

DOI: 10.3901/JME.2020.24.051

# 基于连续介质损伤力学的7075铝合金高温成形 极限理论预测与数值仿真\*

荣海<sup>1,2</sup> 盈亮<sup>1,2</sup> 胡平<sup>1,2</sup> 侯文彬<sup>1,2</sup>

(1. 大连理工大学汽车工程学院 大连 116024;

2. 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室 大连 116024)

**摘要:** 开展7075铝合金高温单向拉伸试验和成形极限试验, 获得了不同温度和应变率的应力-应变曲线和成形极限曲线。结果表明, 在较高的温度和应变率时7075铝合金的强度减小、成形性提高。为描述7075铝合金高温损伤演化过程, 提出一种改进的连续介质损伤模型, 并建立了耦合损伤的多轴统一黏塑性本构模型。基于试验结果, 运用NSGAI遗传算法标定了模型中的参数, 标定后的本构模型可以很好地预测7075铝合金的高温热力行为和极限应变。通过有限元软件Abaqus的用户材料子程序VUMAT, 该本构模型被编入到Abaqus软件中进行数值仿真计算。结果表明, 仿真获得的成形极限曲线和应变场分布与试验和理论结果吻合度好, 进一步证明了所建立的耦合损伤的多轴本构模型的正确性及其在高温成形极限有限元仿真中的适用性。

**关键词:** 连续介质损伤; 黏塑性本构模型; 7075铝合金; 成形极限; 数值仿真

**中图分类号:** TG156

## Theoretical Prediction and Numerical Simulation Investigation of the Thermal Forming Limit of 7075 Aluminum Alloy Based on Continuum Damage Mechanics

RONG Hai<sup>1,2</sup> YING Liang<sup>1,2</sup> HU Ping<sup>1,2</sup> HOU Wenbin<sup>1,2</sup>

(1. School of Automotive Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024;

2. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment,  
Dalian University of Technology, Dalian 116024)

**Abstract:** Hot uniaxial tensile tests and forming limit tests of 7075 alloy are conducted. Stress-strain curves and forming limit curves at different temperatures and strain rates are obtained. The results show that reduction of strength and improvement of formability are observed at relatively higher temperatures and strain rates. In order to describe the thermal damage evolution of 7075 alloy, a modified continuum damage model is proposed and incorporated into a set of multi-axial unified visco-plastic constitutive equations. The parameters in equations are calibrated with NSGAI algorithm based on experimental results. The set of calibrated constitutive equations can commendably predict the thermomechanical behavior and forming limit strains of 7075 alloy. Moreover, numerical simulation is carried out in the simulation software Abaqus by implementing the set of constitutive equations via the user material subroutine VUMAT. The results show the forming limit curves and strain field of simulation are in good agreement with experimental and theoretical grades, which proves the established set of multi-axial constitutive equations coupled with damage is valid and appropriate for the numerical simulation of thermal forming limit.

**Key words:** continuum damage; visco-plastic constitutive model; 7075 alloy; forming limit; numerical simulation

## 0 前言

轻量化是汽车发展的重要趋势, 减轻整车重量

可以有效提高汽车的经济性和动力性。使用轻质材料是实现汽车轻量化的主要途径之一。铝合金具有密度低、比强度高、抗腐蚀性好等优点, 是一种理想的用于替换传统钢材的轻量化材料, 在汽车工业中受到越来越多的关注。铝合金常温下成形性能较差, 因此, 许多针对于铝合金的温热成形技术被相

\* 国家自然科学基金(51705065, 51905073)和中央高校基本科研业务费专项资金(DUT17JC38)资助项目。20200325收到初稿, 20200920收到修改稿

继提了出来<sup>[1-2]</sup>。温热成形技术有效地改善了铝合金的成形性,降低了回弹,使得铝合金可以用于制造一些形状复杂的零部件,拓展了铝合金在汽车行业中的应用范围。

