2018年5月 May 2018

DOI: 10.19476/j.ysxb.1004.0609.2018.05.08





胡忠举¹,刘雁峰¹,卢立伟^{1,2,3},伍贤鹏²,刘楚明³

(1. 湖南科技大学 难加工材料高效精密加工湖南省重点实验室,湘潭 411201;

2. 湖南科技大学 高温耐磨材料及制备技术湖南省国防科技重点实验室, 湘潭 411201;

3. 中南大学 材料科学与工程学院, 长沙 410083)

摘 要:结合传统挤压与弯曲剪切变形的特点提出一种棒-板正挤压-弯曲剪切复合连续变形新工艺,该工艺既可 显著细化晶粒又可以弱化织构,极大地改善镁合金的综合力学性能。通过分析该复合变形方式的特点,建立了总 挤压力数学模型,对正挤压-弯曲剪切复合成形所需的挤压力进行了系统、完整、准确的表征。根据各分区的变 形特点,把实际的正挤压模型类比成等效面积的圆棒挤压模型,并引入形状复杂系数,利用上界法得出各分区的 挤压力解析表达式,基于有限元数值模拟对形状复杂系数进行分析求解。最后通过与实验结果的比较得出该模型 计算的结果与实际值的误差在 5%的范围内,满足工程计算要求。

关键词: 镁合金; 正挤压-弯曲剪切复合变形; 显微组织; 力学性能; 形状复杂系数; 挤压力
 文章编号: 1004-0609(2018)-05-0923-08
 中图分类号: TG376
 文献标志码: A

随着航空、航天、国防武器装备、交通运输工具 等行业的高速发展,当今社会对优良综合性能的材料 特别是比强度和比刚度高的轻质镁合金材料需求持续 迅猛增长,研究与制备具有高性能的镁合金材料一直 是各国材料领域的学者们研究的热点[1-3]。在这样的实 际背景下,大塑性变形技术(Severe plastic deformation, SPD)也就被人提出并慢慢得到了一定的发展, SPD 技 术既能细化晶粒组织,又可以对织构弱化进行控制, 在晶粒细化与织构控制协同作用下能获得具有高性能 的产品,是一种引起多数学者深入研究且具有广泛影 响力的成形技术^[4-5]。近些年逐渐发展起来的 SPD 技 术主要有循环挤压(CEC)^[6]、涡流挤压(VE)^[7]、高压扭 转挤压(HPT)^[8-9]、循环向前向后挤压(CFBE)^[10-11]、等 通道挤压(ECAP)等^[12]。对于这些大塑性变形技术,不 少研究工作者针对各种工艺参数及模具的结构参数对 试样微观组织以及各力学性能的影响做了大量的研 究。LIN 等^[13]研究了 GW120K 镁合金通过 CEC 后晶 粒细化与织构弱化对试样的强度与延展性的影响。 SHAHBAZ 等^[14]通过实验与有限元模拟研究了 VE 的 塑性变形行为,与传统正挤压(CE)对比发现,VE 后的 试样晶粒组织细小、应变值大、变形更剧烈,所需的 挤压力也相对较高。LEE 等^[15]研究了镁铝合金通过 HPT 后晶粒细化对显微组织与力学性能的影响。目前, 研究工作者对 ECAP 的研究主要以工艺参数对力学性 能的影响、金属的流动规律、晶粒细化机理、超细晶 的制备为主要研究方向,而对工艺的可行性研究还不 够全面^[16]。EBRAHIMI 等^[17]研究了等通道正挤压对 6082 铝合金试样组织与性能的影响,该成形技术的优 点是在挤压力较小的情况下样品可以得到较高且分布 较均匀的等效应变。胡红军[18]等通过实验测试与有限 元数值模拟研究了 ECAP 模具外角变化与倒角有无对 挤压力的影响。RAHIMI 等^[19]在纯剪切挤压中研究了 不同的模具结构参数与摩擦因数对挤压力的影响。 PRIEL等^[20]建立了Mg/Al复合坏在复合挤压中的挤压 力预测模型,并通过试验验证了该模型的可靠性。晶 粒的细化与织构弱化的控制可以提高材料的综合性 能,是改良材料强韧性的关键所在。尽管 SPD 可以通 过多种方法来显著细化材料晶粒以及对织构弱化进行 控制, 但是多数 SPD 技术属于多道次非连续成形, 具 有生产效率低、生产成本高、工艺复杂等特点, 仅局 限于试验研究,很难投入到大批量商业化生产当中。 本文作者提出了一种集正挤压与多次弯曲剪切变

