

杯一杆类零件精密成形过程的有限元分析*

朱江新 李言 李淑娟

夏巨谏 胡国安

(西安理工大学机械与精密仪器工程学院 西安 710048)

(华中科技大学)

摘要: 以刚塑性有限元分析模型为基础, 根据参考文献[1]对金属塑性变形的Mises屈服准则进行修正后, 建立了新的数学模型, 给出了统一的本构方程, 对杯一杆类零件头部精密成形过程进行有限元数值分析。以万向节花键轴为例完成了常温条件下铅试件模拟试验, 详细分析了其墩粗、复合挤压和反挤变形过程, 计算出了变形体内部的速度场、应力场、应变场的分布结果和成形力随行程(时间)变化曲线, 在网格重新划分时采用面积加权平均和体积加权平均相结合的算法, 实现新、旧网格体系之间参数的传递, 试验结果证明了数值模拟的正确性。

关键词: 杯一杆类零件 数值模拟 精密成形 刚塑性有限元

中图分类号: TG376.4

0 前言

杯一杆类零件如花键轴套和等速万向节等是汽车上的重要部件, 由于锻件杯形头部在精密模锻过程中, 其变形机理比普通的墩粗和正、反挤压变形方式更为复杂, 用有限元等数值方法对这类复杂零件成形过程进行分析的文献不多。随着精密模锻工艺的发展, 迫切需要对该类零件的成形机理进行深入的探讨, 以便掌握其变形规律。有限元法能够为工程设计人员提供有关变形过程的详细数据, 已经在金属塑性成形领域得到广泛应用。

以万向节花键轴为例, 对杯一杆类零件头部精密成形过程进行有限元数值分析, 计算出了变形体内部速度场、应力场、应变场的分布结果和成形力随行程(时间)变化曲线。并在常温条件下, 在 200 kN 液压机上, 利用铅试件进行了相应的模拟试验, 两者结果基本吻合。由于铅在常温下的成形特性和钢在温锻条件下的成形特性具有相似性, 这一结果对实际工业生产具有很高的指导意义。

1 有限元分析模型的建立

刚塑性有限元法的理论基础是刚塑性材料变分原理, 认为在所有动可容的速度场中, 使能量泛函 $\Phi(\dot{\epsilon})$ 取得驻值的速度场就是真实的速度场。用刚塑性材料模式进行变形分析时, 为了克服体积不可压缩条件 $\theta=0$ 所引起的应力计算困难, 一般采用在泛函式中引入 Lagrange 乘子或一个惩罚项来消除体积不可压缩条件。拉格郎日乘子法利用乘子 λ 将体积不

可压缩条件引入位能泛函, 采用修正的罚函数法。即在罚函数法的基础上, 将要求体积应变速率在单元内处处很小的条件, 放松成单元内的平均值很小, 因此具有较好的稳定性。

用 n 个节点将变形体划分成 m 个体积单元, 令体积单元 V_k 的外压力 p 已知的表面为 S_{pk} , 在金属塑性成形过程中往往是自由表面, 即 $p=0$ 。模具与工件接触面为 S_{ck} , 单元节点速度列阵为 u , 形函数矩阵为 N , 应变速度矩阵为 B , 任意引进一个界面正交坐标系 $[n, t_1, t_2]^T$, 则修正的罚函数法矩阵形式可表示为

$$\phi_k = \int_{V_k} E(Bu)dv + \frac{\lambda_k}{2V_k} \left(\int_{V_k} C^T B u dv \right)^2 - \int_{S_{pk}} \rho^T B u ds - \int_{S_{ck}} F_i t_i^T N u ds + \int_{S_{ck}} h ds \quad (1)$$

式(1)中, 右边各项的物理意义分别为: 变形能 $E(Bu)$ 定义如下

$$\frac{\partial E(Bu)}{\partial \dot{\epsilon}_{ij}} = \frac{2\sigma_{s0}}{3\dot{\epsilon}_{eq}} \dot{\epsilon}_{ij} \quad i, j = 1, 2, 3$$