成形极限曲线(Forming limit curve, FLC)是评价材料成形性最为直观、有效的方法,它代表了材料在不同应变路径下所能达到的极限应变,常用来定量研究材料的成形性。目前大部分高温成形极限研究都是基于常温试验标准通过加热板料和模具来实现的。相比于室温成形极限研究,影响高温成形极限结果的因素更多<sup>[3-4]</sup>,如温度、摩擦、应变率等,开展起来比较复杂,因此众多学者通过结合理论和仿真方法来获取材料在高温下的成形极限曲线。如 ZHANG 等<sup>[5]</sup>研究了应变率对于 5083 铝合金高温成形性的影响,并结合 M-K 理论和 Swift 硬化法则计算了 5083 的极限应变;杨卓云等<sup>[6]</sup>以 Lou-2013 韧性断裂准则为理论基础研究了 5182 铝合金板材的韧性断裂力学性能,并结合有限元仿真获取了 5182 铝合金的成形极限曲线。随着损伤力学的发展,材料因内部微孔洞的形核、长大和聚合并最终导致宏观断裂的物理特征逐渐受到学者们的关注。其中连续介质损伤力学是基于连续介质力学和热力学的唯象学方法来研究损伤的力学过程,着重考察损伤对材料宏观力学性质的影响,通常用一个标量来表征材料内部的损伤程度,当该标量达到临界值时,材料反生断裂。WANG 等<sup>[7]</sup>对比研究了 M-K 模型和连续介质损伤力学模型,发现两种模型都可以准确预测 7075 铝合金的高温成形极限曲线。LIN 等<sup>[8]</sup>和 MOHAMED 等<sup>[9]</sup>首次将连续介质损伤模型引入到多轴统一黏塑性本构方程组中,用于预测材料在不同应变路径下的极限应变。BAI 等<sup>[10]</sup>通过试验建立了 5754 铝合金高温成形极限曲线,并通过材料子程序将耦合损伤的多轴本构模型写入有限元软件中进行了数值仿真,仿真结果与试验结果相吻合。XIAO 等<sup>[11]</sup>基于连续介质损伤模型通过试验和仿真研究了 7075 铝合金的高温成形性,并发现摩擦力对破裂位置有显著影响。

基于连续介质损伤力学的基本理论,本文提出了一种改进的损伤模型,并将其引入统一黏塑性本构模型中,用于描述 7075 铝合金高温单向拉伸本构关系和断裂行为;进一步地,通过引入基于应力状态的多轴损伤修正公式,将耦合损伤的统一黏塑性本构模型拓展为多轴本构模型,用于预测 7075 铝合金高温成形极限曲线;最后,通过仿真软件 Abaqus 用户材料子程序 VUMAT,将多轴本构模型编入到

Abaqus 软件中进行成形极限有限元仿真。结果表明,试验、理论和仿真获得的成形极限结果吻合度好,证明了所建立的耦合损伤的多轴本构模型的正确性,同时也验证了仿真模型的有效性。

## 1 高温单向拉伸与成形极限试验

### 1.1 高温单向拉伸试验

试验材料为美国凯撒铝业(Kaiser Aluminum Corporation)生产的 1.6 mm 厚 AA7075-T6 铝合金板,其化学成分质量分数如表 1 所示。

表 1 7075 铝合金化学成分(质量分数) %

Zn	Mg	Cu	Cr	Fe	Mn	Zr	Ti	Si	Al
5.48	2.30	1.52	0.21	0.16	0.03	0.01	0.03	0.11	>90.1

为了研究 7075 铝合金的基础热力学性能,本文开展了 300~450 °C、0.01~1 s<sup>-1</sup> 温度和应变率范围内的高温单向拉伸试验。试验平台主要包括管式辐射加热炉、卧式拉伸机、红外相机和光学应变采集系统(DIC 系统),如图 1 所示。

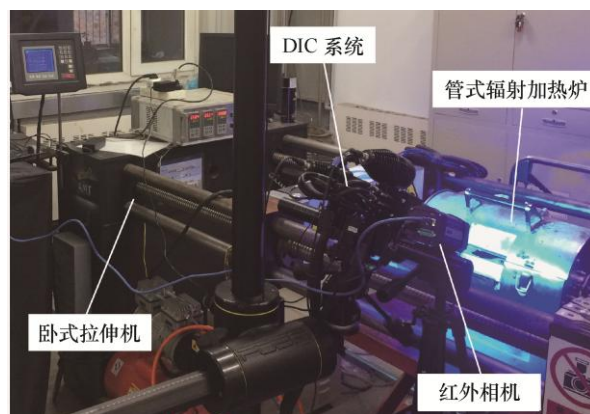


图 1 高温单向拉伸试验平台

相比于电阻式加热,管式辐射加热能够确保样品表面的温度分布更加均匀;同时,辐射加热也是热冲压成形工业中用来加热板材的主要方式,通过辐射加热方式获得的材料热力学性能更具有实际应用意义。拉伸样件的尺寸按照国际标准 ISO 6892-2:2011 设计和加工,如图 2 所示,单位为 mm。

