

镁合金管材大曲率无芯弯曲损伤及壁厚变化研究

苟毓俊, 双远华, 周 研, 蔡 伟, 代 佳, 毛飞龙, 丁小凤, 赵春江

(太原科技大学, 山西 太原 030024)

摘 要: 基于管材弯曲成形机理及 Johnson-Cook 损伤理论, 利用 Deform-3D 有限元方法分析了 AZ31B 镁合金管材大曲率无芯弯曲初始弯曲温度、助推速度及助推形式对损伤及管材壁厚变化影响。结果表明: 当助推模和压力模对管材施加的作用一定时, 初始弯曲温度过低或过高均不利于镁合金管材弯曲成形, 最佳初始弯曲温度为 350 °C, 在最佳初始弯曲温度条件下, 当助推模与压力模同步运动时, 仅能改善一侧壁厚变化程度, 无法同时改善弯管整体壁厚变化, 内外侧壁厚不均匀度较大; 当助推模与压力模不同步时, 通过合理匹配助推模与压力模二者之间的轴向速度来改变镁合金管材在进给阶段轴向拉伸或压缩变形程度, 使得内外侧壁厚均匀度达到较理想效果; 当外助推模和压力模同步, 内助推模和以上二者等速反向运动时, 内外侧壁厚均匀度最佳, 获得综合性能良好的镁合金管材弯曲成形质量。

关键词: AZ31B 镁合金管材; 大曲率; 无芯弯曲; 损伤; 壁厚变化

中图分类号: TG146.22

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2018)08-2422-07

随着经济和社会发展, 对节能和环保要求更加严格, 结构轻量化产品越来越受重视。弯管因其结构合理、尺寸精确、外形美观、强韧化和低能耗等优点, 同时也与现代社会提出的轻量(中空结构)、强环保等要求相吻合, 被广泛应用于航空航天、船舶、汽车及锅炉等行业。镁合金作为目前最轻的商用金属结构材料, 因其卓越的性能被广泛应用, 因其极易回收利用, 被誉为 21 世纪绿色环保材料^[1-5]。镁合金因自身比重较低, 若采用中空结构的管材可进一步减轻构件重量。目前对管材弯曲的研究主要是针对钢和铝合金材料而开展, 镁合金虽性能卓越, 但是受温度等影响, 成型性较差, 所以对镁合金管材弯曲的研究相对较少, 尤其是镁合金管材大曲率(相对弯曲半径 $R/D=1\sim 1.3$, 其中 R 、 D 分别为管材弯曲半径及管材外径)无芯弯曲成形鲜有报道。

Luo^[6]等在室温及加热条件下进行了镁合金管材弯曲, 结果显示, 室温及较低温度下弯曲时弯曲成形性很差, 甚至断裂, 当弯曲温度提高到 150~200 °C 时, 镁合金管材的弯曲性能提高, 可弯制出相对弯曲半径约为 2 的镁合金管材^[7,8]。Takahashi 等^[9]进行了镁合金管材拉拔实验, 获得了具有细晶组织的镁合金管材, 有效地改善了其室温塑性, 室温下弯制出相对弯曲半径为 2.8 镁合金管材。杨合^[10]等人主要从局部加载控

制不均匀变形入手, 采用理论、模拟和实验相结合方法, 为铝合金大口径薄壁管与钛合金管数控弯曲成形理论与技术的发展做出了重要贡献。吴文云^[11]在高温条件下进行了挤压态 AZ31 和 AM30 镁合金管材有芯弯曲成形, 研究了相对弯曲半径、弯曲线速度、摩擦系数等因素对管材绕弯成形的影响, 并从微观角度研究了管材绕弯的塑性变形机制。王祺^[12]建立了 AZ31 镁合金型材张力绕弯有限元数学模型, 通过有限元模拟, 确定了镁合金型材张力绕弯成形的合理工艺参数, 分析了弯曲角度、温度等工艺参数对型材张力绕弯成形质量的影响。

镁合金管材大曲率无芯弯曲初始弯曲温度选择不当影响弯曲质量甚至不能弯曲成形。管材弯曲过程中外侧材料切向受拉, 壁厚减薄, 而内侧材料切向受压, 壁厚增厚, 外侧壁减薄和内侧壁增厚是一对同时发生的变形矛盾, 难以进行独立控制。因镁合金管材弯曲成形受温度等影响较大, 内外侧壁厚均匀性相比钢、铝合金材料更难控制。