体积应变能 $E(\theta)$, 外力功耗 $E(p)$ 和由于接触面上速度变化所导致的摩擦力功耗增量 $\Delta E(F)$, V_k 为单元体积, λ_k 为惩罚因子, 一般取 $10^6 \sim 10^8$,

$h = \int_0^{v_t} \frac{\partial F_i}{\partial v_{ij}} v_{it} dv_{ij}$, 且有唯一解, 其中 $v_i = \{v_{it}\}_{2 \times 1}$ 是接

触面上质点的速度的切向分量, F 为摩擦力; C 是 Kronecker 列阵, 在轴对称问题中, $C = [1 \ 1 \ 1 \ 0]^T$ 。采用这种分析方法时, 不必再使用简化积分运算, 所有的积分运算可在同一形式下进行。

将式(1)两边对 u 求偏导, 令位能泛函一次变分为零, 可以得到以节点速度列阵 u 为未知量的非线性方程, 可用牛顿迭代法求解。首先要假设一个满足速度边界条件的初始速度场, 其特性直接影响到迭代能否收敛以及收敛速度, 一般是通过假定均匀

* 西安科技成果转化工程计划基金资助项目(HZ200109)。20020409 收到初稿, 20021217 收到修改稿

速度场和近似泛函求解这两种方法来得到初始速度场。根据已知初始边界条件，用近似泛函法求解初始速度场。并以所得结果作为第一增量步真实速度场。设第 $n-1$ 次迭代的速度列阵为 u_{n-1} ，获得了一个微小增量 Δu_n ，刚度方程可简化为

$$k(u_{n-1})\Delta u = F(u_{n-1}) \quad (2)$$

迭代过程中按式 $u_n = u_{n-1} + \beta \Delta u_n$ (β 为衰减系数, $0 < \beta < 1$) 修正速度场, 迭代收敛时, u_M (M 为迭代次数) 即为该时刻的速度场分布值。

杯一杆类零件头部成型属于典型的非稳态变形, 在分析过程中, 须采用增量加载法。在每一个增量步长以内, 把问题处理成准稳态变形, 这样, 在每一增量步内, 就可以把硬化屈服极限 σ_s 作为常数处理。为了确定每次时间增量步后变形体新的构形, 程序中采用向前的 Euler 法, 在第 i 次时间增量步 Δt 内, 增量位移为

$$\Delta x_i = \Delta t u_i$$

用该增量位移修正参考构形。于是, 在第 $i+1$ 次增量步后的参考构形的坐标也可写成

$$x_{i+1} = x_i + \Delta t u_i \quad (3)$$

对等效自然应变率进行物质积分, 可得到相应的等效自然应变。即: $\varepsilon_{eq_{i+1}} = \varepsilon_{eq_i} + \Delta t \dot{\varepsilon}_{eq_i}$ 。

2 刚塑性变形本构方程的改进形式

在实际金属成形过程中, 刚塑性变形体内部同时存在着塑性区和刚性区, 在对刚性区的处理过程中, Chen 和 Kobayashi 等假定当 $\dot{\varepsilon}_{eq} \leq \dot{\varepsilon}_{eq0}$ 时, Mises 本构方程存在以下线性关系^[2]

$$\sigma'_{ij} = \frac{2\sigma_{eq}}{3\dot{\varepsilon}_{eq0}} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad \dot{\varepsilon}_{eq} \leq \dot{\varepsilon}_{eq0} \quad (4)$$

式(4)中, $\dot{\varepsilon}_{eq0}$ 取 10^{-4} 。其中明显存在不光滑点 $\dot{\varepsilon}_{eq} = \dot{\varepsilon}_{eq0}$, 单元刚度矩阵在该点不连续, 对于理想及应变硬化材料, $\lim_{\dot{\varepsilon}_{eq} \rightarrow 0} \sigma'_{ij}$ 不存在, 应力场不连续,

