引起变形材料之间或材料与工具的分离而形成制件宏观缺陷。

设在变形体内已形成一尺度为 ε_0 的宏观缺陷，根据所建立的运动学容许速度场，可以计算出变形所消耗的总功率。此功率可表示为

$$J^* = f(X, \varepsilon_0)$$

式中， X 是除 ε_0 外的各参数（即 x_1, x_2, \dots, x_i ）。设 X 保持不变，考虑 ε_0 与 J^* 的关系，可以分为下列三种情况（如图1所示）：

1. 随着 ε_0 的增大， J^* 亦增大。此时，缺陷的形成和继续长大都将使变形所消耗的功率增加，需要输入更大的外载荷，因而缺陷不可能发生或长大。

2. J^* 不随 ε_0 发生改变。此情况是一种临界情形，宏观缺陷既可能产生、也可能长大。但是，由于产生缺陷并不能使得 J^* 亦减小，也就使宏观缺陷的产生和长大缺乏驱动力。

3. 当 $\varepsilon_0 \leq \varepsilon_{opt}$ 时，随着 ε_0 的增大， J^* 减小。当 $\varepsilon_0 \leq \varepsilon_{opt}$ 时，是宏观缺陷的失稳状态。从理论上讲，此时，缺陷有能力自发地产生和长大。

根据以上分析，可得宏观缺陷形成的必要条件是

$$\frac{\partial J^*}{\partial \varepsilon_0} \Big|_{\varepsilon_0 \rightarrow 0} \leq 0 \quad (2.1)$$

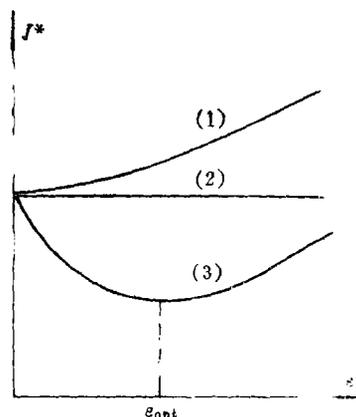


图1 $J^* \sim \varepsilon_0$ 曲线

可把 ϵ_0 亦看作一准独立参数，它与其它准独立参数一道，确定出相应变形过程功率消耗的大小。

三、复合挤压时杆部表面裂纹的上限法分析

3.1 出现杆部表面裂纹时的速度场

假设在变形过程中，已形成一尺度为 ϵ_0 的杆部表面裂纹，根据实验结果^[6,7]拟定金属流动的速度场（如图 2 所示）。图中，区域 II、III 和区域 VI、VII 为塑性变形区，区域 I、IV、V、VIII 为刚性区。 R_n 为分层半径，且 R_n 以外的金属变形后形成制件的反挤部分， R_n 以内的金属变形后形成制件的正挤部分。由图 2 可见，

$$0 \leq \epsilon_0 \leq R_f \quad (3.1)$$

采用圆柱坐标系 (R, θ, Y) ，由体积不变条件可得反挤部分的流出速度 $V_b = -(R_b^2 - R_n^2) \cdot \dot{U}_0 / (R_0^2 - R_b^2)$ ，正挤部分的流出速度 $V_f = -R_n^2 \dot{U}_0 / (R_f - \epsilon_0)^2$ 。由于轴对称关系，对整个变形体，均有：