本研究基于管材弯曲成形机理及 Johnson-Cook 损伤理论, 利用 Deform 有限元方法分析了 AZ31B 镁合金管材大曲率无芯弯曲过程中初弯温度、助推速度及助推形式对管材损伤及壁厚变化影响, 为镁合金管材大曲率无芯弯曲工艺的制定及管材成材率的提高提供

收稿日期: 2017-08-16

基金项目: 太原科技大学博士启动基金(20162034); 山西省重点研发计划重点项目(201603D111005); 山西省重点学科建设经费资助; 国家自然科学基金(51375325)

作者简介: 苟毓俊, 男, 1986 年生, 博士生, 太原科技大学重型机械教育部工程研究中心, 山西 太原 030024, E-mail: 496625508@qq.com

技术指导。

1 镁合金管材大曲率无芯弯曲理论分析

1.1 镁合金管材大曲率无芯弯曲变形分析

镁合金管材大曲率无芯弯曲成形原理如图 1 所示。镁合金管材弯曲成形是在多模具相互约束条件下完成的。镁管前端由夹紧模压紧在弯曲模的镶模上，在管材与弯曲模的切点附近外侧装有压力模，靠近弯曲模内侧装有防皱模，防皱模刃口端部和弯曲切点相平齐，当固定在机床主轴上的弯曲模绕机床主轴转动时，镁管就绕弯曲模逐渐弯曲成预定形状。本研究在靠近镁管尾部位置布置有外助推模 (A) 和内助推模 (B)，外助推模和压力模在轴向运动方向相同，内助推模在轴向的运动方向不确定，和以上二者运动方向相同或相反。

图 2 为铸态 AZ31B 在 Gleeble-1500D 热模拟试验机进行拉伸及压缩实验的应力-应变曲线，变形温度为 350 °C。从图 2a 可以看出，初始屈服应力及拉伸强度均随应变率的提高而增大，相反总延伸率显著降低。这说明 AZ31B 镁合金在一定温度下变形所需的变形力随应变率的提高而增大；应变率越高，失稳后应变急剧减小，说明随应变率增大，缩颈后的断裂过程加快，将会影响镁合金管材弯曲过程。从图 2b 中可以看出：当压缩应变率为 5 s⁻¹ 时应力-应变曲线变化幅度较大，变形不稳定，说明较高的变形速率破坏了相应的变形机制，使得试样的变形只能以畸变释放变形能。综上所述，镁合金管材大曲率无芯弯曲时速度不能太快。

镁合金管材弯曲过程中应力应变状态如图 3 所示。A、B 两点分别为管材外凸侧壁和内凹侧壁上的点，从图 3 可以看出，弯曲过程中外凸侧材料处于一向(径向)压应力和两向(切向和周向)拉应力状态的拉伸变形区，壁厚减薄，而内侧材料则处于三向压应力状态的压缩变形区，壁厚增厚，内侧壁和外侧壁上周向应力分别为压应力和拉应力，周向应力实际为一弯曲应力。管材前进时与压力模和防皱模内凹槽面产生滑动摩擦，弯