同时 Kobayashi 等也发现了应力应变场的多解性。为了处理上述难点, 参考文献[1]对刚塑性变形 Mises 本构方程作了部分修正, 提出了统一的新数学模型

$$\sigma'_{ij} = \frac{2\sigma_{eq}}{3\dot{\varepsilon}_{eq}} \dot{\varepsilon}_{eq_{ij}} = \frac{2\sigma_s}{3\dot{\varepsilon}_{eq}} \dot{\varepsilon}_{eq_{ij}} \quad i, j=1, 2, 3 \quad (5)$$

式(5)中, $\sigma_{eq} = \sigma_s = \frac{2\sigma_{s0}}{\pi} \arctan\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{a}\right)$, a 取 $10^{-5} \sim 10^{-6}$ 。 σ_{s0} 为屈服应力。试验表明, 铅在常温条件下硬化曲线为: $\sigma_{s0} = 1.13 + 3.35\varepsilon_{eq}^{0.5}$ [5], 新的数学

模型在整个变形体中连续, 满足单一曲线假设, 不需要区分刚性区与塑性区, 尤其是它适度增大了泛函的外凸性, 有利于收敛。

3 边界条件的确定和约束条件处理

考虑到轴对称变形问题的对称性, 在编程过程中, 只取坯料子午面的一半进行离散化, 这时, 对称轴上的节点可以当作几何约束节点处理, 与实际约束节点不同的是: 这些节点所构成的约束边界不参与摩擦功率的计算。

一般情况下, 金属成形过程的边界都有一定的约束条件, 这就使得需要求解的节点未知量的数目相应的减少。作者在消除约束的过程中, 将整体刚度矩阵和载荷列阵中与约束条件相对应的项删除, 从而可降低需要求解的整体刚度方程的阶数。设 u_{2i-1} 、 u_{2i} —— i 节点 r 、 z 方向速度。设节点 i 位于接触面 S_C 上, 节点 i 处的切向单位矢量 t 与 r 轴成 α 角, 如图 1 所示。

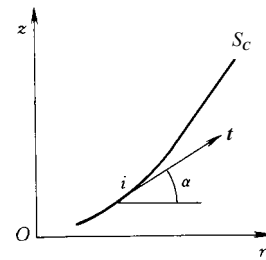


图 1 边界约束示意图

(1) 当 $0 \leq \alpha < \pi/2$ 时, 在原整体刚度矩阵中, 用 $\tan\alpha$ 乘以第 $2i$ 行和 $2i$ 列, 分别加到第 $2i-1$ 行和 $2i-1$ 列上, 然后再消除第 $2i$ 行和 $2i$ 列; 同时用 $\tan\alpha$ 乘以在原载荷列阵第 $2i$ 行, 加到第 $2i-1$ 行上, 然后再消除第 $2i$ 行。

(2) 当 $\alpha = \pi/2$ 时, 即接触面平行于 z 轴, u_{2i-1} 与模具 r 方向速度相等, 在原整体刚度矩阵中, 应同时去掉第 $2i-1$ 行和 $2i-1$ 列; 在原整体载荷列阵中应去掉第 $2i-1$ 行。

由于变形体质点不可能进入模具表面以内, 故在每一步加载过程中, 如果质点坐标的计算值超出型腔边界, 必须根据实际情况将该点修正到相应的型腔边界上来。

4 有限元网格重新划分算法

由于杯一杆类零件头部成型属于典型的非稳态流动, 网格畸变非常严重, 在分析过程中, 必须进行网格重新划分, 重新划分网格主要包括: ①对已

变形体重新划分网格。②把已畸变的旧网格系统的物理信息和几何信息传递给新网格系统。需要传递的参数有: 工件的轮廓形状和有关几何尺寸参数, 工件与模具接触信息, 节点变量(如节点速度), 单元与变形历史有关的物理量(如等效应变 ε_{eq} , 硬化屈服强度极限 σ_s 等)。