$$\dot{U}_\theta = 0 \quad (3.2)$$

因而，各区速度场的其余速度分量为

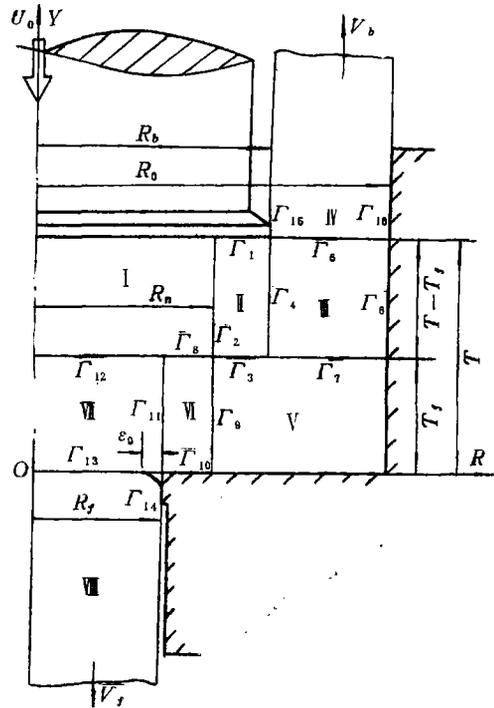


图 2 出现表面裂纹时的速度场

$$\begin{aligned}
 \text{I 区: } & \dot{U}_R = 0, \dot{U}_Y = \dot{U}_0 \\
 \text{II 区: } & \dot{U}_R = -\frac{R_n^2 - R^2}{2(T - T_f)R} \dot{U}_0, \dot{U}_Y = \frac{Y}{T - T_f} \dot{U}_0 \\
 \text{III 区: } & \dot{U}_R = \frac{(R_b^2 - R_n^2)(R^2 - R_0^2)}{2(T - T_f)(R_0^2 - R_b^2)R} \dot{U}_0, \\
 & \dot{U}_Y = -\frac{R_b^2 - R^2}{(T - T_f)(R_0^2 - R_b^2)} Y \dot{U}_0 \\
 \text{IV 区: } & \dot{U}_R = 0, \dot{U}_Y = V_b \\
 \text{V 区: } & \dot{U}_R = 0, \dot{U}_Y = 0 \\
 \text{VI 区: } & \dot{U}_R = -\frac{R_n^2 - R^2}{2T_f R} \dot{U}_0, \dot{U}_Y = \frac{Y}{T_f} \dot{U}_0 \\
 \text{VII 区: } & \dot{U}_R = -\frac{R_n^2 - (R_f - \epsilon_0)^2}{2T_f (R_f - \epsilon_0)^2} R \dot{U}_0, \\
 & \dot{U}_Y = \left[-\frac{Y}{T_f} + \left(1 - \frac{Y}{T_f}\right) \frac{R^2}{(R_f - \epsilon_0)^2} \right] \dot{U}_0 \\
 \text{VIII 区: } & \dot{U}_R = 0, \dot{U}_Y = -V_f
 \end{aligned} \quad (3.3)$$

式中， R_n 、 T_f 和 ϵ_0 为准独立参数，由最优化方法确定^[9]，式(3.3)满足几何方程、速度边界

条件和体积不变条件^[5]。故此速度场为运动学容许的速度场^[5]。

如果在式(3.3)中令 $\varepsilon_0=0$ ，则可得不出现表面裂纹时的速度场即无缺陷速度场式(3.3)'。

3.2 上限解

假设材料为理想刚塑性体，因而在整个变形过程中 σ_0 保持常数。

根据式(3.3)及(3.3)'可求得各速度不连续剪切面及速度不连续摩擦面上的速度不连续值 $|\Delta V|$ 以及塑性变形区的相应等效应变速率^[5,7] $\sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}/2}$ 。

因此，由上限原理中内部塑性变形功率^[5] \dot{W}_i

$$\dot{W}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \int_V \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} dV$$

剪切面上的剪切功率^[5] \dot{W}_s

$$\dot{W}_s = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \int_{S_d} |\Delta V| dS$$

摩擦面上的摩擦功率^[5] \dot{W}_f

$$\dot{W}_f = \frac{m\sigma_0}{\sqrt{3}} \int_{S_f} |\Delta V| dS \quad (0 \leq m \leq 1)$$

