

TC4 钛合金锥形环热辗轧应变及温度场对轧辊尺寸的响应规律

郭良刚¹, 陈建华¹, 杨合^{1,*}, 谷瑞杰²

1. 西北工业大学 凝固技术国家重点实验室, 陕西 西安 710072
2. 中国重型机械研究院有限公司, 陕西 西安 710032

摘要: 提出采用等效半径来描述锥形轧辊(驱动辊和芯辊)及锥形环的呈线性变化的径向尺寸,进而建立了确定锥形环件辗轧关键工艺参数合理范围的方法。基于 ABAQUS 软件平台,研究建立了 TC4 钛合金锥形环热辗轧三维热力耦合有限元模型,进而模拟阐明了 TC4 钛合金锥形环热辗轧过程应变及温度场对轧辊尺寸(等效半径)的响应规律与机理。主要结果表明:随着驱动辊等效半径增大,环件内侧等效塑性应变及温度明显增大,环件温度分布越均匀;随着芯辊等效半径增大,环件内侧等效塑性应变及温度明显减小,温度分布越不均匀;驱动辊和芯辊各存在一个最佳的等效半径,使得环件应变分布最均匀。

关键词: 钛合金; 锥形环; 环件轧制; 轧辊尺寸; 等效半径; 热力耦合

中图分类号: V214.3⁺2; TG146.2; TG113 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-6893(2013)06-1463-11

TC4 钛合金锥形环件是航空发动机机匣、结合环、安装边等大量采用的一类航空发动机关键零件。环件热辗轧由于具有省力、节能、节材、优质、高效、低噪等技术优势,已成为该类难变形合金异形环件不可替代的先进成形制造技术。在该类环件热辗轧过程中,轧辊(驱动辊和芯辊)尺寸的变化,将导致轧制过程每转进给量、辊缝变形区大小和形状以及轧辊与变形区接触状态的显著变化,从而对轧制过程塑性变形行为(应变场)及温度场产生重要影响,进而影响轧制环件的微观组织与综合机械性能。因此,探明 TC4 钛合金锥形环热辗轧应变场及温度场对轧辊尺寸的响应规律,是实现该成形过程及成形质量的优化与控制迫切需要开展的重要研究课题。

有关轧辊尺寸对环件辗轧过程的影响研究,华林等^[1]分析了矩形截面环件轧制轧辊尺寸对咬入条件、锻透条件、刚性条件、环件最大初始壁厚和设备能力的影响,提出了轧辊设计准则。Guo 等^[2-3]基于 ABAQUS 软件建立了矩形截面环件冷辗轧三维有限元模型,系统研究揭示了轧辊尺寸对环件冷辗轧过程平均宽展、鱼尾系数、不均匀变形和力能参数等的影响规律。郭吉萍等^[4]对 GCr15 钢矩形截面环件冷辗轧过程进行数值模拟,获得了环件平均宽展和鱼尾系数随轧辊尺寸的变化规律。文献[5]和文献[6]针对 TC4 钛合金矩形环热辗轧过程,研究了轧辊尺寸对轧制力能参数及环件应变和温度场分布的影响规律。Zhou 等^[7]研究了轧辊尺寸对 42CrMo 钢矩形环

收稿日期: 2012-06-25; 退修日期: 2012-08-04; 录用日期: 2012-08-25; 网络出版时间: 2012-09-18 17:14

网络出版地址: www.cnki.net/kcms/detail/11.1929.V.20120918.1714.004.html

基金项目: 国家自然科学基金(51175427); 国家自然科学基金重点基金(51135007); 金属挤压与锻造装备技术国家重点实验室(中国重型机械研究院有限公司)开放基金(2011MEFETKF_03); “高档数控机床与基础制造装备”国家科技重大专项(2010ZX04004-131-07)

* 通讯作者. Tel.: 029-88495632 E-mail: yanghe@nwpu.edu.cn; glgg66@nwpu.edu.cn

引用格式: Guo L G, Chen J H, Yang H, et al. Response rules of strain and temperature fields to roll sizes during hot rolling process of TC4 titanium alloy conical ring. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica. 2013, 34(6): 1463-1473. 郭良刚, 陈建华, 杨合, 等. TC4 钛合金锥形环热辗轧应变及温度场对轧辊尺寸的响应规律. 航空学报, 2013, 34(6): 1463-1473.

件径轴向热轧过程中环件应变和温度分布的影响规律。综上所述,已有涉及轧辊尺寸影响的研究大多针对矩形截面环件的轧制过程。

锥形截面环是一类典型的异形截面环件,针对该类环件的轧制过程,韩星会等^[8]对内台阶锥形环轧制的环坯进行了优化设计研究。Wang等^[9]基于 ANSYS/LS-DYNA 有限元软件实现了锥形环轧制过程的动态仿真。马义伟等^[10]分析了驱动辊转速对锥形环轧制过程及热力学参数分布的影响规律。然而,有关锥形环轧制过程轧辊尺寸影响的研究有待进一步开展。而且,由于锥形环坯几何轴向的不对称性,使得该环件的热轧成形过程中,常常出现环坯沿着芯辊轴向攀爬的现象,成形环件产生扭曲、壁厚不均、椭圆等几何缺陷,成形过程极难优化设计与稳健控制。采用有限元仿真技术对该过程应变、温度场对轧辊尺寸的影响规律展开系统深入研究,既面临着异形轧辊及环坯径向尺寸如何采用单一参数对其进行描述从而确定关键工艺参数合理范围的困难,又存在有限元建模的挑战。为此,本文首先提出采用等效半径来描述锥形轧辊(驱动辊和芯辊)和锥形环坯呈线性变化的径向尺寸以及确定锥形环件轧制关键工艺参数合理范围的方法;然后,基于 ABAQUS 平台,针对 TC4 钛合金锥形环热轧过程特点,通过解决相关关键建模技术,建立可靠的三维热力耦合有限元模型,进而模拟揭示该成形过程应变、温度场对轧辊尺寸(等效半径)的响应规律,从而为航空发动机用高性能 TC4 钛合金锥形环件的轧制成形制造提供重要依据。