实际计算过程中, 采用等参变换时对应的 Jacobian 行列式值 $|J| > \delta$ 作为网格畸变判据, 一般 δ 取 0.001 左右。

在已变形体构形基础上生成新网格系统后, 还需要对工件边界上节点进行局部调整, 保证新单元系统所有边界节点都落在变形体边界上。

在编程过程中, 采用面积加权平均和体积加权平均相结合的算法, 来实现新、旧网格体系之间参数的准确传递。新网格系统速度场, 可通过旧网格节点速度场和新节点在旧网格单元中的局部坐标 (ζ, η) 值, 进行双线性插值求解; 而新单元后续屈服强度 σ_s 和等效应变 ε_{eq} 的具体分布, 需要通过分析新、旧单元之间的几何位置关系后, 通过面积加权平均和体积加权平均相结合的算法来求解。一般包括以下两种情况:

(1) 新单元 V_{Nj} 位于某一个旧单元之 V_{Oi} 中, 这时有: $\sigma_{s_{Nj}} = \sigma_{s_{Oi}}, \varepsilon_{eq_{Nj}} = \varepsilon_{eq_{Oi}}$

(2) 一个新单元和多个旧单元重叠, 包括某一个旧单元完全位于新单元之中。设 V_{Nj} 为待求解单元, 先找出与新单元重叠的所有旧单元(假设其总数为 I) $V_{Oi}(i=2,3,\dots,I, I < 6)$ 。对每一个相关的旧单元 V_{Oi} , 先计算其与新单元 V_{Nj} 重叠部分的体积 V_{Oib} , 并按

$$\left| \frac{\sum_{i=1}^I V_{Oib} - V_{Nj}}{V_{Nj}} - 1 \right| < \delta_2 \quad \delta_2 \leq 0.0001 \quad (6)$$

进行检验。然后按下式计算新单元后续屈服强度 $\sigma_{s_{Nj}}$ 和等效应变 $\varepsilon_{eq_{Nj}}$ 。

$$\sigma_{s_{Nj}} = \frac{\sum_{i=1}^I (V_{Oib} \sigma_{s_{Oi}})}{V_{Nj}} \quad \varepsilon_{eq_{Nj}} = \frac{\sum_{i=1}^I (V_{Oib} \varepsilon_{eq_{Oi}})}{V_{Nj}} \quad (7)$$

5 计算实例与结果分析

5.1 模拟试验

以万向节花键轴锻件精密成型过程为例, 研究杯一杆类零件成型过程中杯形头部内金属流动规律。准备铅试样时, 按头部体积和杆部外径确定其尺寸规格为 $\phi 52 \text{ mm} \times 75 \text{ mm}$, 先用铅料加工坯料若干, 将每一个坯料沿子午面剖开成两个半圆柱形

件, 在其子午面上划分网格后用低熔点合金粘结。

试验在 200 kN 油压机上进行。通过分析子午面上网格畸变情况, 可直观地看出金属流动趋势, 定量地分析每一给定试验状态下, 坯料子午面上等效应变 ε_{eq} 的分布, 记录载荷一行程曲线, 并和计算结果比较。

5.2 有限元模拟结果分析

通过对网格变形图和速度图的分析可知, 工件的整个塑性成形过程可分为 3 个阶段: 第一个阶段从冲头开始下压, 大约到冲头行程为 36.0 mm 时, 为墩粗阶段; 第二阶段从冲头行程在 36.0~49.0 mm 之间, 变形特征属于复合挤压阶段; 第三阶段为冲头行程在 49~54 mm 之间, 为反挤阶段。计算和试验结果明显地显示了这些变形特征。

图 2 是成形第一阶段(墩粗变形)末期模拟结果, 在墩粗变形初期, 变形区主要集中在冲头下端大约 3 mm 高的范围内; 由图 2a (此前已经过两次网格划分)不难看出: 在墩粗变形的后期, 冲头下部一个上、下均为凹面的柱体为变形区, 尤其是在冲头下端与对称轴附近部分为大变形区, 凹模内部一个向上的锥体为刚性区, 这一部分的网格变化很小, 锥面上部节点的刚性位移量比较大, 这时塑性区的体积大于刚性区的体积。