可得式(3.3)相应各区的内部塑性变形功率 \dot{W}_i 为

$$\dot{W}_i^I = 0$$

$$\dot{W}_i^II = 2\pi\sigma_0\dot{U}_0 \left(\frac{2}{\sqrt{3}} R_n^2 + \frac{R_n^2}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_n^2 + \sqrt{3}R_b^2 + R_n^2}{\sqrt{3}R_b^2} - \sqrt{R_n^2/3 + R_b^2} - \frac{R_n^2}{\sqrt{3}} \ln \sqrt{3} \right)$$

$$\dot{W}_i^III = \frac{2}{\sqrt{3}} \pi\sigma_0 \dot{U}_0 \frac{R_b^2 - R_n^2}{R_0^2 - R_b^2} \left(\sqrt{R_0^2/3 + R_b^2} + \frac{R_0^2}{\sqrt{3}} \ln \sqrt{3} - \frac{2}{\sqrt{3}} R_0^2 - \frac{R_0^2}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_0^2 + \sqrt{3}R_b^2 + R_0^2}{\sqrt{3}R_b^2} \right)$$

$$\dot{W}_i^IV = 0$$

$$\dot{W}_i^V = 0$$

$$\dot{W}_i^VI = \frac{2}{\sqrt{3}} \pi\sigma_0 \dot{U}_0 \left(\sqrt{R_n^2/3 + (R_f - \varepsilon_0)^2} + \frac{R_n^2}{\sqrt{3}} \ln \sqrt{3} - \frac{2}{\sqrt{3}} R_n^2 - \frac{R_n^2}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_n^2 + \sqrt{3}(R_f - \varepsilon_0)^2 + R_n^2}{\sqrt{3}(R_f - \varepsilon_0)^2} \right)$$

$$\dot{W}_i^VII = \pi\sigma_0\dot{U}_0((R_f - \varepsilon_0)^2 - R_n^2)$$

$$\dot{W}_i^VIII = 0$$

各速度不连续剪切面上的剪切功率为

$$\dot{W}_s^{I_2} = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 R_n (T - T_f)$$

$$\dot{W}_s^{I_3} = \frac{\pi\sigma_0\dot{U}_0}{\sqrt{3}(T - T_f)} \left[R_n^2(R_b - R_n) - \frac{1}{3}(R_b^2 - R_n^2) \right]$$

$$\begin{aligned} \dot{W}_s^{\Gamma_4} &= \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 R_b (T_f - T) \frac{R_0^2 - R_n^2}{R_0^2 - R_b^2} \\ \dot{W}_s^{\Gamma_5} &= \frac{\pi \sigma_0 \dot{U}_0 (R_0^2 - R_n^2)}{\sqrt{3} (R_0^2 - R_b^2) (T - T_f)} \left[\frac{1}{3} (R_0^3 - R_b^3) - R_0^2 (R_0 - R_b) \right] \\ \dot{W}_s^{\Gamma_7} &= \dot{W}_s^{\Gamma_5} \\ \dot{W}_s^{\Gamma_8} &= \frac{\pi \sigma_0 \dot{U}_0}{\sqrt{3} T_f} \left\{ R_n^2 (R_n - R_f + \varepsilon_0) - \frac{1}{3} [R_n^3 - (R_f - \varepsilon_0)^3] \right\} \\ \dot{W}_s^{\Gamma_9} &= \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 R_n T_f \\ \dot{W}_s^{\Gamma_{11}} &= \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 \frac{R_n^2}{R_f - \varepsilon_0} (-T_f) \\ \dot{W}_s^{\Gamma_{12}} &= \frac{\pi}{3\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 [R_n^2 - (R_f - \varepsilon_0)^2] (R_f - \varepsilon_0) / T_f \\ \dot{W}_s^{\Gamma_{13}} &= \dot{W}_s^{\Gamma_{12}} \end{aligned}$$