1 轧制关键工艺参数范围确定及环坯外径变化规律

1.1 关键工艺参数范围确定

对于矩形截面环件轧制过程,郭良刚^[11]根据环件轧制稳定成形条件,给出了矩形截面环轧制关键工艺参数(驱动辊转速 n_1 、芯辊进给速度 v)合理范围的确定方法,其中工艺参数的极限值由矩形截面环坯和最终环件尺寸、圆柱形驱动辊及芯辊尺寸等确定。然而,对于锥形环轧制过程,轧辊及环坯都呈锥形(如图 1 所示),其径向尺寸呈线性变化。为此,本文提出采用等效半径这一单

一参数来描述锥形轧辊和锥形环坯的呈线性变化的径向尺寸,如图 1(a)所示。采用驱动辊上端半径 R_{1u} 与下端半径 R_{1b} 的平均值作为驱动辊的等效半径 R_{1e} 。对芯辊和环坯的尺寸作同样的等效处理,如图 1(b)、(c)所示,其中, R_{2u} 、 R_{2b} 和 R_{2e} 分别为芯辊上、下端半径及等效半径, r_u 、 r_b 分别为环坯上端内、外半径, r_b 、 R_b 分别为环坯下端内、外半径, r_{0e} 、 R_{0e} 分别为环坯内、外等效半径。

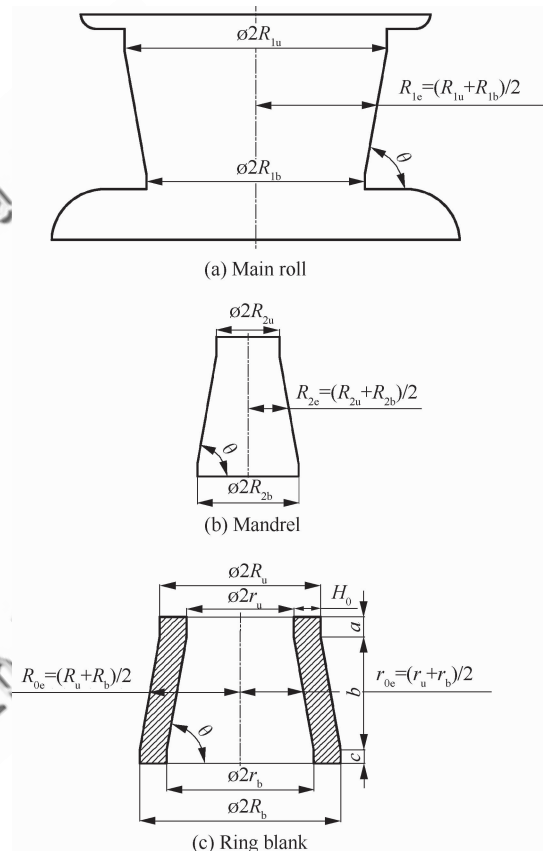


图 1 锥形轧辊及环坯

Fig. 1 Conical rolls and ring blank

用上述方法得到的轧辊和环坯的等效半径替换文献[11]给出的矩形环轧制过程工艺参数范围公式中对应的圆柱轧辊及矩形环坯的相应半径尺寸,即可得到锥形环轧制关键工艺参数(驱动辊转速 n_1 、芯辊进给速度 v)的选取范围:

$$n_{1\min} \leq n_1 \leq n_{1\max} \quad (1)$$

$$n_{1\min} = \frac{0.5vR_{fe} \left(1 + \frac{R_{1e}}{R_{2e}}\right)^2}{\beta^2 R_{1e}^2 \left(1 + \frac{R_{1e}}{R_{2e}} + \frac{R_{1e}}{R_{fe}} - \frac{R_{1e}}{r_{fe}}\right)} \quad (2)$$

$$n_{1\max} = \frac{1.53 \times 10^2 v R_{0e}}{(R_{0e} - r_{0e})^2 \left(1 + \frac{R_{1e}}{R_{2e}} + \frac{R_{1e}}{R_{0e}} - \frac{R_{1e}}{r_{0e}}\right)} \quad (3)$$

$$v_{\min} \leq v \leq v_{\max} \quad (4)$$

$$v_{\min} = 6.55 \times 10^{-3} \times n_1 \times$$

$$\frac{(R_{0e} - r_{0e})^2}{R_{0e}} \times \left(1 + \frac{R_{1e}}{R_{2e}} + \frac{R_{1e}}{R_{0e}} - \frac{R_{1e}}{r_{0e}}\right) \quad (5)$$

$$v_{\max} = \frac{2\beta^2 n_1 R_{1e}^2}{R_{fe} \left(1 + \frac{R_{1e}}{R_{2e}}\right)^2} \left(1 + \frac{R_{1e}}{R_{2e}} + \frac{R_{1e}}{R_{fe}} - \frac{R_{1e}}{r_{fe}}\right) \quad (6)$$

式中: r_{fe} 、 R_{fe} 分别为最终成形环件内、外等效半径; $\beta = \arctan u$, u 为摩擦系数。

1.2 环坯外径变化规律

在确定了关键工艺参数范围后,根据轧制过程中环件体积不变,可以得到环件外半径随轧制时间的变化规律。对图 1(c)所示的锥形环坯,其体积可表示为

$$V = (a + b + c)\pi H_0^2 + 2\pi H_0 (ar_u + cr_b) + b\pi H_0 (r_u + r_b) \quad (7)$$

式中: a 、 b 和 c 分别为环坯轴向各部位高度; H_0 为环坯初始壁厚。同时,在轧制 t 时刻,环件体积又可表示为

$$V = (a + b + c)\pi (H_0 - vt)^2 + 2\pi (H_0 - vt) \cdot (ar_{ut} + cr_{bt}) + b\pi (H_0 - vt) (r_{ut} + r_{bt}) \quad (8)$$

式中: r_{ut} 、 r_{bt} 分别为 t 时刻环件上、下端瞬时内半径。考虑到轧制过程中环件倾斜角 θ 不变,则有:

$$r_b - r_u = r_{bt} - r_{ut} = R_{bt} - R_{ut} = M \quad (9)$$

$$R_{ut} = (H_0 - vt) + r_{ut} \quad (10)$$

式中: R_{ut} 、 R_{bt} 分别为 t 时刻环件上、下端瞬时外半径。由式(8)~式(10)可得环件外半径随轧制时间的变化关系为

$$R_{ut} = \frac{V}{2\pi(a+b+c)(H_0 - vt)} + \frac{H_0 - vt}{2} - \frac{M(b+2c)}{2(a+b+c)} \quad (11)$$

$$R_{bt} = \frac{V}{2\pi(a+b+c)(H_0 - vt)} + \frac{H_0 - vt}{2} + \frac{M(2a+b)}{2(a+b+c)} \quad (12)$$