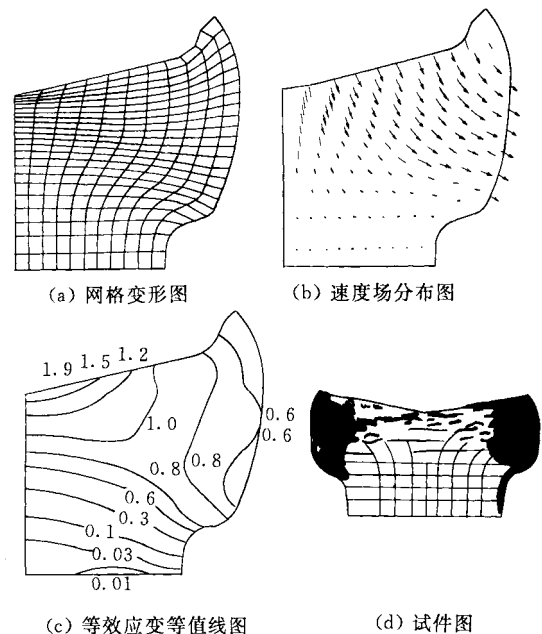


图 2 第一阶段变形情况图

图 3 为成形第二阶段(复合挤压)末期模拟结果, 从该图中易知, 在复合挤压阶段, 工件除了位于凹模型腔中的下端以外, 整个中、上端都为塑性变形区, 其中冲头下端大约 10 mm 高的范围内, 变形尤为剧烈。从该图可以看出: 在对称轴附近变形方式以压缩变形为主, 剪切变形随着半径的增大而逐渐强化, 而使网格发生明显的畸变。

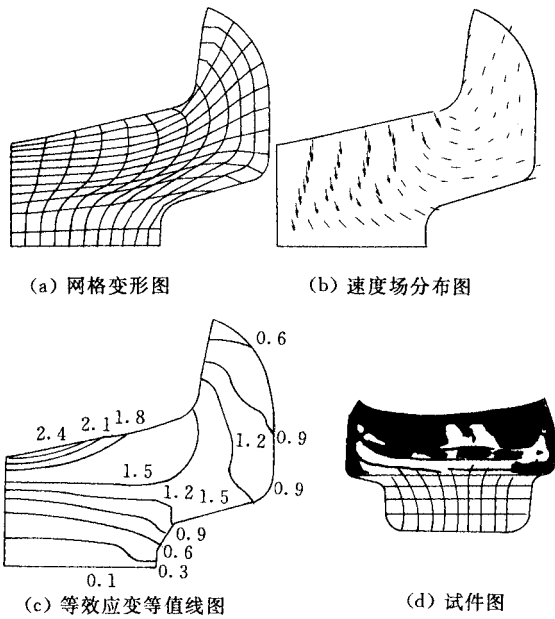


图3 第二阶段变形情况图

图4为成形第三阶段(反挤)末期模拟结果,从该图中可以看出工件位于冲头下端及外表面附近的区域为塑性变形区,尤其是冲头圆角附近的区域变形量很大,该区域内的网格畸变也较大。事实上,这一区域是金属质点从冲头的下端,拐弯流向冲头的外上侧的主要通道,这一区域的塑性变形最为显著是很自然的。