各速度不连续摩擦面上的摩擦功率为

$$\begin{aligned} \dot{W}_f^{\Gamma_1} &= \frac{\pi m}{\sqrt{3} (T - T_f)} \sigma_0 \dot{U}_0 \left[R_n^2 (R_b - R_n) - \frac{1}{3} (R_b^3 - R_n^3) \right] \\ \dot{W}_f^{\Gamma_6} &= \frac{\pi m \sigma_0 \dot{U}_0 R_0}{\sqrt{3} (R_0^2 - R_b^2)} (R_b^2 - R_n^2) (T_f - T) \\ \dot{W}_f^{\Gamma_{10}} &= \frac{\pi m \sigma_0 \dot{U}_0}{\sqrt{3} T_f} \left\{ R_n^2 (R_n - R_f + \varepsilon_0) - \frac{1}{3} [R_n^3 - (R_f - \varepsilon_0)^3] \right\} \\ \dot{W}_f^{\Gamma_{14}} &= \frac{2\pi m}{\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 R_f \frac{R_n^2}{(R_f - \varepsilon_0)^2} (-T_f) \\ \dot{W}_f^{\Gamma_{15}} &= \frac{2\pi m}{\sqrt{3}} R_b \sigma_0 \dot{U}_0 \frac{R_0^2 - R_n^2}{R_0^2 - R_b^2} (-T_b) \\ \dot{W}_f^{\Gamma_{16}} &= \frac{2\pi m}{\sqrt{3}} \sigma_0 \dot{U}_0 (T - H_0) \frac{R_b^2 - R_n^2}{R_0^2 - R_b^2} \end{aligned}$$

总的功率消耗 J^* 为

$$J^* = \sum \dot{W}_i + \sum \dot{W}_s + \sum \dot{W}_f$$

根据功率平衡原理, 可得作用于挤压凸模上的平均相对单位压力 p_{avc}/σ_0 为

$$p_{avc}/\sigma_0 = -J^*/\pi R_b^2 \sigma_0 \dot{U}_0 \quad (3.4)$$

类似, 可求得式(3.3)'所对应的凸模平均相对单位压力式(3.4)'。

根据最优化原理^[9], 借助于电子计算机可得式(3.4)和(3.4)'的最优解。

四、缺陷形成的必要条件及结果

4.1 复合挤压时杆部表面裂纹形成的必要条件

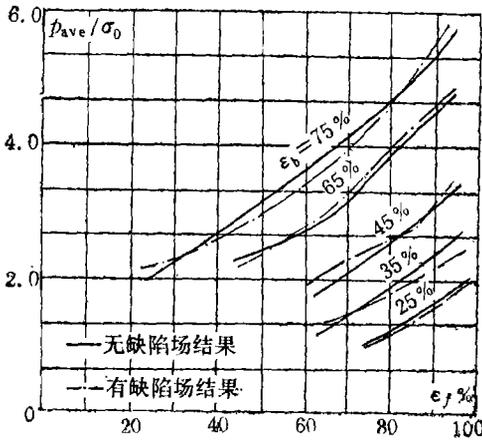
由宏观缺陷形成的必要条件式(2.1)可得轴对称杯杆型复合挤压时杆部形成表面裂纹的必要条件为

$$R_n^4 + 3R_f^4 + R_n^2 \sqrt{3R_f^4 + R_n^4} - \sqrt{R_n^4 + 3R_f^4} - 3R_f^2 - 2R_f$$

$$+ \frac{2R_n^2 + m(R_n^2 - R_f^2)}{3\sqrt{3}T_f} + \frac{T_f - 4ml_f}{\sqrt{3}R_f^2} R_n^2 \leq 0 \quad (4.1)$$