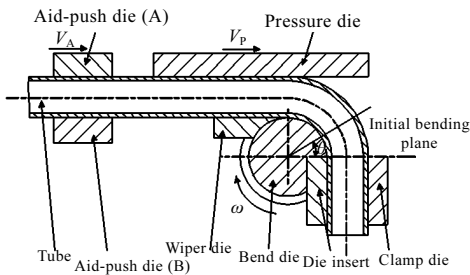


图 1 镁合金管材弯曲原理图

Fig.1 Bending principle diagram of magnesium alloy tube

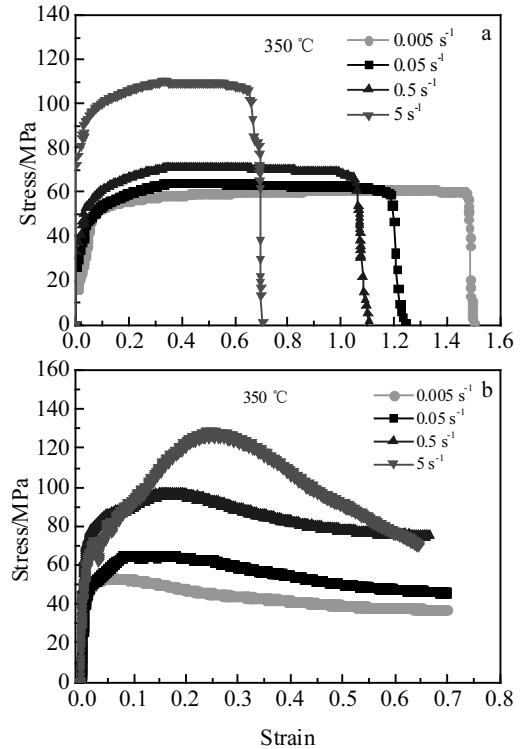


图 2 350 °C 下不同应变速率的应力-应变曲线

Fig.2 Stress-strain curves of AZ31B alloy under condition of 350 °C and different strain rates: (a) tensile and (b) compressive

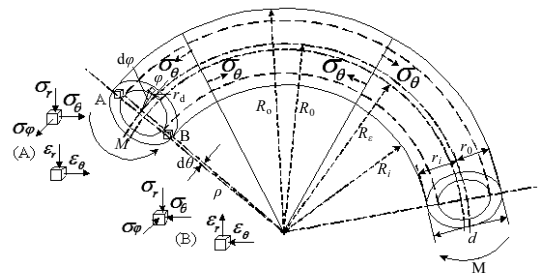


图 3 镁合金管材变形区应力应变状态图

Fig.3 Stress and strain diagram for bending of magnesium alloy tube

曲模转动时需有一个附加切向拉力来平衡管坯进给方向上摩擦反力。管材弯曲在某种程度上具有拉伸弯曲性质^[13]。弯曲成形过程中内凹侧管壁处于受弯曲模凹槽约束的变形状态，外凸侧管壁处于自由变形状态。弯曲过程中一方面外凸侧材料必然会受到切向拉伸而壁厚减薄，另一方面外凸侧受到附加切向拉应力和周向弯曲应力作用，同时管材弯曲时外凸侧处于自由流动状态，这样外凸侧变形不均匀，以上综合作用使得镁合金管材外凸侧区域损伤值大于内凹侧损伤值，当此综合作用达到镁合金临界断裂强度时不均匀变形就会形成镁合金管材裂纹（附加拉力加剧了外侧管壁厚变薄及损

伤)。图 3 中 σ_r 、 σ_θ 和 σ_ϕ 分别为径向、切向和周向应力，切向应力为绝对值最大的主应力。

1.2 损伤理论模型

本研究使用应用较广的 Johnson-Cook^[14] 损伤模型，表达式为：

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)](1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 \ln T^*) \quad (1)$$

式中： ε_f -断裂应变。 σ^* -应力三轴度； $\sigma^* = \bar{\sigma}_m / \sigma_e$ ； $\bar{\sigma}_m$ -静水应力； σ_e -等效应力； $\dot{\varepsilon}^*$ -相对等效塑性应变率， $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0$ ； $\dot{\varepsilon}$ -应变率； $\dot{\varepsilon}_0$ -参考应变率； D_1 、 D_2 、 D_3 、 D_4 、 D_5 -材料常数； T^* -温度参数； $T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}$ ； T_r -参
数温度； T_m -材料熔化温度。损伤萌生时等效塑性应变是三轴应力和应变率的函数。

2 镁合金管材大曲率无芯弯曲热力耦合有限元模拟

采用 Deform-3D 有限元软件建立数学模型，将 AZ31B 在 Gleeble-1500D 热模拟试验机实验得到的应力-应变曲线数据导入软件的材料库中，进行镁合金管材大曲率无芯弯曲模拟，不考虑模具的温度场。管材规格为：10 mm×1 mm×100 mm。

2.1 镁合金化学成分及热模拟参数

铸态 AZ31B 镁合金管材的化学成分如表 1，镁合金管材大曲率无芯弯曲热力耦合模拟相关参数如表 2。

2.2 镁合金管材大曲率无芯弯曲工艺及工艺参数

图 4 为镁合金管材大曲率无芯弯曲工艺几何模型。表 3 为镁合金管材大曲率无芯弯曲工艺参数表。

2.3 有限元模拟结果分析

2.3.1 镁合金管材大曲率无芯弯曲应力、应变分析

镁合金弯管实际使用过程中外凸侧壁厚过分减薄所引起的损伤及裂纹等缺陷远比内凹侧壁厚增厚影响

表 1 AZ31B 镁合金的化学成分

Table 1 Chemical composition of AZ31B magnesium alloy (wt%)^[15]

Al	Mn	Fe	Zn	Si	Cu	Ni	Mg
3.37	0.29	0.04	0.86	0.1	0.002	0.005	Bal.