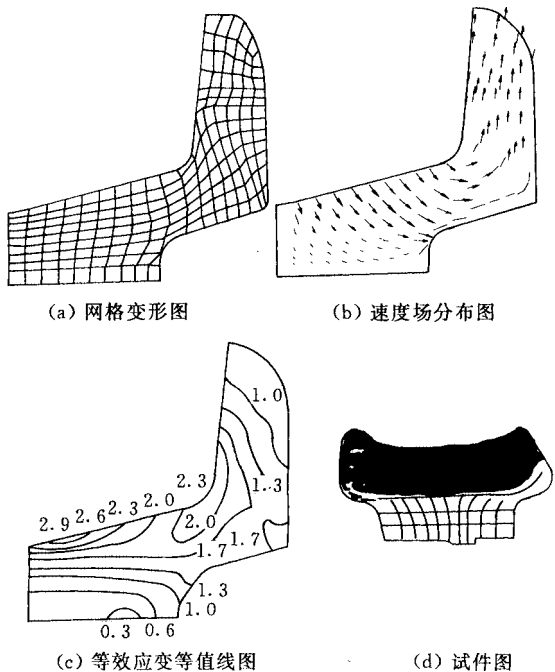


图4 第三阶段变形情况图

图2b、图3b、图4b分别为冲头下移量为36 mm、49 mm、54 mm时,工件内部的速度场分布图。从图2b可知:在镦粗变形阶段,冲头下端附近的金属质点朝右下方流动,且速度的大小及方向都变化较大,从而导致变形较大。工件中、下部

的质点,除了外侧及其近旁的质点向右下方流动外,内部质点主要向下流动,且速度变化比较小,因此变形也较小。工件下部的质点的速度接近于零,为刚性区。图3b表明:复合挤压变形末期,金属质点的流动速度的变化非常大,工件外侧区域的流线为下凸形。在冲头下端及凹模下型腔上部的金属质点朝右下方流动,而冲头侧表面以右的金属质点则朝右上方流动;图4b是反挤变形末期的速度场图,与图3b情况相似,其差别仅仅是向上流动的质点更多,向上流动的轴向速度更大,冲头下端的金属质点向外流动的水平速度也有一定的增大。同时,从该图中也可以看出:在冲头的外圆角的右下端的区域内,金属质点的速度,尤其是速度方向变化最大,金属质点的流向从朝右拐弯变为向上,从而导致这一区域的塑性变形最大。

图2c、图3c、图4c分别为冲头下移量为36 mm、49 mm、54 mm时,工件内部等效自然应变 ϵ_{eq} 分布图,从图中可以看出:等效自然应变最大的区域在冲头下端的中心线部分,其次是在冲头圆角的右外侧,且这两个区域的等效应变的大小差异不大,冲头圆角右外侧区域内的等效自然应变值,在镦粗变形阶段属于中等变形区域,在复合挤压阶段应变值增长较快,尤其是在反挤阶段迅速增大,这表现在反挤变形阶段,该区域内的等效应变速率最大,变形最为剧烈。这一模拟分析的结果,完全符合反挤变形的特点。

图2d、图3d、图4d分别为冲头下移量为36 mm、49 mm、54 mm时模拟试验试件照片图,通过对试件和计算的网格变形情况及外形尺寸进行对比,可以看出试件的变形规律和外形尺寸与计算结果一致;对试件和计算的等效应变分布图和速度场分布图进行对比,可以看出试件的变形区分布情况与计算结果一致,但由于塑性区变形程度很大,除了工件底部刚性区以外,试件子午面上的网格不够清晰。

通过对网格变形、速度场分布以及等效自然应变等值线变化规律综合分析,可以全面了解成形过程中金属流动规律,从而对选择合理的模具结构和工艺参数具有重要的指导意义。

5.3 载荷—位移曲线分析

图5为刚塑性有限元计算的载荷—行程曲线和试验所求得载荷—行程曲线对比图。由该图可以看出:计算数据与试验结果之间的变化趋势是完全一致的。计算值小于试验值,且误差随着行程的增加而增大,产生这一误差的原因分析如下。

(1) 在刚塑性有限元计算时,金属材料的后屈服应力—等效自然应变关系式按 $\sigma_{s_0} = 1.13 +$

$3.35\epsilon_{\text{eq}}^{0.5}$ [5] 计算, 而根据参考文献[6], 金属在 $0.4T_m$ (T_m 为以绝对温度表示的熔点温度) 以上成形时, 成形力的大小对温度(T)和应变速率非常敏感, 而上述关系式没有考虑应变速率对屈服极限 σ_{s0} 的影响。研究表明, 通过控制成形速度可以有效地控制载荷的大小。

(2) 在模拟分析的全过程中, 动摩擦因数 μ 假定为常数, 没有考虑与实际摩擦条件的差异, 从而导致误差值增大, 因此在今后的研究中应考虑动摩擦因数 μ 的变化对成形模拟过程的影响。