由式(11)和式(12)可以看出,在芯辊保持匀速进给时,环坯外半径随环坯尺寸、芯辊进给速

度、轧制时间呈现非线性的变化规律。

2 三维热力耦合有限元模型

2.1 关键建模技术与模型特点

基于文献[12]和文献[13]的环件径轴向轧制过程建模方法与关键技术,针对 TC4 钛合金锥形环热轧成形原理(如图 2(a)所示),基于 ABAQUS 研究建立了 TC4 钛合金锥形环热轧三维热力耦合有限元模型(如图 2(b)所示)。

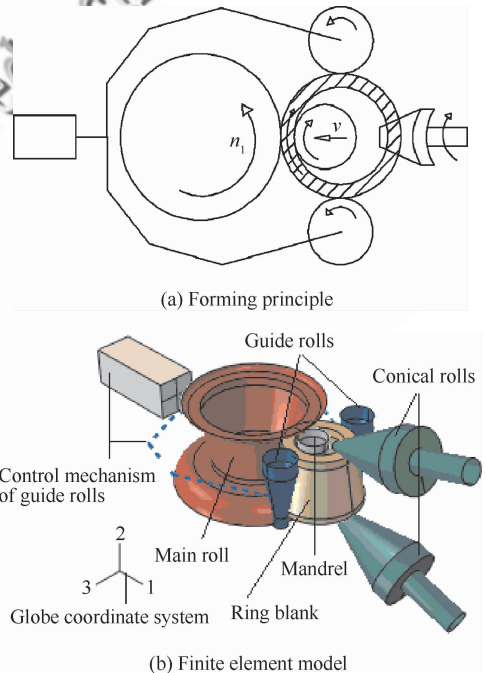


图 2 TC4 钛合金锥形环热轧原理及三维热力耦合有限元模型

Fig. 2 Forming principle and coupled thermo-mechanical 3D-finite element model of hot conical ring rolling of TC4 titanium alloy

该模型解决的关键建模技术与特点如下:

1) 驱动辊上设计闭式孔型,孔型上下端面与环坯端面留有 0.5 mm 的间隙,同时通过轴向锥辊绕其自身轴线自由转动的锥面对环坯端面进行约束,从而有效解决轧制过程中环坯沿芯辊轴向攀爬的问题,并避免环件产生扭曲、轴向宽展等成形缺陷。

2) 采用基于液压柔性控制的导向辊机构建模方法^[13-14],突破了导向辊刚性约束建模^[15]难以适用于异形环件精密轧制建模仿真的难题。

3) 采用上述等效半径来描述锥形轧辊(驱动辊和芯辊)和锥形环坯的径向尺寸,进而确定了驱动辊转速 n_1 、芯辊进给速度 v 的合理范围,解决了建模过程中驱动辊、芯辊运动轨迹的确定及其对环坯的接触约束作用的定义难题。

4) 材料模型采用 Hu 等^[16]建立的 TC4 钛合金本构方程:

$$\sigma = kZ^m \lambda^n (1 - e^{-\beta \epsilon}) \quad (13)$$

$$\lambda = \lambda_0 Z^q + (1 - \lambda_0 Z^q) e^{-\alpha \epsilon} \quad (14)$$

$$Z = \frac{\dot{\epsilon} Q_d}{\epsilon e^{R/T}} \quad (15)$$

式中: σ 为流动应力; ϵ 为塑性应变; λ 为内变量; Z 为 Zener-Hollomon 参数; $\dot{\epsilon}$ 为应变速率; Q_d 为变形激活能; R 为气体常数; T 为绝对温度。方程中相关的系数值见表 1。

5) 综合考虑变形热效应、摩擦生热、接触热传导、辐射热传导及对流换热对环坯温度的影响,实现 TC4 钛合金锥形环热轧热力耦合建模仿真,TC4 相关的物理参数见表 2 和表 3。

6) 轧辊与环坯间的摩擦采用库仑摩擦模型来描述,驱动辊及芯辊与环坯间的摩擦系数 $u = 0.3$ ^[17],假定锥辊及导向辊与环坯间的摩擦系数 $u = 0$ 。

表 1 TC4 钛合金本构模型中相关系数^[16]

Table 1 Related coefficients of constitutive model of TC4 titanium alloy^[16]

Coefficient	Value
k / Pa	4.96×10^{-4}
λ_0	6.424
n	1
m	0.3
q	-0.051 7
α	6.07
β	66.73
$\frac{Q_d}{R}$ / K	50 668

表 2 TC4 钛合金物理参数^[18-19]

Table 2 Physical parameters of TC4 titanium alloy^[18-19]

Physical parameter	Value
Density / (kg · m ⁻³)	4 440
Poisson ratio	0.32
Thermal emissivity / (N · s ⁻¹ · mm ⁻¹ · °C ⁴)	0.6
Convection coefficient / (W · m ⁻² · K ⁻¹)	20
Contact heat conductivity / (W · K ⁻¹ · m ⁻²)	4 000

表 3 不同温度下 TC4 钛合金热导率、弹性模量及比热^[19]

Table 3 Heat conductivity, elastic modulus and specific heat of TC4 titanium alloy at different temperatures^[19]

Temperature/°C	93	205	315	425	540	650	950
Heat conductivity/(W · m ⁻¹ · °C ⁻¹)	7.3	9.1	10.6	12.6	14.6	17.5	23.5
Temperature/°C	20	200	400	600	800	900	950
Elastic modulus/GPa	67	47.5	39.2	22.5	7.45	2.76	1.33
Temperature/°C	100	200	400	600	800	1 000	
Specific heat/(J · kg ⁻¹ · °C ⁻¹)	550	590	620	730	910	950	

2.2 模型可靠性评估

本文从环坯几何及温度场变化的预测 2 方面对所建立的 TC4 钛合金锥形环热轧模型的可靠性进行了评估,模拟计算条件如表 4 所示。图 3 所示为轧前环坯(Ring Blank)和轧后环坯(Rolled Ring)的几何构型,可以看出,轧后的环坯壁厚减薄,直径扩大,圆度良好。图 4 为轧过程中环坯上、下端外半径模拟计算值与根据式(11)