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51505143);中国博士后科学基金资助项目(2016T90759,2014M562128) 收稿日期:2016-10-12;修订日期:2018-03-12

通信作者: 卢立伟, 副教授, 博士; 电话: 0731-58290782; E-mail: cqulqyz@126.com

形于一体的棒-板正挤压-弯曲剪切复合连续变形新 工艺,能显著地细化晶粒以及对织构弱化的控制,具 有效率高、成本低、工艺简单、一道次成形等特点。 本文作者采用上界法和数值模拟相结合建立了新型塑 性成形工艺的挤压力数学模型,并通过实验验证了该 数学模型与实际情况的吻合程度,为该成形工艺的可 行性研究提供了理论参考。

1 模具结构及变形特点

正挤压-弯曲剪切复合连续变形模具的结构如图 1(a)所示。包括凸模和凹模(分左右半模),所述的凹模 型腔由挤压通道和凸模通道两部分组成。挤压通道可 分为正挤压区和弯曲剪切区,正挤压区见图 1(a)中 I 所标识的区域,弯曲剪切区见图 1(b)所示,起强剪切 作用的结构见图 1(b)中 II、III、IV、V所示。



图 1 正挤压-弯曲剪切复合成形模具示意图、模具图及局 部放大图

Fig. 1 Schematic diagram of composite forming die for forward extrusion-bending shear die (a) and partial enlarged view (b)

图 2 所示为金属变形区域分布示意图。图 2 可知 模具的型腔结构参数,包括正挤压区锥角 φ ,挤压通 道弯曲角 $\Psi 与 \beta$,挤压通道弯曲过渡半径 $R_1 与 R_2$,过 渡直线段 L_1, L_2, L_3, L_4, L_5 ,等截面弯曲剪切挤压 通道厚度 t、宽度 B, 凸模通道直径 D_0 。

当挤压机带动凸模开始往下移动时,镁合金锭坯 充盈凹模挤压筒并通过刚性流动区;接着进入正挤压 变形区,发生剧烈的塑性变形;通过正挤压变形区后, 锭坯由棒材完全成形为板材;随着挤压的进行,板材 会依次通过图 2 中 3、4、5、6 所示的 4 个弯曲剪切区, 受到 4 次强剪切变形后最终成为所需的试样。由图 2 还可知,正挤压区左右成平面对称,弯曲剪切区以图





Fig. 2 Schematic diagram of distribution of metal deformation area: 1—Rigid flow region; 2—Deformation zone of forward extrusion; 3—Zone of first bending shear; 4—Zone of second bending shear; 5—Zone of third bending shear; 6—Zone of first time bending shear; 7—Deformed zone

2 中 *A* 点成中心对称,这种对称结构的设计使得板材的两侧变形程度以及流速均匀,为高质量的板材生产提供了基础。

2 挤压力计算

通过对正挤压-弯曲剪切复合连续变形模具型腔 以及金属流动特点的分析,可把总挤压力的计算初步 分为正挤压区和弯曲剪切区两个大块分别进行推导。

2.1 正挤压区挤压力计算

锭坯通过正挤压区时由棒材成形为板材会发生剧 烈的塑性变形,变形过程十分复杂,在数学上求得该 区的挤压力相当困难。但可以把实际的棒-板挤压模 型类比成等效面积的棒-棒挤压模型^[21],如图 3 所示, 同时引入形状复杂系数 β₁(*B*, φ)。

实际的棒−板挤压变形的挤压力记为 F_1 ',等效面 积的棒−棒挤压变形的挤压力记为 F_1 *,考虑到形状复 杂系数 $\beta_1(B, \varphi)$, F_1 '与 F_1 *对应关系为