表 2 AZ31B 镁合金管材大曲率无芯弯曲模拟相关参数

Table 2 Simulation parameters of large curvature and no-mandrel bending process for AZ31B magnesium alloy tube

Parameter	Value
Room temperature/°C	20
Specific heat/kJ·(kg·°C) ⁻¹	1.17
Thermal conductivity/W·(m·°C) ⁻¹	110
Convective heat-transfer coefficient/W·m ⁻² ·°C ⁻¹	11

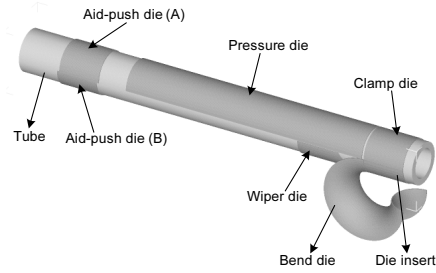


图 4 镁合金管材大曲率无芯弯曲有限元几何模型

Fig.4 Finite element geometrical model of large curvature and no-mandrel bending process for magnesium alloy tube

表 3 镁合金管材大曲率无芯弯曲工艺参数表

Table 3 Process parameters of bending for magnesium alloy tube

Parameter	Value	Remark
Relative bending radius, R_0/D	1.3	
Bend die rotational speed, $n_w/r \cdot \text{min}^{-1}$	2.0	
Bending tangential velocity, $V_w/\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$	2.7	
Pressure die velocity, $V_p/\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$	2.0~4.0	
Aid-push die (A) velocity, $V_A/\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$	2.0~4.0	
Aid-push die (B) velocity, $V_B/\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$	-2.0~4.0	
Friction factor, u	0.1	Tube/bend die, wiper die
	50	Tube/clamp die, die insert
	0.2	Tube/pressure die, aid-push die
Bending angle, $\beta/(\text{°})$	180	
Clearance between tube and dies, C/mm	0.1	Tube/bend die, pressure die, aid-push die, wiper die
	0	Tube/clamp die, die insert

大的多，所以从损伤及裂纹角度出发研究初弯温度对镁合金管材损伤及壁厚影响时主要研究外凸侧情况。

不同初始弯曲温度条件下外凸侧壁最大等效应力及等效应变如图 5 所示。从图 5 可知，初始弯曲温度从 200 °C 到 350 °C 过程中，外侧最大等效应力随弯曲温度升高而减小，温度继续升高到 400 °C，最大等效应力较 350 °C 时略有增大，而外侧最大等效应变的变化趋势正好与等效应力变化趋势相反。以上主要是因为初弯温度升高，材料的屈服强度降低，有利于再结晶机制的启动，晶粒得到细化，镁合金的塑性增强，

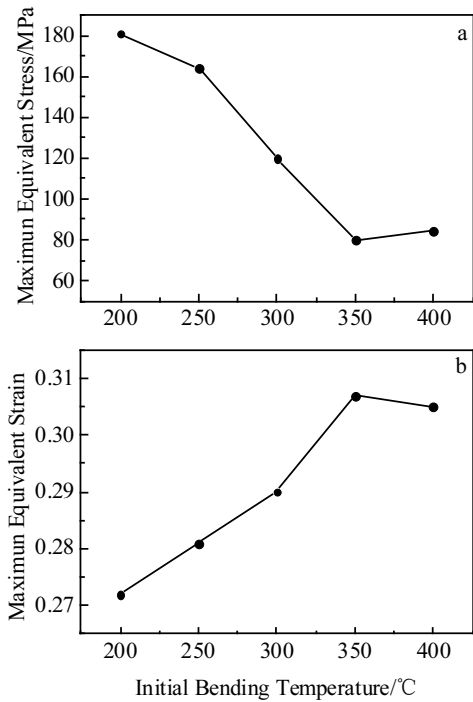


图 5 不同初弯温度时外侧最大等效应力及等效应变

Fig.5 Maximum equivalent stress (a) and strain (b) for outer wall at different initial bending temperatures

初始弯曲温度为 350 °C 时，外侧最大等效应力及等效应变分别达到最小及最大值，此温度下充分调动了镁合金的滑移系，实现了完全再结晶。初始弯曲温度过高（400 °C）时，再结晶实现变形的过程中，局部晶