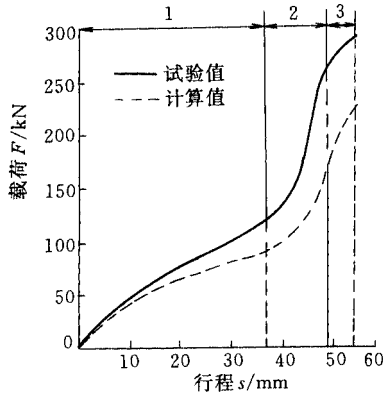


图 5 载荷—位移曲线

6 结论

利用刚塑性有限元法对杯—杆类零件头部成形过程进行了数值模拟, 并通过试验验证了计算结果的正确性。

(1) 杯—杆类零件头部成形过程可大致分为墩粗、复合挤压和反挤三个变形阶段, 在整个变形过程中, 刚性区和塑性区的分布不断变化, 刚性区为以型腔为底面的圆锥, 与平头墩粗过程相比, 图 2、3、4 中所示的动模前端锥面部分明显改善了塑性区的分布情况。

(2) 成形载荷在末期急剧增加, 而且计算值与试验值差距也越来越大, 这是因为在成形末期, 由于型腔表面约束, 摩擦力增加, 同时因塑性区减小, 在动模速度不变时, 塑性区等效应变速率 $\dot{\epsilon}_{\text{eq}}$ 增加, 导致屈服极限 σ_s 增加。通过控制动模速度和减小等效应变速率可以有效地降低成形载荷。

(3) 通过对万向节花键轴零件成形过程数值模拟结果的综合分析, 获得了杯—杆类零件精密成形过程中金属流动和变形区分布规律, 对模具设计和工艺参数选择具有指导作用。

参 考 文 献

1 肖景容, 李尚健. 塑性成形模拟理论. 武汉: 华中理工大

学出版社, 1994

- 2 Chen C K, obayashi S. Rigid plastic finite element analysis of ring compression. In: The Application of Numerical Methods to Forming Processes, ASME. AMD. 1978, 28: 163~170
- 3 Matsumoto H, Oh S I, Kobayashi S. A note on the matrix method for rigid-plastic analysis of ring compression. In: Proc.18th MTDR Conf. London, 1977
- 4 Badawy A, Oh S I, Altan T. A remeshing technique for the FEM simulation of metal forming processes. In: Proc. int. Computer Engr. Conf., ASME, Chicago. IL, 1983
- 5 丁永祥. 径向挤压的计算机模拟: [硕士学位论文]. 武汉: 华中理工大学, 1989
- 6 邢会林, 张凯锋, 王仲仁. 超塑性本构关系研究. 哈尔滨工业大学学报, 1994, 26(2): 101~105

FEM SIMULATION ON THE ACCURATE DEFORMING PROCESS OF THE CUP-ROD TYPE PARTS

Zhu Jiangxin Li Yan Li Shujuan

(Xi'an University of Technology)

Xia Juchen Hu Guoan

(Huazhong Institute of Science Technology)

Abstract: A new mathematical analysis model and a uniform constitutive equation are introduced after revising Mises yield rules based on the rigid-plastic FEM. The deformation process of the head of cup-rod type parts is simulated using rigid-plastic FEM and the lead parts simulation test is carried out under the ordinary temperature condition taking universal spline shaft as an example. The process of upsetting process, compound extrusion and reverse extrusion are analyzed in details. the distributing results of speed field, stress field and strain field within the deforming bodies are calculated and curves of moving distance and the change of deforming force are given. The connection algorithm method of area weighted average method and volume weighted average method are presented, which ensure the information correctly transferred from the old mesh system to the new one, after mesh-rezoning. The calculating data is proved to be consistent with experiment results.

Key words: Cup-rod typed part Numerical simulation

Accurate deforming Rigid-plastic FEM

作者简介: 朱江新, 男, 1967 年出生, 副教授, 博士研究生。主要研究方向为金属加工过程的数值模拟, 已发表论文 10 篇。