图 3 挤压模型类比示意图

Fig. 3 Schematic diagram of extrusion model transformation

图 4 所示为等效面积的棒-棒挤压连续速度场模型,入口的 Γ_0 和出口的 Γ_1 两个同心球面为塑性变形区的边界。 r_0 和 r_1 分别为界面的半径,入、出口的速度分别为 v_0 和 v_1 ,棒-棒变形区速度分量及对应的夹角分别为 v_r 和 θ, r 为棒-棒连续变形区同心球面半径,锭坯入口和出口截面半径分别为 R'_0 和 R'_1 , α 为直线模的模半角。



图 4 等效面积的棒-棒挤压速度场模型

Fig. 4 Velocity field model of round bar extrusion for equivalent area

采用上界法^[22]计算得出等效面积的棒-棒挤压总 变形功率*】*为

$$J^* = \frac{2Bt\sigma_s v_0}{\sqrt{3}} \left(\frac{\varphi}{2\sin^2 \frac{\varphi}{2}} - \cot \frac{\varphi}{2} + m\cot \frac{\varphi}{2} \ln \frac{D_0}{2\sqrt{\frac{Bt}{\pi}}} \right)$$
(2)

式中: σ_s 为 AZ31 镁合金的屈服强度; m 为摩擦因数。 总变形力 F_1^* 为

$$F_1^* = \frac{J^*}{v_0} = \frac{2Bt\sigma_s}{\sqrt{3}} \left(\frac{\varphi}{2\sin^2\frac{\varphi}{2}} - \cot\frac{\varphi}{2} + m\cot\frac{\varphi}{2}\ln\frac{D_0}{2\sqrt{\frac{Bt}{\pi}}} \right)$$
(3)

因此,棒-板挤压方式的变形力F' 可表达为

$$F_1' = \beta_1(B,\varphi) \cdot F_1^* = \frac{2\beta_1(B,\varphi)Bt\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\varphi}{2\sin^2\frac{\varphi}{2}} - \cot\frac{\varphi}{2} + m\cot\frac{\varphi}{2}\ln\frac{D_0}{2\sqrt{\frac{Bt}{\pi}}}\right)$$
(4)

除了对棒-板挤压的变形力 F₁'的推导,还需要考虑锭坯与挤压筒壁接触而产生的摩擦阻力 F₀,通过计算得出摩擦力 F₀为

$$F_0 = S_0 \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s m = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_s m \pi D_0 (H - L_6)$$
(5)

式中: S₀为锭坯与挤压筒壁的接触面积; H 为锭坯长度; L₆为挤压筒内锭坯进入正挤压锥角区的长度。

则棒-板挤压总挤压力F1为

$$F_{1} = \beta_{1}(B,\varphi) \cdot F_{1}^{*} + F_{0} = \frac{2\beta_{1}(B,\varphi)Bt\sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\varphi}{2\sin^{2}\frac{\varphi}{2}} - \cot\frac{\varphi}{2} + m\cot\frac{\varphi}{2}\ln\frac{D_{0}}{2\sqrt{\frac{Bt}{\pi}}}\right) + \frac{\sigma_{s}m\pi D_{0}(H - L_{6})}{\sqrt{3}}$$

$$(6)$$

2.2 弯曲剪切区的挤压力计算

由图 2 可知,弯曲剪切区可细分为 4 个强剪切区, 弯曲剪切区 I 的流动模型与速端图如图 5 所示,在图 5(a) 1 区中, C₁A₁ 弧面和 C₁B₁ 弧面以及 CA 弧面和 CB 弧面均为粗糙面,且分别连为一体作为刚性支撑面, 锭坯 BB₁ 面是随 AA₁ 面向下运动而运动的自由面,CC₁ 面为速度不连续面,变形区由两个扇环刚性块 AA₁C₁C 和 BB₁C₁C 组成,最终可确定变形区的速端图(图中 v_t 为切向速度, y 为二分之一挤压通道的弯曲角)。