粒在高温作用长大，回复和再结晶所导致材料软化效应将超过材料的形变硬化效应，从而使管壁外侧材料变形抗力不足，甚至在再结晶区域形成孔洞从而开裂，反而降低了合金的塑性，这将会对其力学性能和加工性能产生一定的反作用。

2.3.2 初弯温度对镁合金管材大曲率无芯弯曲损伤及壁厚影响分析

图 6 为其他弯曲条件相同不同初始弯曲温度条件下弯曲损伤云图。由图 6 可知，相同弯曲工艺不同初弯温度下弯曲最大损伤值不同，最大损伤均发生在管材外凸侧，内凹侧损伤值和外凸侧损伤值相比基本可忽略不计，验证了 1.1 节中关于弯曲过程中受力及损伤分析；初弯温度较低时镁合金变形能力较弱，损伤较大，严重影响弯曲质量，随着初弯温度升高其塑性得到了提高，350 °C 损伤最小为 0.336，温度过高（400 °C）时不利于镁合金管材弯曲成形，虽然损伤程度比低温时低，但弯曲过程中会引起镁管局部过渡软化和壁厚过分减薄。所以最佳初弯温度为 350 °C。镁合金管材大曲率无芯弯曲最大损伤值如表 4。

基于损伤理论式（1），周梦成^[16]、陈继恩^[17]等人研究了应力三轴度和断裂应变之间的关系，结果表明应力三轴度和材料断裂应变之间存在负相关关系。

镁合金管材弯曲过程中内、外侧应力三轴度及相应的断裂应变如图 7 所示。从图 7 可知，弯曲角度相同时外凸侧应力三轴度比内凹侧对应的应力三轴度大，而断裂应变情况正好相反。同时，外凸侧和内凹

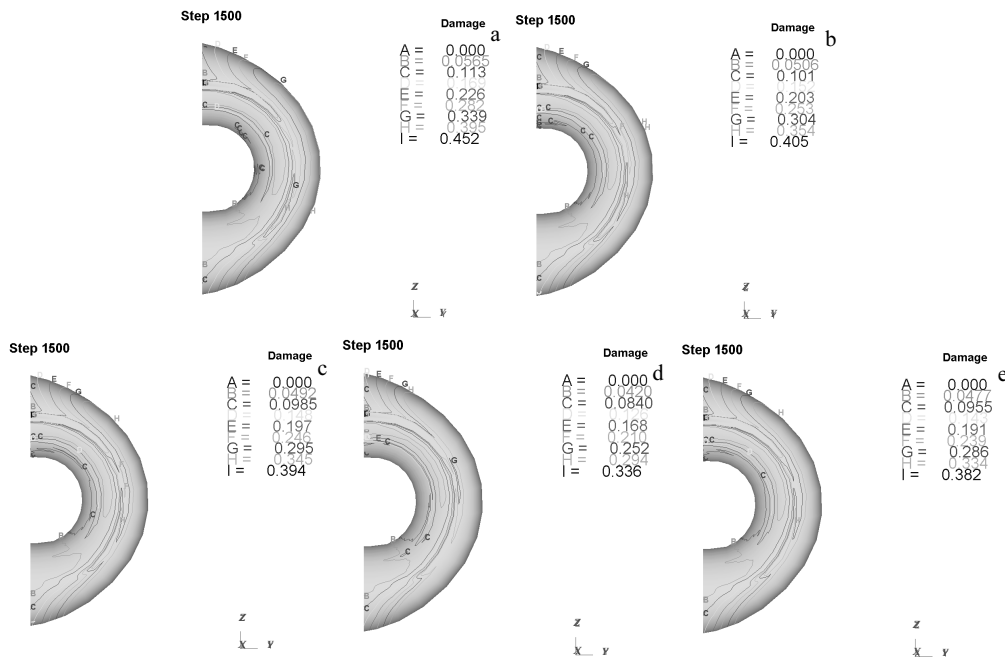


图 6 不同初弯温度下损伤值

Fig.6 Damage value at different initial bending temperatures: (a) 200 °C, (b) 250 °C, (c) 300 °C, (d) 350 °C, and (e) 400 °C

表 4 镁合金管材大曲率无芯弯曲最大损伤值
Table 4 Maximum damage value of large curvature and no-mandrel bending process for AZ31B magnesium alloy tube