和式(12)的理论计算值的比较,可以看出二者吻合良好,这充分说明所建立的 TC4 钛合金锥形环热轧有限元模型对变形的预测有足够的精度。

图 5 所示为轧前后环坯温度分布云图。可以看出,变形后环坯整体温度处于两相钛合金锻造温度范围(800~1 000 °C 左右),轧后环坯的温升、温降都在合理范围内,这也说明所建立的 TC4 钛合金锥形环热轧过程模型可较为精确预测环坯温度的变化。

表 4 模拟计算条件

Table 4 Simulation conditions

Parameter	Value
r_u, R_u /mm	80, 120
r_b, R_b /mm	110, 150
H_0 /mm	40
a, b, c in Fig. 1(c)/mm	30, 170, 20
R_{1u} /mm	180
R_{1b} /mm	150
R_{2u} /mm	50
R_{2b} /mm	80
Initial temperature of ring blank/°C	930
Environment temperature/°C	30
Feed speed of mandrel/(mm · s ⁻¹)	1.2
Rotational speed of main roll/(rad · s ⁻¹)	3.14
Reduction in thickness/%	35

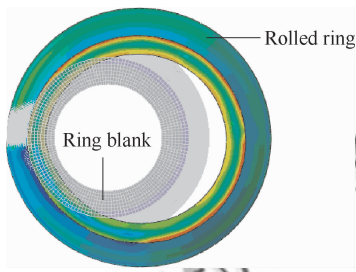


图 3 环坯及轧制环件几何构型

Fig. 3 Geometry development of ring blank and rolled ring

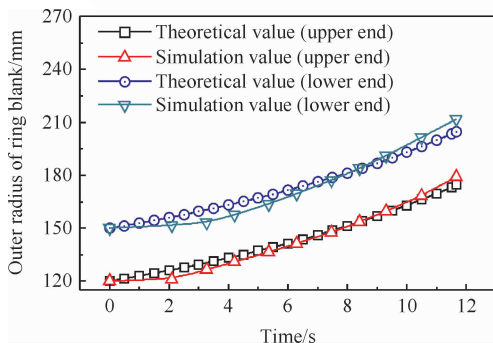
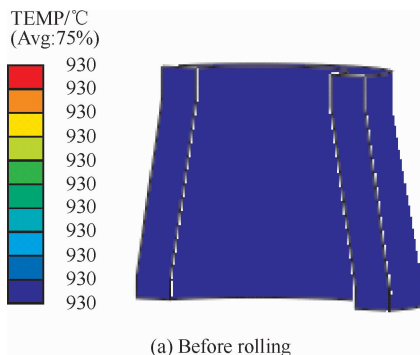
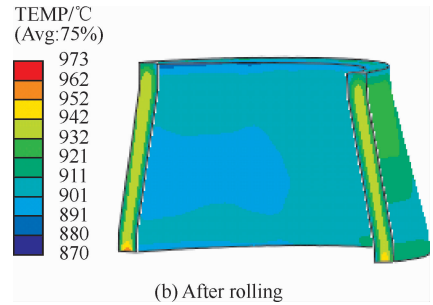


图 4 环坯外径随时间变化

Fig. 4 Variation of outer radius of ring blank with time



(a) Before rolling



(b) After rolling

图 5 环件轧制前后温度分布云图

Fig. 5 Distribution pattern of temperature of the ring before and after rolling

3 结果与讨论

3.1 模拟计算条件

为了研究 TC4 钛合金锥形环热轧过程温度、应变场对轧辊(驱动辊和芯辊)尺寸(等效半径)的响应规律,采用表 4 中的环坯尺寸及各成形参数值及表 5 中的锥形轧辊上、下端半径及其等效半径值,设定计算条件如下:

1) R_{1e} 分别取 135、165、195、225 mm, R_{2e} 取 70 mm。

2) R_{2e} 分别取 40、55、70、85 mm, R_{1e} 取 165 mm。

表 5 轧辊尺寸及其等效半径值

Table 5 Sizes and equivalent radii of the rolls

Equivalent radii	R_{1u} /mm	R_{1b} /mm	R_{1e} /mm	R_{2u} /mm	R_{2b} /mm	R_{2e} /mm
	150	120	135	25	55	40
Value	180	150	165	40	70	55
	210	180	195	55	85	70
	240	210	225	70	100	85

3.2 应变及温度分布均匀性衡量指标

采用标准偏差 SDX(式(16))来描述 TC4 钛合金锥形环热轧过程场变量 X (应变、温度场等)分布的均匀性。

$$SDX = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^j (X_i - X_a)^2}{j-1}} \quad (16)$$

式中: X_i 为第 i 个节点的场变量 X 的值; j 为节点

总数; X_a 为所有节点处场变量 X 的平均值, 即

$$X_a = \frac{\sum_{i=1}^j X_i}{j} \quad (17)$$

应变分布均匀性用 SDS (Standard Deviation of Strain) 表示, 温度分布均匀性用 SDT (Standard Deviation of Temperature) 表示。SDS 与 SDT 的值越小, 表明应变与温度分布越均匀。

3.3 应变、温度场对驱动辊尺寸的响应规律

3.3.1 应变场对驱动辊等效半径的响应规律

图 6(a)、(b) 为不同驱动辊等效半径 R_{1e} 下轧制环件等效塑性应变 (PEEQ) 分布云图。由图可知, 等效塑性应变的最大值分布在环件的上下端口处, 最小值分布在环件的中间层。

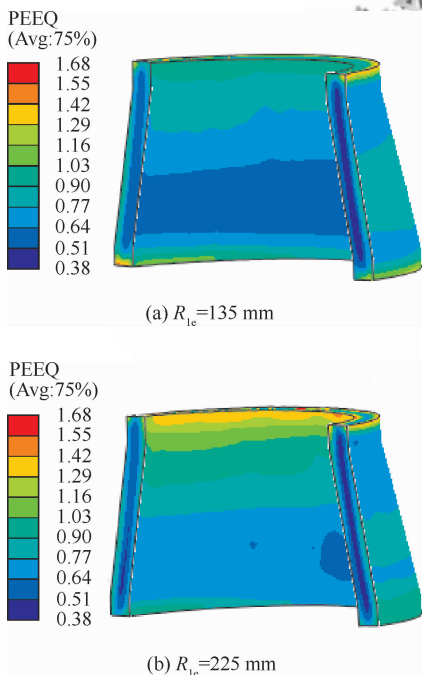


图 6 不同 R_{1e} 下轧制环件等效塑性应变云图
Fig. 6 Equivalent plastic strain distribution patterns of rolled ring under different R_{1e}