图 5 流动模型与速端图 Fig. 5 Flow model (a) and hodograph (b)

运用上界法,根据运动许可速度场确定的总变形 功率 J_1^* 为

$$J_1^* = \frac{m \cdot v_1 \cdot B \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \left[(\pi - \beta)(R_1 + R_2) + \frac{2t\cos\frac{\beta}{2}}{m} \right]$$
(7)

925

弯曲剪切 I 区单位面积上的上限载荷 p*和变形力 P₁*分别为

$$p^{*} = \frac{m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \left[\frac{(\pi - \beta)(R_{1} + R_{2})}{t} + \frac{2\cos\frac{\beta}{2}}{m} \right]$$
(8)

$$P_1^* = \frac{B \cdot m \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \left[(\pi - \beta)(R_1 + R_2) + \frac{2t \cdot \cos\frac{\beta}{2}}{m} \right]$$
(9)

弯曲剪切区 2、3、4 的变形力 P_2^* 、 P_3^* 、 P_4^* 分 别为

$$P_2^* = P_3^* = \frac{B \cdot m \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \left[(\pi - \Psi)(R_1 + R_2) + \frac{2t \cdot \cos\frac{\Psi}{2}}{m} \right]$$
(10)

$$P_4^* = P_1^*$$
(11)

弯曲剪切区总接触摩擦力f为

$$f = \frac{2m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} [(\pi - \beta)R_{1} + (\pi - \Psi)R_{2} + L_{1} + L_{2} + L_{3} + L_{4} + L_{5}](B + t)$$
(12)

因此,弯曲剪切区总挤压力F₂为

$$F_{2} = P_{1}^{*} + P_{2}^{*} + P_{3}^{*} + P_{4}^{*} + f = \frac{2B \cdot m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left[\frac{2t \left(\cos \frac{\beta}{2} + \cos \frac{\Psi}{2} \right)}{m} + (R_{1} + R_{2})(2\pi - \beta - \Psi) \right] + \frac{2m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} [(\pi - \beta)R_{1} + (\pi - \Psi)R_{2} + L_{1} + L_{2} + L_{3} + L_{4} + L_{5}](B + t)$$
(13)

则正挤压-弯曲剪切变形模型的总挤压力数学模型为

$$F = F_1 + F_2 = \frac{2\beta_1(B,\varphi)Bt\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\varphi}{2\sin^2\frac{\varphi}{2}} - \cot\frac{\varphi}{2} + m\cot\frac{\varphi}{2}\ln\frac{D_0}{2\sqrt{\frac{Bt}{\pi}}}\right) + \frac{\sigma_s m\pi D_0(H - L_6)}{\sqrt{3}} + \frac{2B \cdot m \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot$$

$$\left[\frac{2t\left(\cos\frac{\beta}{2} + \cos\frac{\Psi}{2}\right)}{m} + (R_1 + R_2)(2\pi - \beta - \Psi)\right] + \frac{2m \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}}[(\pi - \beta)R_1 + (\pi - \Psi)R_2 + L_1 + L_2 + L_3 + L_4 + L_5](B+t)$$
(14)

3 形状复杂系数 $\beta_1(B, \varphi)$ 的确定

在锭坯温度 θ 为 400 ℃、板厚 t 为 3 mm 时,通 过改变锥角 φ ,运用 Deform-3D 对正挤压-弯曲剪切 复合连续变形工艺进行数值模拟,在软件中定义各参 数: D_0 、B、t、 β 、 Ψ 、 R_1 、 R_2 、 L_1 、 L_2 、 L_3 、 L_4 、 L_5 、m、T、 v_0 ,得到形状复杂系数 $\beta_1(25, \varphi)$ 与 φ 的关系如 图 6 所示。



图 6 形状复杂系数 $\beta_1(25, \varphi)$ 与锥角 φ 的关系

Fig. 6 Relationship between complicated shape coefficient $\beta_1(25, \varphi)$ and cone angle φ