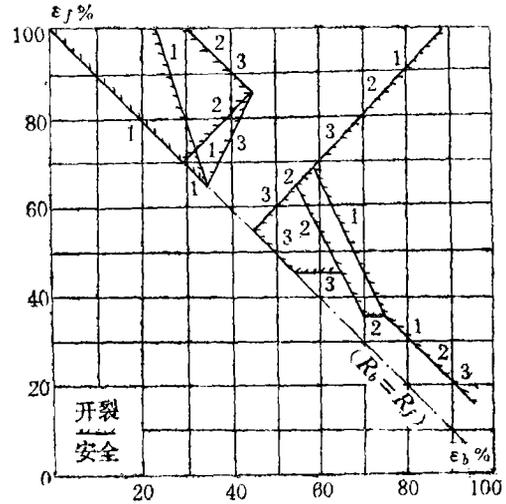
4.2 结果讨论

图3是在一组给定的变形条件下根据有缺陷速度场和无缺陷速度场所得的数值计算结果。由图3可见，在两种速度场下，各工艺参数对挤压凸模平均相对单位压力 p_{ave}/σ_0 的影响。由此，根据最小能量原理可以确定缺陷产生与否。因为，实际变形总是对应于能量消耗较小的速度场。从而，可以避免式(4.1)求解时的繁琐。



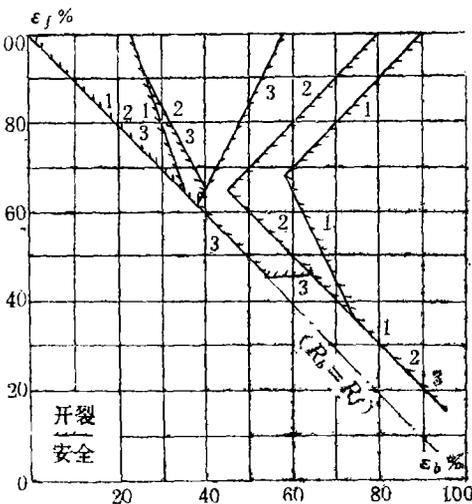
$m=0.20, T/R_0=1.5, l_b/R_0=l_f/R_0=0.075, R_0=20\text{mm}$

图3 有、无缺陷速度场对 p_{ave}/σ_0 的影响



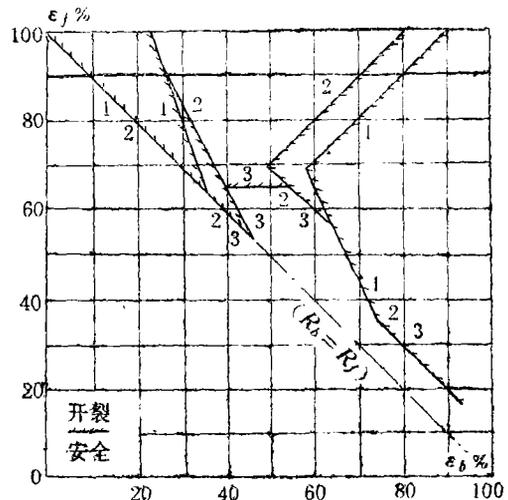
$m=0.20, R_0=20\text{mm}, l_b/R_0=l_f/R_0=0.075,$
 1: $T/R_0=2.0, 2: T/R_0=1.5, 3: T/R_0=1.0$

图4 坯料相对余厚对变形开裂区的影响



$T/R_0=2.0, R_0=20\text{mm}, l_b/R_0=l_f/R_0=0.075$
 1: $m=0.20, 2: m=0.40, 3: m=0.70$

图5 摩擦因数 m 值对变形开裂区的影响



$m=0.20, R_0=20\text{mm}, T/R_0=2.0,$
 1: $l_b/R_0=l_f/R_0=0.075, 2: l_b/R_0=0.125,$
 $l_f/R_0=0.075, 3: l_b/R_0=0.075, l_f/R_0=0.125$