Initial bending temperature/°C	Maximum damage value
200	0.452
250	0.405
300	0.394
350	0.336
400	0.382

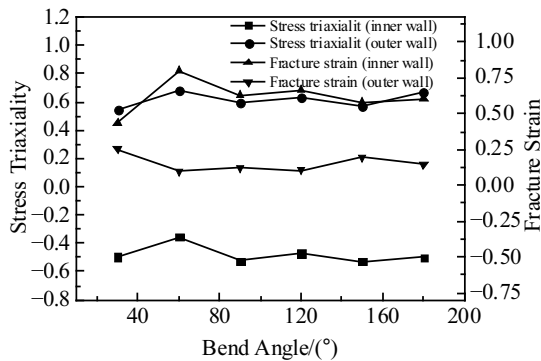


图 7 应力三轴度和断裂应变关系

Fig.7 Relationship between stress triaxiality and fracture strain

侧均显示应力三轴度和材料断裂应变呈负相关关系，即外凸侧断裂应变较小，较内凹侧相比更容易发生损伤及裂纹，从另一方面验证了 1.1 节中关于损伤分析，同时也符合并验证了本研究所使用的 Johnson-Cook 损伤模型。

不同初弯温度条件下镁合金管材外凸侧最大壁厚减薄率如图 8 所示。由图 8 可知，管材尾部外凸侧有无助推条件下初始弯曲温度对管材外侧最大壁厚减薄率的趋势一致，初弯温度从 200 °C 到 350 °C 过程中，

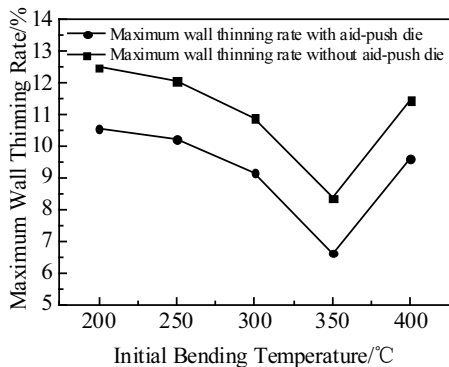


图 8 不同初弯温度时外侧最大壁厚减薄率

Fig.8 Maximum wall thinning rate for outer wall at different initial bending temperatures

随初弯温度升高，两种情况下镁合金管材外凸侧最大壁厚减薄率均逐渐降低（有助推（6.62%）比没有助推（8.36%）时外侧最大壁厚减薄率要低），350 °C 时减薄率最低，这是因为外凸侧管材壁厚切向伸长很大程度上靠管壁材料周向流动变形进行补充，当弯曲半径和弯曲角度一定时，金属轴向流动量不变，随着初弯温度升高，镁合金的屈服极限下降，当内应力一定时，有更多的金属参与塑性变形，周向上材料流动越多，缓解了外凸侧壁厚减薄程度，依据 2.3.1 节中相关解释，继续升高初弯温度达到 400 °C 时引起镁管局部过渡软化，较 350 °C 时减薄程度较大，将降低管件的受压能力，降低其使用年限。以上分析再次说明最佳初始弯曲温度为 350 °C。

2.3.3 助推与压紧对镁合金管材大曲率无芯弯曲壁厚影响分析

在保证安全性和可靠性前提下，镁合金管材内外侧壁厚越均匀使用性能越好，研究如何在合适的初始弯曲温度下控制好内外侧壁厚均匀度意义较大。管材镁合金管材大曲率无芯弯曲过程中内、外侧壁厚变化受助推模和压力模助推速度及助推形式影响较大。在最佳初弯温度 350 °C 条件下，开展了以下几组不同助推速度及形式对镁合金管材弯曲壁厚变化影响数值模拟：

- (1) $V_A = V_B = V_P = 1.3V_W$
- (2) $V_A = V_B = V_P = 0.8V_W$
- (3) $V_A = V_B = 1.3V_W, V_P = 0.8V_W$
- (4) $V_A = V_B = 0.8V_W, V_P = 1.3V_W$
- (5) $V_A = V_P = 1.3V_W, V_B = -1.3V_W$