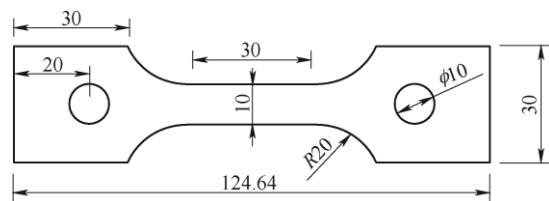


图 2 高温单向拉伸试验样件尺寸

试验开始前,需要在样件表面喷涂黑白相间的散斑, DIC 系统可以捕捉和识别这些散斑,并计算出变形过程中的位移、应变等数据;然后,样件被放入已经预热的加热炉内加热到指定试验温度,并保温 10 min,期间通过红外相机来采集样件温度和闭环控制加热炉;随后,样件以设定好的应变率被拉伸至断裂。

图 3 所示为 7075 铝合金在不同温度和应变率下的应力-应变曲线。可以看出,7075 铝合金的高温流动行为大致可以分为三个阶段:弹性-应力平衡-应力下降。进入塑性阶段后,材料内部同时存在动态软化效应和加工硬化效应,当两种效应产生的作用相互平衡时,应力会维持一定水平不变;变形后期,由于材料内部损伤不断积累,材料变形抗力不断减小,应力开始下降,最终发生断裂。

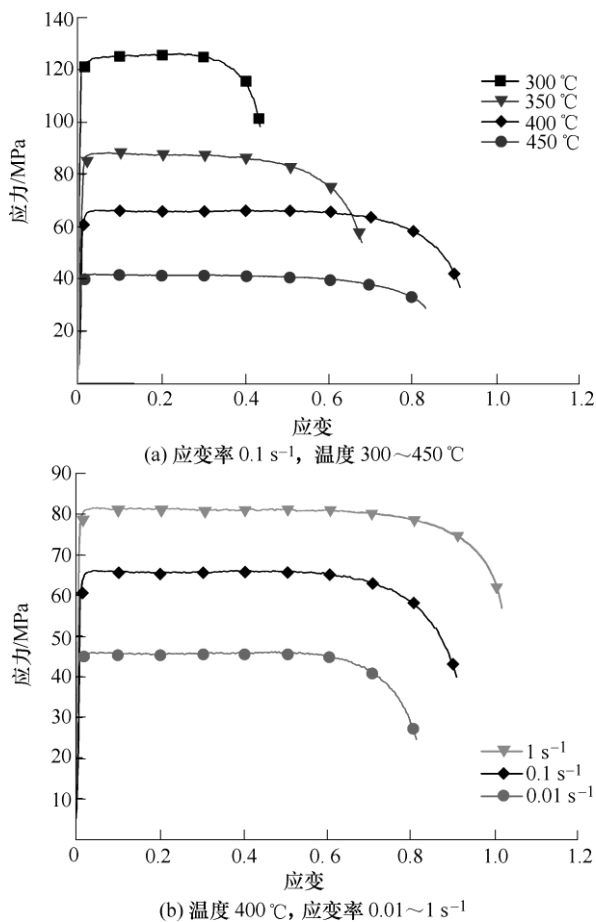


图 3 7075 铝合金高温应力-应变曲线

7075 铝合金是一种典型的析出强化合金,随着温度升高,材料内部析出的强化相会逐渐重新溶解到铝基体中,导致材料强度的下降,如图 3a 所示。此外,随着温度从 300 °C 增加到 400 °C,7075 铝合金的塑性得到明显的改善,延伸率增加约一倍;随着温度继续增加到 450 °C,材料内部微观结构开始

粗化,导致材料塑性变差,延伸率开始下降。图 3b 所示为应变率对 7075 铝合金热力学行为的影响。可以看出,随着应变率的增加,7075 的延伸率逐渐增加;此外,材料强度随着应变率的增加而升高,这是由于在较高应变率下,材料内部位错密度积累更快,从而变形抗力更高,强度更大。综合看来,7075 铝合金在 400 °C 左右和较高的应变率下成形性较好。

## 1.2 高温成形极限试验

为了进一步研究 7075 铝合金的高温成形性,本文开展了 300~400 °C 不同速度的 Nakajima 胀形试验,来获取 7075 铝合金的高温成形极限曲线。试验所用材料为凯撒铝业生产的 2 mm 厚 AA7075-T6 铝合金板,其化学成分与单向拉伸所用材料相同。