采用多项式对图 6 中形状复杂系数 $\beta_1(25, \varphi) = \varphi$ 的关系进行曲线拟合,多项式为

$$\beta_1(25,\varphi) = A_0 + A_1\varphi + A_2\varphi^2 + A_3\varphi^3 \tag{15}$$

式中: A_0 =-0.42249; A_1 =0.03556; A_2 =-0.000396; A_3 =0.0000016。

采用 3 次多项式拟合,判断系数 R²=0.99147,通 过拟合后形状复杂系数表达式为

$$\beta_1(25,\varphi) = -0.42249 + 0.03556\varphi + -0.000396\varphi^2 + 0.0000016\varphi^3$$
(16)

为了研究形状复杂系数 $\beta_1(B, \varphi)$ 与板宽 B 的关系, 通过改变板宽 B,运用 Deform-3D 对其进行数值模拟, 其他参数设置与上述一致。得到形状复杂系数 $\beta_1(B,60)$ 与B的关系如图7所示。

采用多项式对图 7 中形状复杂系数 β₁(*B*, 60)与 *B* 的关系进行曲线拟合,多项式为

$$\beta_1(B,60) = C_0 + C_1 B + C_2 B^2 + C_3 B^3 \tag{17}$$

式中: C_0 =4.09303; C_1 =-0.22204; C_2 =0.00198; C_3 =0.0000563。

采用 3 次多项式拟合,判断系数 R²=0.98856,通 过拟合后形状复杂系数表达式为

$$\beta_1(B,60) = 4.09303 - 0.22204B + 0.000198B^2 + 0.0000563B^3$$
(18)

将式(18)曲线作为截面曲线,以式(16)曲线作为引导线构建曲面,得到形状复杂系数 β₁(*B*, φ)表达式为

 $\beta_1(B,\varphi) = 3.03943 - 0.22204B + 0.00198B^2 +$

 $0.0000563B^3 + 0.03556\phi - 0.000396\phi^2 + 0.0000016\phi^3$ (19) 网 8 氏二头 形地有力乏教 8 (P)) 始二姊 曲五网











图 8 形状复杂系数 β₁(B, φ)三维曲面图

Fig. 8 3D graph of complicated shape coefficient $\beta_1(B, \varphi)$

AZ31 镁合金锭坯温度为 400 ℃、板厚 *t* 为 3 mm 时,正挤压-弯曲剪切变形的总挤压力*F* 为

$$F = (18.23658 - 1.33224B + 0.01188B^2 + 0.0003378B^3 +$$

$$0.21396\varphi - 0.002376\varphi^{2} + 0.0000096\varphi^{3}) \cdot B \cdot \frac{\sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\varphi}{2\sin^{2}\frac{\varphi}{2}} - \cot\frac{\varphi}{2} + m\cot\frac{\varphi}{2}\ln\frac{D_{0}}{2\sqrt{\frac{3B}{\pi}}}\right) + \frac{\sigma_{s}m\pi D_{0}(H - L_{6})}{\sqrt{3}} + \frac{2B \cdot m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left[\frac{6\left(\cos\frac{\beta}{2} + \cos\frac{\psi}{2}\right)}{m} + (R_{1} + R_{2})(2\pi - \beta - \Psi)\right] + \frac{2m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{6\left(\cos\frac{\beta}{2} + \cos\frac{\psi}{2}\right)}{m} + (R_{1} + R_{2})(2\pi - \beta - \Psi)\right) + \frac{2m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{6}{2}\cos\frac{\beta}{2} + \cos\frac{\psi}{2}\right) + \frac{2m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{6}{2}\cos\frac{\beta}{3} + \cos\frac{\psi}{2}\right) + \frac{2m \cdot \sigma_{s}}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{6}{2}\cos\frac{\beta}{3} + \frac{6}{2}\cos\frac{\psi}{3}\right) + \frac{6}{2}\cos\frac{\psi}{3} + \frac{6}{2}$$

$$[(\pi - \beta)R_1 + (\pi - \Psi)R_2 + L_1 + L_2 + L_3 + L_4 + L_5](B+3)$$
(20)