图6 模具工作带相对长度对变形开裂区的影响

图4、图5及图6给出了一组给定的变形条件下，复合挤压时在杆部出现表面变形开裂与否与正挤部分、反挤部分变形程度(ϵ_f, ϵ_b)组合、摩擦因数 m 值、坯料相对余厚(T/R_0)和模具工作带相对长度($l_f/R_0, l_b/R_0$)的关系。由图4、图5及图6可知，1)一般说来，在正挤部分、反挤部分变形程度适度即存在正挤-反挤流动^[7]的情况下，杯杆型轴对称复合挤压杆部不会形成表面裂纹；当正挤部分变形程度 ϵ_f 与反挤部分变形程度 ϵ_b 相差很大时，在此类复合挤压的杆部会形成变形开裂(即表面裂纹)。2)随着剩余坯料相对余厚的减小，在复合挤压杆部形成表面裂纹的正挤、反挤部分变形程度(ϵ_f, ϵ_b)组合区域在增大， T/R_0 愈小增大速度愈大。3)摩擦因数 m 值的增大加剧了表面裂纹在杯杆型复合挤压杆部的形成。4)挤压时，挤压凸(凹)模的工作带相对长度 $l_b/R_0(l_f/R_0)$ 增大都将加剧复合挤压时杆部表面裂纹的形成，并且，凹模工作带相对长度 l_f/R_0 值较挤压凸模工作带相对长度 l_b/R_0 值的影响更大。

五、实验验证

5.1 实验条件

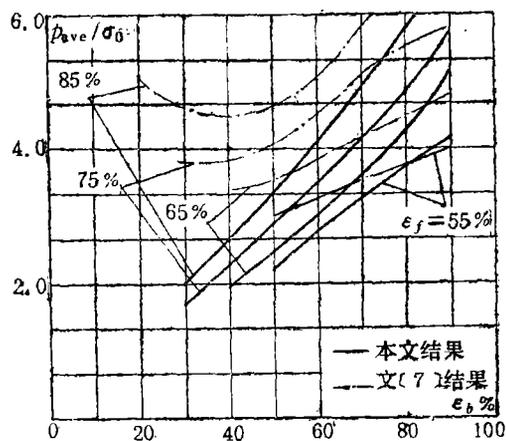
试验材料为LY12和LC4，试样先在410℃炉温下保温3小时后，随炉冷却。

室温拉伸试验采用标准试样，测试得到的材料LY12的 $\psi_j=0.375, \sigma_b=250\text{MPa}$ ，LC4的 $\psi_j=0.473, \sigma_b=220\text{MPa}$ 。使用圆环敏粗法测定摩擦因数 m 值^[10]，并引用文献[11]的标定曲线。在使用工业菜油作润滑剂时，LY12和LC4材料的摩擦因数 m 值均为0.14。

复合挤压试验试样尺寸为 $\varnothing 39.8\text{mm} \times 46.0\text{mm}$ ，变形程度选取 $\epsilon_f=75.0\%$ ， $\epsilon_b=32.0\%、49.0\%、76.6\%$ 。整个试验在YA32-315吨万能液压机上进行。

5.2 结果比较

图7给出了本文式(3.4)或(3.4)'的计算结果与文献[7]提供的作用挤压凸模上的 p_{ave}/σ_0



$m=0.20, R_0=20\text{mm}, T/R_0=2.0,$
 $l_b/R_0=l_f/R_0=0.075$

图7 本文计算的 p_{ave}/σ_0 值与文献[7]比较

表1

分析结果与实验结果对照表

($m=0.14, l_b/R_0=l_f/R_0=0.075, T/R_0=1.50$)

试验材料	正挤部分 变形程度 ϵ_f	反挤部分 变形程度 ϵ_b	凸模平均相对单位 压力 p_{ave}/σ_0 值		按最小能量原理判 定缺陷产生与否 (考虑式(3.1))	实验中观察到 的挤压件杆部 质量情况
			有缺陷场结果	无缺陷场结果		
LY12	75%	32%	0.78	0.81	形成杆部表面裂纹	杆部有表面裂纹
		49%	1.58	1.70	形成杆部表面裂纹	杆部有表面裂纹
		76.6%	3.02	3.39	形成杆部表面裂纹	杆部有表面裂纹
LC4	75%	32%	0.78	0.81	形成杆部表面裂纹	杆部有表面裂纹
		49%	1.58	1.70	形成杆部表面裂纹	杆部有表面裂纹
		76.6%	3.02	3.39	形成杆部表面裂纹	杆部有表面裂纹