图 7 为不同 R_{1e} 下环件等效塑性应变的径向分布。可以看出, 随着 R_{1e} 增大, 环件内侧等效塑性应变明显增大, 中间层有所减小, 外层略有增大。这主要是因为随着驱动辊等效半径 R_{1e} 的增大, 一方面环件旋转线速度增大, 每转进给量减

小, 环件不易辗透, 变形主要集中于环件内外表层; 另一方面, 轧制稳定阶段环件与芯辊接触面积减小, 如图 8 所示, 导致内侧温降减小, 从而有利于环件内侧塑性变形。

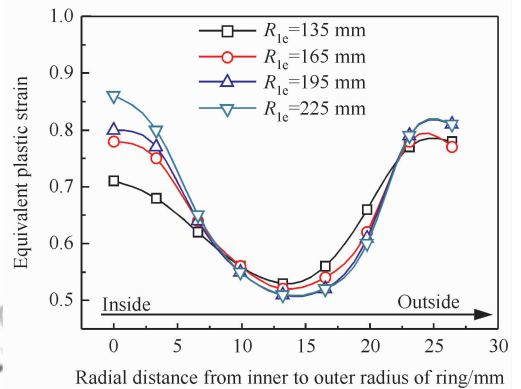


图 7 不同 R_{1e} 下环件等效塑性应变径向分布
Fig. 7 Equivalent plastic strain distributions along the radial direction of rolled ring under different R_{1e}

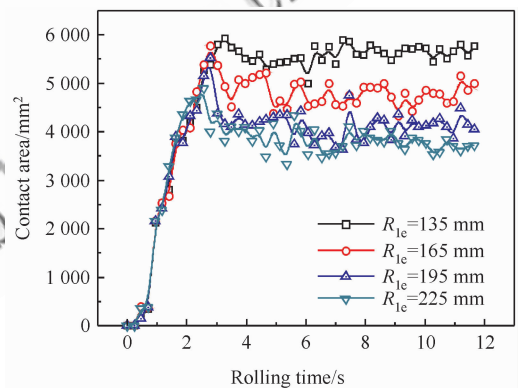


图 8 不同 R_{1e} 下芯辊与环件接触面积
Fig. 8 Contact area between mandrel and ring under different R_{1e}

图 9 给出了不同 R_{1e} 下环件等效塑性应变的最大值、最小值、平均值及其分布的均匀性 (SDS) 变化规律。可以看出, 随着 R_{1e} 的增大, 环件等效塑性应变的最大值先减小后增大, 最小值及平均值略有增大, 其分布先趋于均匀后趋于不均匀, 可见驱动辊等效半径有一个最佳值, 可使得轧制环件的变形最均匀, 对于本文研究条件, $R_{1e} \approx 172$ mm 时, SDS 最小 (SDS_{min}), 轧制环件变形最均匀。

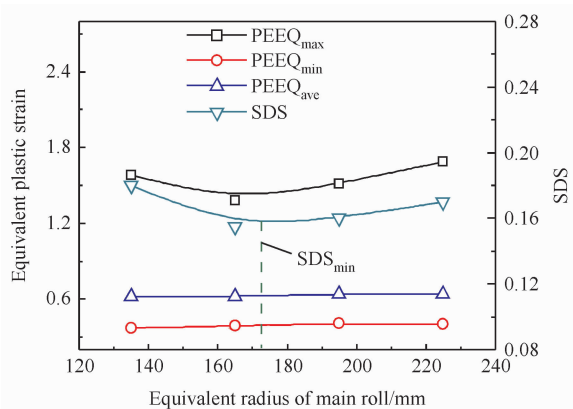


图9 不同 R_{1c} 下环件等效塑性应变最大值、最小值、平均值及其 SDS

Fig.9 Variations of maximum, minimum and average equivalent plastic strain and SDS under different R_{1c}

3.3.2 温度场对驱动辊等效半径的响应规律

图 10(a)、(b) 所示为不同驱动辊等效半径 R_{1c} 下环件温度分布云图。由图可以看出,环件温度呈现中间层高,内外侧低的分布趋势。图 11 给出了不同 R_{1c} 下环件温度的径向分布。可以看出,

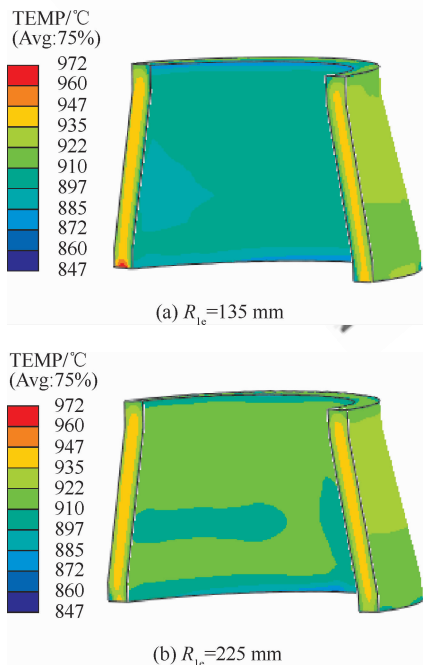


图 10 不同 R_{1c} 下环件温度分布云图

Fig.10 Temperature distribution patterns of rolled ring under different R_{1c}

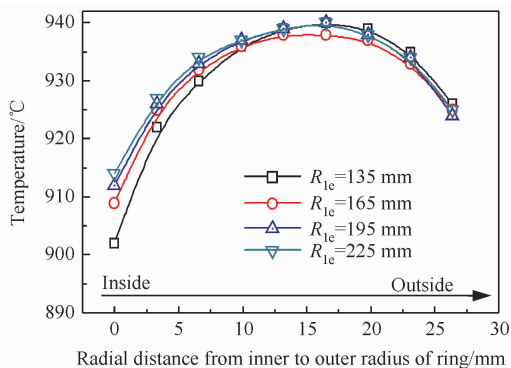


图 11 不同 R_{1c} 下环件温度径向分布

Fig.11 Temperature distributions along the radial direction of rolled ring under different R_{1c}