4 实验验证

图 9 所示为模具实物,结构参数值: B=25 mm、 $\varphi=60^{\circ}$ 、 $D_0=26$ mm、t=3 mm、 $\beta=140^{\circ}$ 、 $\Psi=100^{\circ}$ 、 $R_1=$





Fig. 9 Physical diagram of forward extrusion-bending shear composite forming die

6 mm、 R_2 =3 mm、 L_1 =3 mm、 L_2 = L_3 = L_4 =0.68 mm、 L_5 = 4 mm。实验选用的工艺参数为: *m*=0.3、 θ =400 ℃, *v*₀=2 mm/s, 镁合金棒锭坯尺寸: *H*×*D*=25 mm×*d* 25 mm,采用 100 t 立式锻压机对 AZ31 镁合金锭坯进行 正挤 压-弯曲剪切复合连续变形实验。由检测与分析 得出 AZ31 镁合金在 400 ℃以及对应的应变速率下 σ_s =35 MPa,最终经实验测试、数值模拟与数学模型计 算得出的总挤压力结果分别为 285、269.3 和 277.6 kN。 实验测试值与数学模型计算值有一定误差。主要原因 可能是由于在实际挤压过程中,模具温度比毛坯温度 低,锭坯与模具之间发生热传导,锭坯温度有所下降, 导致实际挤压力比模型计算出的挤压力高,该误差为 2.6%,在可接受的范围内,可以满足工程计算的要求。

为了研究正挤压-弯曲剪切复合连续变形工艺对 AZ31 镁合金综合性能的影响,采用图 9 所示模具在 不同的工艺条件下进行了挤压实验,并对所获取的挤 压样品进行了相关检测与分析。由金相检测结果显示, 正挤压-弯曲剪切复合连续变形工艺可显著改善镁合 金的显微组织,经一道次成形后平均晶粒尺寸由原始 铸态的 240 μm 可显著均匀细化至 0.5 μm,如图 10(a) 和(b)所示。

该复合工艺不仅可以对镁合金晶粒进行显著细 化,而且能极大地提高了镁合金的综合力学性能,是 一种极具发展潜力和应用前景的加工方法。当挤压温 度为 370 ℃时,经正挤压-弯曲剪切复合成形后,



图 10 AZ31 镁合金挤压变形前后的微观组织 Fig. 10 Microstructures of AZ31 magnesium alloy before (a) and after (b) extrusion

AZ31 镁合金板材的抗拉强度高达 307 MPa, 屈服强度 高达 232 MPa(见图 11 中的曲线 1)。当挤压温度为 290 ℃时,获得的 AZ31 镁合金板材的室温断裂伸长 率高达 28.6%(见图 11 中曲线 2)。



图 11 正挤压-弯曲剪切复合成形 AZ31 镁板应力-应变曲 线

Fig. 11 Tensile stress-strain curves of AZ31 magnesium plate formed by direct extrusion and bending shear deformation

5 结论

 市板正挤压-弯曲剪切复合连续变形工艺既可显著细化晶粒又可以弱化织构,极大地改善了镁合 金的综合力学性能,具有可连续生产、效率高、成本 低、工艺简单、一道次成形等特点。

 2)通过上界法与数值模拟相结合得出了形状复 杂系数的表达式,并建立了正挤压-弯曲剪切复合成 形技术的总挤压力数学模型。

3) AZ31 镁合金在实际挤压过程中的挤压力在 285 kN 左右,通过总挤压力数学模型计算出的挤压力 为 277.6 kN,相比误差为 2.6%,可以满足工程计算的 要求。

4) 挤压力的推导与计算可为模具的设计提供理 论基础,为实际生产过程中挤压机设备的选择以及挤 压加工可行性分析提供了有利依据。

REFERENCES

 刘 筱,朱必武,李落星,唐昌平.挤压态 AZ31 镁合金热变 形过程中的孪生和织构演变[J].中国有色金属学报,2016, 26(2):288-295.

LIU Xiao, ZHU Bi-wu, LUY Luo-xing, TANG Chang-ping.