其中： V_A 、 V_B 、 V_P 及 V_W 分别表示外助推模轴向速度、内助推模轴向速度、压力模轴向速度及弯曲切向速度。

镁合金管材在较理想初弯温度 350 °C 和应变速率 0.05 s^{-1} ，不同助推速度及形式下壁厚变化如图 9 所示。从图 9 可以看出，助推模和压力模同步且速度略大于弯曲切向速度（1）时，因外凸侧切向拉伸程度减轻，内凹侧切向压缩程度加剧，所以外凸侧壁减薄率最小而内凹侧壁增厚率最大，助推模和压力模同步且速度略小于弯曲切向速度（2）时，未变形区管材受到一轴向拉伸变形，外凸侧切向拉伸程度加剧，同时内凹侧切向压缩程度减轻，所以外凸侧壁减薄率最大而内凹侧壁增厚率最小，助推模和压力模同步运动只能使得内、外侧其中一侧壁厚变化程度得到一定改善，无法同时改善弯管整体壁厚变化，内外侧壁厚不均匀度较大；当助推模与压力模不同步（3）、（4）时，助推模与压力模之间受到轴向压缩/拉伸变形，内外侧壁厚变化率均介于同步运动之间，内外侧壁厚均匀度达

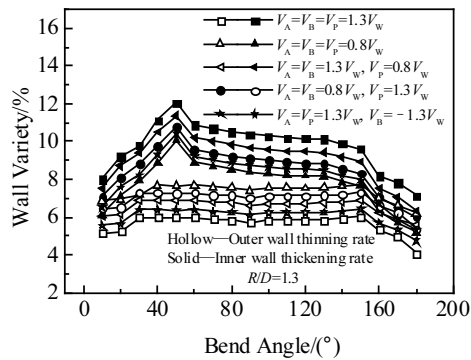


图 9 不同助推与压紧条件下壁厚情况

Fig.9 Wall thickness under different aid-pushing and pressing conditions

到较理想效果; 当外助推模和压力模同步 (略大于弯曲切向速度), 内助推模和以上二者等速反向运动 (5) 时, 鉴于 (1) 条件下外凸侧减薄率已经达到最小, (5) 中内助推模等速反向运动时缓解了内凹侧切向压缩变形, 相比以上几组情况, 内外侧壁厚均匀度最佳。镁合金管材在弯曲初始阶段, 外凸侧壁厚减薄率与内凹侧壁厚增厚率均随着弯曲角度增大而增加, 弯曲角度在 50° 左右时二者均达到最大值, 继续增大弯曲角度, 外凸侧壁厚减薄率基本趋于平缓, 内凹侧壁厚增厚率呈小幅度缓慢下降趋势, 内外侧壁厚变化率均在终弯点附近急剧下降, 以上现象主要是因为初始弯曲阶段处于弹性阶段, 弯曲变形应力较大, 发生的变形也较大, 当弯曲段跨过弹性变形阶段后进入塑性变形阶段, 随着弯曲角度继续增大, 此时材料受到加工硬化影响弯曲变得困难。

3 结 论

1) 初始弯曲温度对弯曲损伤影响较大, 初始弯曲温度不同弯曲过程中最大损伤值不同, 最大损伤值均出现在管材外凸侧面。初始弯曲温度较低时镁合金变形能力较弱, 损伤较大, 严重影响弯曲质量, 随着初弯温度升高其塑性得到了明显提高, 损伤程度降低, 350°C 时最低 0.336, 温度过高 (400°C) 时, 虽然损伤程度比低温时低, 但相比 350°C 时有较大幅度增加, 不利于镁合金管材大曲率无芯弯曲成形, 最佳初始弯曲温度为 350°C 。

2) 初始弯曲温度对外凸侧壁厚减薄率影响较大, 材料初弯温度较低时, 塑性变形能力较差, 随初弯温度升高, 镁合金屈服极限下降, 内力一定时, 参与塑性变形金属增多, 缓解了外凸侧壁厚减薄程度, 所以

初弯温度从 200°C 到 350°C 过程中, 镁管外侧壁厚减薄率逐渐降低, 350°C 时达到最低 8.36% (无助推) 和 6.62% (有助推)。继续升高初始弯曲温度达到 400°C 时弯曲过程中会引起镁管局部软化, 壁厚较 350°C 时减薄程度太大, 将降低管件的受压能力, 降低其使用年限。

3) 通过合理调整镁合金管材弯曲过程中助推模和压力模之间速度的相互关系, 可以使得弯曲后的镁合金管材内外壁厚均匀度得到改善。当外助推模和压力模同步 (略大于弯曲切向速度), 内助推模和以上二者等速反向运动时, 内外侧壁厚均匀度最佳。