随着 R_{1c} 的增大,环件内侧温度升高,外层及中间层温度变化不大。这主要是因为随着 R_{1c} 的增大,一方面环件内侧等效塑性应变增大,塑性变形产热增加;另一方面环件内侧与芯辊接触面积减小,温降减小。

图 12 给出了不同 R_{1c} 下环件温度最大值、最小值、平均值及其分布的均匀性(SDT)的变化规律。可以看出,随着 R_{1c} 的增大,环件温度的最大值明显下降,平均值略有升高,温度分布先趋于均匀后基本不变。

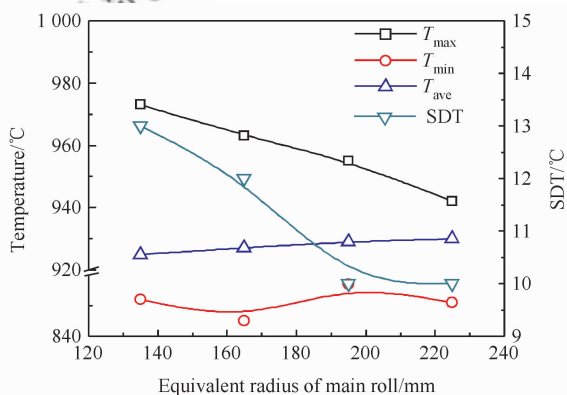


图 12 不同 R_{1c} 下环件温度最大值、最小值、平均值及其 SDT

Fig.12 Variations of maximum, minimum and average temperature and SDT under different R_{1c}

3.4 应变、温度场对芯辊尺寸的响应规律

3.4.1 应变场对芯辊等效半径的响应规律

图 13(a)、(b) 所示为不同芯辊等效半径 R_{2c}

下环件等效塑性应变分布云图。可以看出,随着 R_{2e} 的增大,环件等效塑性应变的大变形区域由环件内侧转移至环件外侧。图14给出了不同 R_{2e} 下环件等效塑性应变的径向分布。可以看出,随着 R_{2e} 的增大,环件内侧等效塑性应变明显减小,中间层及外层有较明显增大。这主要是因为随着 R_{2e} 的增大,一方面,虽然每转进给量不变,但环件芯辊侧每转变形量减小而驱动辊侧每转变形量增大^[6];另一方面,环件内侧与芯辊接触面积增大,如图15所示,导致内侧温降明显,从而不利于环件内侧塑性变形。

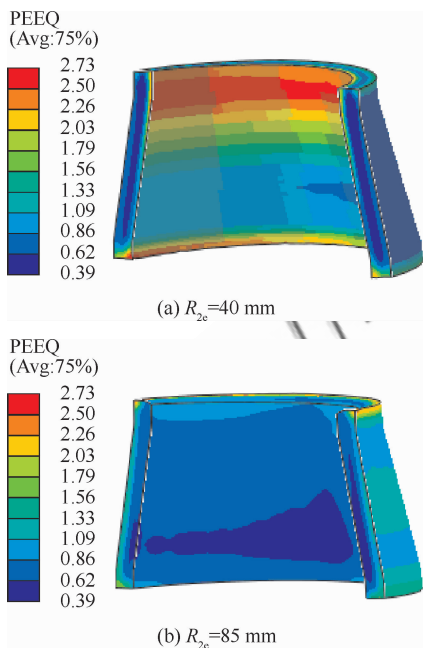


图13 不同 R_{2e} 下环件等效塑性应变分布云图

Fig. 13 Equivalent plastic strain distribution patterns of rolled ring under different R_{2e}

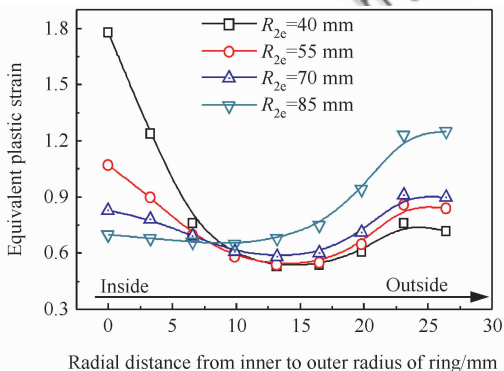


图14 不同 R_{2e} 下环件等效塑性应变径向分布

Fig. 14 Equivalent plastic strain distributions along the radial direction of rolled ring under different R_{2e}

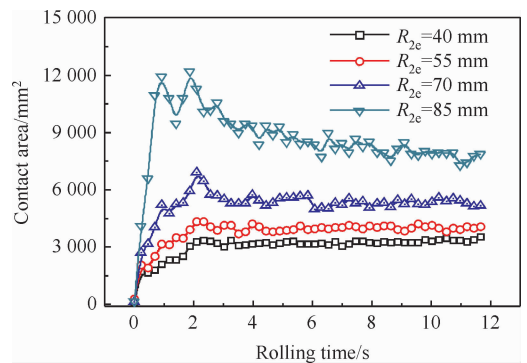


图15 不同 R_{2e} 下芯辊与环件接触面积

Fig. 15 Contact area between mandrel and ring under different R_{2e}

图16所示为不同 R_{2e} 下环件等效塑性应变最大值、最小值、平均值及其分布的均匀性。可以看出,等效塑性应变的最大值先减小后增大,最小值略有增大,其分布先趋于均匀后又不均匀,可见芯辊等效半径也有一个最佳值,可使得轧制环件的变形最均匀,对于本文研究条件, $R_{2e} \approx 68$ mm时,SDS最小(SDS_{min}),轧制环件变形最均匀。