值的比较情况。表1给出了实验中观察到挤压件杆部表面质量情况与本文分析结果的比较。比较结果均表明:本文的分析结果是可靠的,且与实验结果具有很好的一致性。

六、结 论

1. 本文提出的金属流动速度场能较好地模拟轴对称杯杆型复合挤压出现杆部表面裂纹时的金属流动情况。

2. 在此类复合挤压杆部形成表面裂纹的必要条件可表示为

$$\frac{\partial J^*}{\partial \varepsilon_0} \Big|_{\varepsilon_0 \rightarrow 0} \leq 0$$

3. 在轴对称杯杆型复合挤压变形过程中,在正挤杆部表面裂纹形成与否主要取决于正挤部分变形程度(ε_f)和反挤部分变形程度(ε_b)的组合。

4. 变形体与工模具间摩擦因数 m 值的增大、坯料相对余厚的减小和工模具工作带相对长度的增大都将使得此类复合挤压在正挤杆部更易形成表面裂纹。

5. 本文结果可用于估测低塑性材料在进行轴对称杯杆型复合挤压时杆部是否形成表面裂纹,并且对其它材料进行此类挤压加工时的工艺设计有指导意义。

鸣谢吴晓红同志对此项工作所给予的特别关照,并与党葵同志作过有益的商讨。特此致谢。

参 考 文 献

- [1] 工藤英明等,《冷間鍛造ハンドブック》,株式会社マグネ(1973).
- [2] Hingwe, A. K., *Quality Control Source Book: Application of QC to Ferrous Metalforming*, ASM, Metal Park, Ohio (1982), 349—357.
- [3] 吴诗悫、朱志文等,可热处理铝合金的温热复合挤压,西北工业大学学报, 3, 4 (1985), 428—437.
- [4] 赫茨博格, R. W.,《工程断裂力学》,王克仁等译,机械工业出版社(1976).
- [5] Avitzur, B., *Metal Forming: The Application of Limit Analysis*, N. Y. and Basel, Marcel Dekker Inc. Ltd. (1980).
- [6] Schreiber, M. P., Combined physical and numerical simulation in metalforming, *J. of Mech. Work. Techno.*, 12, 2 (1986), 243—254.
- [7] 朱志文,轴对称杯杆型复合挤压研究,西北工业大学硕士论文(1984).
- [8] 李森泉、吴诗悫,正挤压时的表面裂纹估测,锻压技术, 14, 6 (1989), 2—7.
- [9] Fox, R. L., *Optimization Methods for Engineering Design*, Addison-Wesley Publishing Company (1971).
- [10] Male, A. T. and M. G. Cockcroft, A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation, *Journal of the Institute of Metals*, 93, 3 (1964), 38—45.
- [11] 江国屏等,圆环塑性压缩试验的标定曲线,锻压技术, 6, 3 (1981), 7—16.

Analysis of Surface Crack on Forward Extruding Bar during Axisymmetric Cup-Bar Combined Extrusion Process

Li Miao-quan Wu Shi-chun Tang Cai-rong

(Northwest Polytechnical University, Xi'an)

Abstract

In this paper, the kinematically admissible velocity field with surface crack on forward extruding bar is put forward during the axisymmetric cup-bar combined extrusion process, in accordance with the results of model experiments.

On the basis of velocity field, the necessary condition for surface crack formation on the forward extruding bar is derived, with the help of upper bound theorem and the minimum energy principle. Meanwhile, the relationships between surface crack formation and combination of reduction in area for the part of forward and backward extrusions (ϵ_b , ϵ_f), relative residual thickness of billet (T/R_0), frictional factor (m) or relative land length of ram and chamber (l_b/R_0 , l_f/R_0) are calculated during the extrusion process. Therefore, whether the surface crack on forward extruding bar occurs can be predicted before extruding the lower-plasticity metals for axisymmetric cup-bar combined extrusion process.

The analytical results agree very well with experimental results of aluminium alloy LY12 (ASTM 2024) and LC4 (ASTM 7075).