Twinning and texture evolution in extruded AZ31 magnesium alloy during hot deformation[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2016, 26(2): 288–295.

- [2] 唐伟琴,李大永,彭颖红. AZ31 镁合金板材冲压成形制耳的 晶体塑性模拟[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(8): 1933-1940. TANG Wei-qin, LI Da-yong, PENG Ying-hong. Crystal plasticity simulation on earing during deep drawing of AZ31 magnesium alloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(8): 1933-1940.
- [3] 吴章斌, 桂良进, 范子杰. AZ31B 镁合金挤压材料的力学性能 与本构分析[J]. 中国有色金属学报, 2015, 25(2): 293-300.
 WU Zhang-bin, GUI Liang-jin, FAN Zi-jie. Mechanical properties and constitutive analysis of extruded AZ31B magnesium alloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2015, 25(2): 293-300.
- [4] 何运斌,潘清林,刘晓艳,李文斌. ECAP 法制备细晶 ZK60 镁 合金的微观组织与力学性能[J]. 材料工程, 2011(6): 32-38.
 HE Yun-bin, PAN Qing-lin, LIU Xiao-yan, LI Wen-bin.
 Microstructure and mechanical properties of ZK60 magnesium alloy produced by equal channel angular pressing[J]. Journal of Materials Engineering, 2011(6): 32-38.
- [5] 刘满平,王俊,蒋婷慧,吴振杰,谢学锋.高压扭转大塑性变形 Al-Mg 铝合金中的层错和形变孪晶[J].中国有色金属学报, 2014, 24(6): 1383-1392.

LIU Man-ping, WANG JUN, JIANG Ting-hui, WU Zhen-jie, XIE Xue-feng. Stacking faults and deformation twins in Al-Mg alloys subjected to high pressure torsion[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(6): 1383–1392.

- [6] CHEN Y J, WANG Q D, ROVEN H J, LIU M P. Network-shaped fine-grained microstructure and high ductility of magnesium alloy fabricated by cyclic extrusion compression[J]. Scripta Materialia, 2008, 58(4): 311–314.
- [7] SHAHBAZ M, PARDIS N, EBRAHIMI R, TALEBANPOUR B. A novel single pass severe plastic deformation technique: Vortex extrusion[J]. Materials Science and Engineering A, 2011, 530(1): 469–472.
- [8] MENG F Q, ROSALIE J M, SINGH A, SOMEKAWA H, TSUCHIYA K. Ultrafine grain formation in Mg-Zn alloy by in situ precipitation during high-pressure torsion[J]. Scripta Materialia, 2014, 78: 57–60.
- [9] TORBATI-SARRAF S A, LANGDON T G. Properties of a ZK60 magnesium alloy processed by high-pressure torsion[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2014, 613: 357–363.
- [10] ALIHOSSEINI H, ZAEEM M A, DEHGHANI K. Producing ultrafine-grained aluminum rods by cyclic forward-backward extrusion: Study the microstructures and mechanical properties[J]. Materials Letters, 2012, 74(5): 147–150.
- [11] ALIHOSSEINI H, ZAEEM M A, DEHGHANI K. A cyclic forward-backward extrusion process as a novel severe plastic deformation for production of ultrafine grains materials[J].

Materials Letters, 2012, 68(2): 204-208.