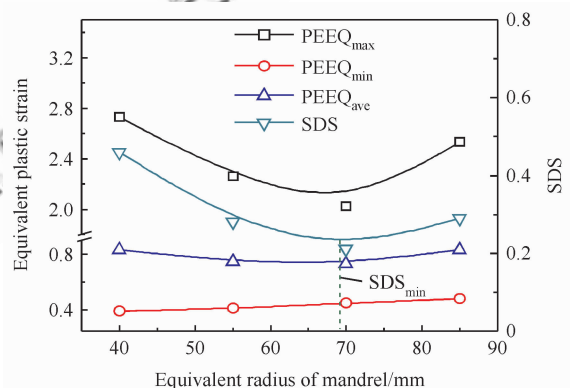


图16 不同 R_{2e} 下环件等效塑性应变最大值、最小值、平均值及其SDS

Fig. 16 Variations of maximum, minimum and average equivalent plastic strain and SDS under different R_{2e}

3.4.2 温度场对芯辊等效半径的响应规律

图17(a)、(b)所示为不同芯辊等效半径 R_{2e} 下环件温度分布云图。由图可看出,随着 R_{2e} 的增大,环件内、外侧温度差显著增大。图18为不

同 R_{2e} 下环件温度的径向分布,可以看出,随着 R_{2e} 的增大,环件内侧温度大幅降低,外侧温度略有升高。这主要是因为随着 R_{2e} 的增大,一方面环件内侧与芯辊接触面积增大,由接触热传导引起的温降效应明显;另一方面环件外侧平均等效塑性应变增大,变形热效应导致环件外侧温度升高。

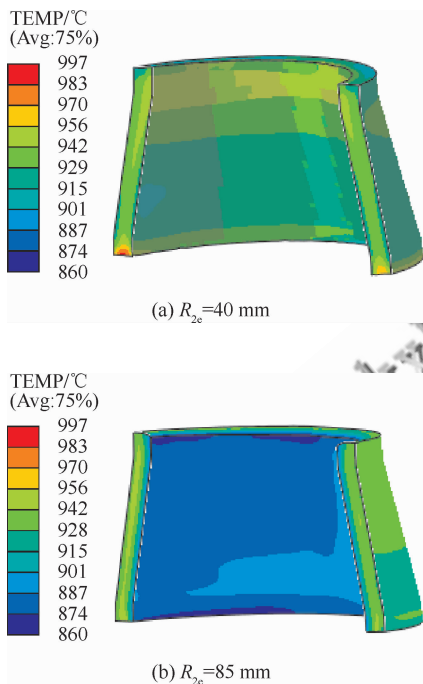


图 17 不同 R_{2e} 下环件温度分布云图

Fig. 17 Temperature distribution patterns of rolled ring under different R_{2e}

图 19 所示为不同 R_{2e} 下环件温度最大值、最小值、平均值及其分布的均匀性。可以看出,随着 R_{2e} 的增大,环件温度最大值、最小值、平均值都有所降低,且温度分布越不均匀。

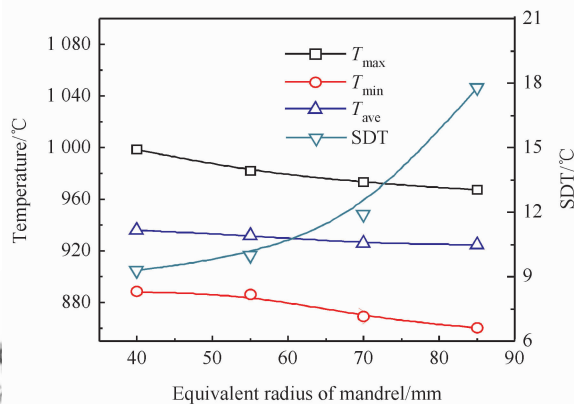


图 19 不同 R_{2e} 下环件温度最大值、最小值、平均值及其 SDT

Fig. 19 Variations of maximum, minimum and average temperature and SDT of rolled ring under different R_{2e}

4 结 论

1) 随着驱动辊等效半径的增大或芯辊等效半径的减小,环件内侧等效塑性应变及温度明显增大,而环件温度分布越均匀。

2) 分布的均匀性 (SDS) 随着驱动辊及芯辊等效半径的增大都先减小后增大,表明驱动辊和芯辊等效半径各存在一个最佳值,使得环件轧制变形最为均匀。

3) 轧辊尺寸对应变和温度场的主要影响机理在于:变形区变形量或其分布的变化以及辊缝接触面积变化导致的温度效应的综合影响作用。

参 考 文 献

- [1] Hua L, Mei X S, Wu X T. The roller design of the ring rolling machine. *Metalforming Machinery*, 1999 (1): 35-36. (in Chinese)
华林, 梅雪松, 吴序堂. 轧环机轧辊设计. *锻压机械*, 1999 (1): 35-36.
- [2] Guo L G, Yang H, Zhan M, et al. 3D-FE modeling of cold ring rolling process. Lu B H ed. *Proceedings of the 6th International Conference on Frontiers of Design and Manufacturing*. Beijing: Science Press, 2004: 625-626.

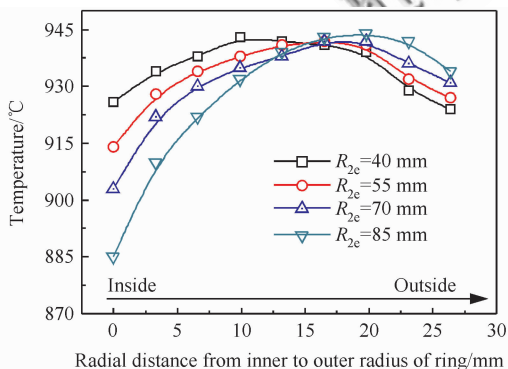


图 18 不同 R_{2e} 下环件温度径向分布

Fig. 18 Temperature distributions along the radial direction of rolled ring under different R_{2e}