试验平台主体是一台四柱式伺服液压机和一套 Nakajima 模具, DIC 系统柔性地放置在模具下方,用来记录样件的变形过程并计算位移和应变场,如图 4a 所示。Nakajima 模具主要由凹模、压边圈和半球形冲头组成,如图 4b 所示。凹模和压边圈周围安装有高频感应线圈,冲头内部安装有加热棒,用来加热整套模具。K 型铠装热电偶用来采集模具温度,并将温度信号反馈给控制单元进行闭环控制,使模具维持在恒定的试验温度。

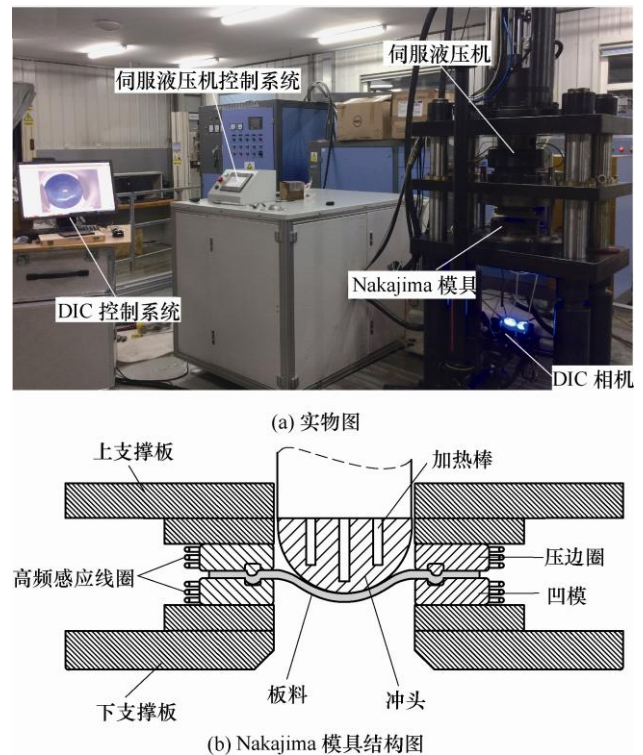


图 4 高温成形极限试验平台

为了获取从单向拉伸到等双向拉伸范围内不同应变路径下的极限应变,本文参照国际标准 ISO

12004-2:2008 设计和制备了7种不同尺寸的试验样件,如图5所示。样件直径为170 mm,宽度最小为20 mm,相邻两个样件宽度差25 mm。

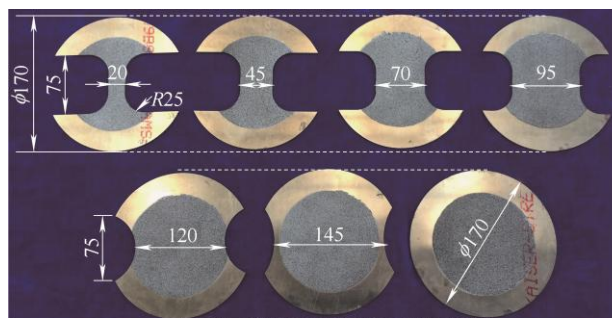


图5 高温成形极限试验样件尺寸

喷涂好散斑的样件首先被放入一台加热炉内加热至指定温度并保温10 min;随后,样件被快速转移到已经提前加热至相同温度的Nakajima模具上,并在样件和冲头之间放置一张1 mm厚度的石墨纸,来减少胀形过程中样件和冲头的高温摩擦,然后保温1 min;待温度稳定后,冲头按照设定好的速度下行使样件胀形,直到样件破裂为止;DIC系统记录样件胀形过程,并按照ISO 12004-2:2008中规定的抛物线拟合法来计算断裂处的极限应变。

将不同温度、速度和应变路径下获得的极限主应变和次应变描绘在直角坐标系中,便得到了7075铝合金高温成形极限图,如图6所示,图中的点划线是同一工况下极限应变点拟合得到的成形极限曲线。从图中可以看出,随着温度和冲头速度的增加,成形极限曲线沿纵坐标升高,同时沿横向伸展,表明提高成形温度和速度可以改善7075铝合金的成形性,与单向拉伸所获得的规律类似。从图中还可以看出,理想的单向拉伸路径和等双向拉伸路径