- [12] 卢立伟,赵 俊,刘龙飞,陈志钢,刘天模. 镁合金大塑性变形的研究进展[J]. 材料热处理学报, 2014, 35(s1): 1-7.
 LU Li-wei, ZHAO Jun, LIU Long-fei, CHEN Zhi-gang, LIU Tian-mu. Research achievements of severe plastic deformation on magnesium alloys[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2014, 35(s1): 1-7.
- [13] LIN J, WANG X, REN W, YANG X, WANG Q. Enhanced strength and ductility due to microstructure refinement and texture weakening of the GW102K alloy by cyclic extrusion compression[J]. Journal of Materials Science and Technology, 2016, 32(8): 783–789.
- [14] SHAHBAZ M, PARDIS N, KIM J G, EBRAHIMI R, KIM H S. Experimental and finite element analyses of plastic deformation behavior in vortex extrusion[J]. Materials Science and Engineering A, 2016, 674: 472–479.
- [15] LEE H J, HAN J K, JANAKIRAMAN S, AHN B, KAWASAKI M. Significance of grain refinement on microstructure and mechanical properties of an Al-3%Mg alloy processed by high-pressure torsion[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2016, 686: 998–1007.
- [16] 赵鸿金,胡玉军,彭 凯,李涛涛.方形等通道角挤压力计算 与分析[J]. 塑性工程学报, 2015(6): 15-20.
 ZHAO Hong-jin, HU Yu-jun, PENG Kai, LI Tao-tao.
 Calculation and analysis of extrusion force in square equal channel angular pressing[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2015(6): 15-20.
- [17] EBRAHIMI M, GHOLIPOUR H, DIAVANROODI F. A study on the capability of equal channel forward extrusion process[J]. Materials Science and Engineering A, 2016, 650: 1–7.
- [18] HU Hong-jun, ZHANG Ding-fei, PAN Fu-sheng. Die structure optimization of equal channel angular extrusion for AZ31 magnesium alloy based on finite element method[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2010, 20(2): 259–266.
- [19] RAHIMI F, EIVANI A R, KIANI M. Effect of die design parameters on the deformation behavior in pure shear extrusion[J]. Materials Design, 2015, 83: 144–153.
- [20] PRIEL E, UNGARISH Z, NAVI N U. Co-extrusion of a Mg/Al composite billet: A computational study validated by experiments[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2016, 236: 103–113.
- [21] 黄克坚,包忠诩,黄志超,朱永光.宽展挤压变形及挤压力的 计算[J].塑性工程学报,2004,11(5):41-45.
 HUANG Ke-jian, BAO Zhong-xu, HUANG Zhi-chao, ZHU Yong-guang. The analysis of spread extrusion forming law[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2004, 11(5): 41-45.
- [22] 王振范,刘相华. 能量理论及其在金属塑性成形中的应用[M].
 北京:科学出版社,2009.
 WANG Zhen-fan, LIU Xiang-hua. Energy princple and it's

application in metal forming[M]. Beijing: Science Press, 2009.

Continuous deformation technology and extrusion load calculation of Mg alloys fabricated by direct extrusion and bending shear deformation

HU Zhong-ju¹, LIU Yan-feng¹, LU Li-wei^{1, 2, 3}, WU Xian-peng², LIU Chu-ming³

(1. Hunan Provincial Key Laboratory of High Efficiency and Precision Machining of Difficult-to-cut Material,

Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;

2. Hunan Provincial Key Defense Laboratory of High Temperature Wear-resisting Materials and Preparation Technology,

Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China;

3. School of Materials Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: Combining with the features of traditional extrusion and bending shear deformation, a new technology of rod-plate direct extrusion and bending shear compound deformation was proposed, which can not only significantly refine the grain size, but also weaken the texture, thus improve the mechanical properties of Mg alloys greatly. Based on the analysis of the compound deformation features, the mathematical model of the total extrusion load was established, The extrusion force required for direct extrusion bending shear compound deformation is systematically, completely and accurately characterized. According to the deformation features of each zone, the actual direct extrusion model can be analogized to the equivalent area of extruded bar model, and a complex shape coefficient is introduced. The upper bounding method is used to get analytical expression of the extrusion force of each zone. The complex coefficient of shape is analyzed and solved based on the finite element numerical simulation. Finally, the research result shows that the error range between calculated value from the mathematical model and the actual value is below 5%, which can satisfy the engineering calculation requirement.

Key words: Mg alloys; direct extrusion-bending shear compound deformation; microstructure; mechanical properties; complex shape coefficient; extrusion load

Foundation item: Project(51505143) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project (2016T90759, 2014M562128) supported by Chinese Postdoctoral Science Foundation

Received date: 2016-10-12; Accepted date: 2018-03-12

Corresponding author: LIU Li-wei; Tel: +86-731-58290782; E-mail: cqulqyz@126.com

(编辑 李艳红)