- [3] Guo L G, Yang H. Effect of sizes of forming rolls on cold ring rolling by 3D-FE numerical simulation. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2006, 16(Sup2): 645-651.
- [4] Guo J P, Li Y, Guo Z H, et al. The influence of roller sizes on the axial spread in cool rolling process of ring units. Die & Mould Industry, 2009, 35(10): 34-37. (in Chinese)
郭吉萍, 李悦, 郭正华, 等. 轧辊尺寸对环形件冷轧中端面轴向宽展的影响规律研究. 模具工业, 2009, 35(10): 34-37.
- [5] Wang M, Yang H, Guo L G, et al. Effects and optimization of roll sizes in hot rolling of large rings of titanium alloy. Rare Metal Materials and Engineering, 2009, 38(3): 393-397.
- [6] Anjami N, Basti A. Investigation of rolls size effects on hot ring rolling process by coupled thermo-mechanical 3D-FEA. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(10): 1364-1377.
- [7] Zhou G, Hua L, Qian D S. 3D coupled thermo-mechanical FE analysis of roll size effects on the radial-axial ring rolling process. Computational Materials Science, 2011, 50(3): 911-924.
- [8] Han X H, Hua L, Lan J, et al. 3D FEM simulation and optimization design of rolling process of conical ring with inner steps. China Mechanical Engineering, 2007, 18(16): 1979-1983. (in Chinese)
韩星会, 华林, 兰箭, 等. 内台阶锥形环件轧制三维有限元模拟和工艺优化设计. 中国机械工程, 2007, 18(16): 1979-1983.
- [9] Wang Z W, Zeng S Q, Yang X H, et al. The key technology and realization of virtual ring rolling. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 182(1): 374-381.
- [10] Ma Y W, Wang Z H, Liu D, et al. Optimization of rotational speed of main roll in profiled ring rolling of GH4169 alloy. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2011, 32(8): 1555-1562. (in Chinese)
马义伟, 王志宏, 刘东, 等. GH4169 合金异形环件轧制过程的最优主辊转速. 航空学报, 2011, 32(8): 1555-1562.
- [11] Guo L G. Optimization design and simulation investigation of radial-axial ring rolling process. Xi'an: School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, 2008. (in Chinese)
郭良刚. 环件径轴向轧制过程优化设计与仿真研究. 西安: 西北工业大学材料学院, 2008.
- [12] Guo L G, Yang H. Key technologies for 3D-FE modeling of radial-axial ring rolling process. Materials Science Forum, 2008, 575-578: 367-372.
- [13] Guo L G, Yang H. Towards a steady forming condition for radial-axial ring rolling. International Journal of Mechanical Sciences, 2011, 53(4): 286-299.
- [14] Li L Y, Yang H, Guo L G, et al. A control method of guide rolls in 3D-FE simulation of ring rolling. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 205(1): 99-110.
- [15] Guo L G, Yang H, Zhan M, et al. Simulation for guide roll in 3D-FE analysis of cold ring rolling. Materials Science Forum, 2004, 471-472: 760-764.
- [16] Hu Z M, Brooks J W, Dean T A. Experimental and theoretical analysis of deformation and microstructural evolution in the hot-die forging of titanium alloy aerofoil sections. Journal of Materials Processing Technology, 1999, 88(1): 251-265.
- [17] Zhu Y C, Zeng W D, Ma X, et al. Determination of the friction factor of Ti-6Al-4V titanium alloy in hot forging by means of ring-compression test using FEM. Tribology International, 2011, 44(12): 2074-2080.
- [18] Shi C X, Yan M G, Zhu Z Q, et al. China aeronautical materials handbook. Beijing: China Standards Press, 2001: 107-126. (in Chinese)
师昌绪, 颜鸣皋, 朱之琴, 等. 中国航空材料手册. 北京: 中国标准出版社, 2001: 107-126.
- [19] Yang H, Wang M, Guo L G, et al. 3D coupled thermo-mechanical FE modeling of blank size effects on the uniformity of strain and temperature distributions during hot rolling of titanium alloy large rings. Computational Materials Science, 2008, 44(2): 611-621.

作者简介:

郭良刚 男, 博士, 副教授, 硕士生导师。主要研究方向: 精确塑性成形与计算机建模仿真。

Tel: 029-88460212-807

E-mail: glgglg66@nwpu.edu.cn

陈建华 男, 硕士研究生。主要研究方向: 钛合金环件精确轧制过程的数值模拟。

E-mail: chen.jianhua1987@163.com

杨合 男, 博士, 国家杰出青年科学基金获得者, 长江学者特聘教授, 博士生导师。主要研究方向: 精确塑性成形与计算机建模仿真。

Tel: 029-88495632

E-mail: yanghe@nwpu.edu.cn

Response Rules of Strain and Temperature Fields to Roll Sizes During Hot Rolling Process of TC4 Titanium Alloy Conical Ring

GUO Lianggang¹, CHEN Jianhua¹, YANG He^{1,*}, GU Ruijie²

1. National Key Laboratory of Solidification Processing, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China

2. China National Heavy Machinery Research Institute Co., Ltd, Xi'an 710032, China

Abstract: A parameter of equivalent radius is proposed to describe the linearly changing radial sizes of the conical rolls and conical ring blank. Then a method to determine the reasonable range of the key process parameters for conical ring rolling is presented. Under the ABAQUS software environment, a coupled thermo-mechanical 3D-FE model is developed for hot conical ring rolling of TC4 titanium alloy, and the response rules and mechanism of strain and temperature fields to roll sizes are numerically revealed during the process. The main results show that: with the increase of the equivalent radius of the main roll, the equivalent plastic strain and temperature increases obviously in the inside surface layer of the ring, and the temperature distribution of the whole rolled ring becomes more homogeneous, with the increase of the equivalent radius of the mandrel, the equivalent plastic strain and temperature decrease obviously in the inside surface layer of the ring, and the temperature distribution of the whole rolled ring becomes more inhomogeneous, and for the main roll and the mandrel, there is a respective optimum equivalent radius at which the strain of the rolled ring is most evenly distributed.

Key words: titanium alloys; conical ring parts; ring rolling; roll size; equivalent radius; thermal-mechanical coupling

Received: 2012-06-25; **Revised:** 2012-08-04; **Accepted:** 2012-08-25; **Published online:** 2012-09-18 17:14

URL: www.cnki.net/kcms/detail/11.1929.V.20120918.1714.004.html

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (51175427); National Natural Science Foundation for Key Program of China (51135007); Fund of the State Key Laboratory of Metal Extrusion and Forging Equipment Technology (China National Heavy Machinery Research Institute Co., Ltd) (2011MEFETKF_03); "National High-end Numerical Control Machine and Basic Manufacture Equipment" National Science and Technology Major Project (2010ZX04004-131-07)

* **Corresponding author.** Tel.: 029-88495632 E-mail: yanghe@nwpu.edu.cn; glgg66@nwpu.edu.cn