4) 通过选择合适的初始弯曲温度及大曲率无芯弯曲工艺完全可能生产出符合要求且性能良好的镁合金弯管。

参考文献 References

- [1] Chen Zhenhua(陈振华). *Wrought Magnesium Alloy*(变形镁合金)[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2005: 102
- [2] Friedrich H, Schumann S. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2001, 117(3): 276
- [3] Iwanaga K, Tashiro H, Okamoto H et al. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2004, 155-156: 1313
- [4] Lee S, Chen Y H, Wang J Y et al. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2002, 124(1-2): 19
- [5] Li Xinkai(李新凯), Zhang Zhimin(张治民), Zhao Yali(赵亚丽). *Hot Working Technology*(热加工工艺)[J], 2011, 40(24): 54
- [6] Luo A A, Sachdev A K. *Materials Science Forum*[J], 2005, 488-489: 477
- [7] Luo A A, Sachdev A K. *Hydroforming for Advanced Manufacturing*[M]. Boca Raton: CRC Press, 2008: 238
- [8] Luo A A, Sachdev A K. *Magnesium Technology 2005*[C]. Warrendale, PA: TMS, 2005: 145
- [9] Takahashi H, Oishi Y, Wakamatsu K et al. *Materials Science Forum*[J], 2003, 419: 345
- [10] Yang He(杨合), Sun Zhichao(孙志超), Zhan Mei(詹梅) et al. *Journal of Plasticity Engineering*(塑性工程学报)[J], 2008, 15(2): 6
- [11] Wu Wenyun(吴文云). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2010
- [12] Wang Qi(王祺). *Thesis for Master*(硕士论文)[D]. Shenyang: Shenyang Ligong University, 2009
- [13] E Daxin(鄂大辛), Zhou Dajun(周大军). *Metal Tube Bending: Theory and Forming Defects Analysis*(金属管材弯曲理论及成形缺陷分析)[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology

- Press, 2016: 223
- [14] Johnson G R, Cook W H. *Engineering Fracture Mechanics*[J], 1985, 21(1): 31
- [15] Gou Yujun(苟毓俊), Shuang Yuanhua(双远华), Zhou Yan(周研) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2017, 46(11): 3326
- [16] Zhou Mengcheng(周梦成), Feng Fei(冯飞), Hu Jianhua(胡建华) *et al. China Mechanical Engineering*(中国机械工程)[J], 2015, 26(5): 694
- [17] Chen Jien(陈继恩). *Thesis for Master*(硕士论文)[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2012

Damage and Wall Thickness Variation of Magnesium Alloy Tube in Large Curvature and No-Mandrel Bending Process

Gou Yujun, Shuang Yuanhua, Zhou Yan, Cai Wei, Dai Jia, Mao Feilong, Ding Xiaofeng, Zhao Chunjiang
(Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

Abstract: Based on the tube bending forming mechanism and Johnson-Cook damage theory, the influence of initial bending temperature, aid-push speed and aid-push mode of magnesium alloy tube bending process, with large curvature and no-mandrel, on the damage and wall thickness variation was analyzed by the Deform-3D finite element method. The results show that when the aid-push die and pressure die exert a certain effect on the tube, the too high or too low initial bending temperature is detrimental to the bending of the magnesium alloy tube, and the optimum initial bending temperature is 350 °C. At the optimum initial bending temperature, when the aid-push die moves synchronously with the pressure die, only the unilateral wall thickness variation degree can be improved, and the overall wall thickness variations cannot be improved simultaneously, so the wall thickness non-uniformity of the tube is severe. When the aid-push die and pressure die are not synchronized, the axial tension or compression deformation degree of the tube-bending can be changed with reasonably matching the axial velocity between the aid-push die and the pressure die at the feed stage; thus the wall thickness uniformity can achieve a rather good effect. When the external aid-push die moves synchronously with the pressure die, and the internal aid-push die moves at a velocity of the same magnitude but in opposite direction with the above two dies, the wall thickness uniformity is optimal; thus the bending quality of magnesium alloy tube with good comprehensive properties is obtained.

Key words: AZ31B magnesium alloy tube; large curvature; no-mandrel bending; damage; wall thickness variation

Corresponding author: Shuang Yuanhua, Ph. D., Professor, Heavy Machinery Engineering Research Center of the Ministry of Education, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, P. R. China, E-mail: yhshuang@tyust.edu.cn