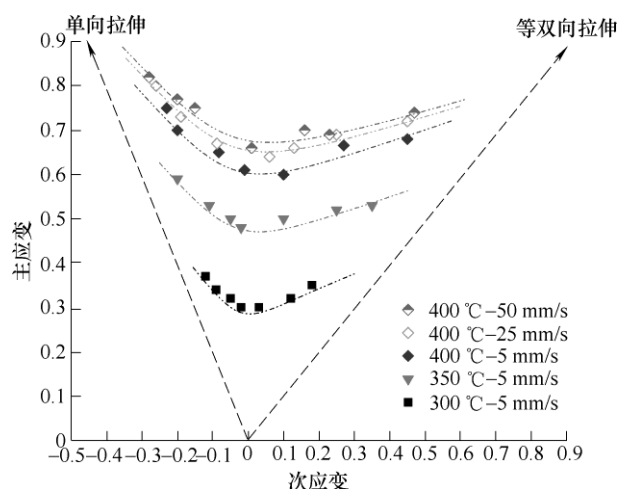


图6 7075铝合金高温成形极限曲线

是很难通过Nakajima试验获得的,原因主要有两个:一是因为半球形冲头的弯曲作用导致样件变形时并非完全的平面应力状态;二是由于胀形过程中样件和冲头之间存在摩擦,导致样件断裂处偏离样件中心,不能按照理想的单向或者等双向拉伸应变路径变形,也就无法获得相应的极限应变。

## 2 耦合损伤的统一黏塑性本构模型

### 2.1 统一黏塑性本构模型

统一黏塑性本构模型用一套相互关联的内变量演化方程来描述材料内部结构及非弹性应变的演化,并通过等向硬化和运动硬化内变量的演化来反应经典塑性理论屈服面的变化<sup>[12]</sup>,目前已经被广泛用于描述金属材料的变形行为。本文通过建立基于位错密度的统一黏塑性本构模型来描述7075铝合金的高温流动行为<sup>[8]</sup>。

铝合金材料在高温变形时,塑性应变率 $\dot{\epsilon}_p$ 和流动应力 $\sigma$ 的本构关系可以用幂函数形式表示为

$$\dot{\epsilon}_p = \left\langle \frac{\sigma - H - k}{K_c} \right\rangle^n \quad (1)$$

式中, $n$ 为黏性指数, $K_c$ 为流动阻力系数, $k$ 为参考屈服应力, $H$ 为等向强化, $\langle \rangle$ 为McCauley算子,表示只有进入塑性阶段时式(1)才有意义。 $n$ 和 $K_c$ 是与温度相关的变量

$$n = n_0 \exp(Q_n/RT) \quad (2)$$

$$K_c = K_{c0} \exp(Q_{Kc}/RT) \quad (3)$$

式中, $n_0$ 、 $Q_n$ 、 $K_{c0}$ 、 $Q_{Kc}$ 为材料常数, $R$ 为气体常数, $T$ 为绝对温度。参考屈服应力 $k$ 是与温度和应变率都相关的变量

$$k = k_0 \exp(Q_k/RT) + k_1 \exp(k_2/\dot{\epsilon})^{k_3} \quad (4)$$

式中, $k_0$ 、 $k_1$ 、 $k_2$ 、 $k_3$ 和 $Q_k$ 为材料常数, $\dot{\epsilon}$ 为等效应变率。

金属材料在塑性变形过程中会引起位错的积累和演化,使材料表现出硬化行为。对于大多数合金而言,等向强化与位错密度的平方根成正比,满足泰勒模型<sup>[13]</sup>,由此可得

$$H = MaGb\sqrt{\rho} \quad (5)$$

式中, $M$ 是泰勒因子, $G$ 是切变模量, $a$ 是材料常数, $b$ 是柏氏矢量, $\rho$ 为位错密度。由于位错密度的数量级极大,不便于直接引入到本构模型中,因此通常用归一化位错密度 $\bar{\rho} = 1 - \rho_0/\rho$ 来表征位错



的演化, 式中  $\rho_0$  表示初始位错密度<sup>[14]</sup>。经归一化处理,  $\bar{\rho}$  的变化范围在 0~1。合并式(5)中的系数, 并用归一化位错密度  $\bar{\rho}$  代替  $\rho$ , 等向强化和位错密度的关系可简化成

$$H = B\bar{\rho}^{0.5} \quad (6)$$

式中,  $B$  是与温度相关的变量。

$$B = B_0 \exp(Q_B/RT) \quad (7)$$

式中,  $B_0$  和  $Q_B$  为材料常数。

随着塑性变形的增加, 位错逐渐积累, 新位错不断产生, 使位错密度增加; 同时, 位错密度的增加使金属储能增加, 促使发生回复现象, 使位错密度减小。位错演化是积累和消除相互作用的过程<sup>[15]</sup>, 可以表示为

$$\dot{\bar{\rho}} = A(1 - \bar{\rho})|\dot{\varepsilon}_p| - C\bar{\rho}^\eta \quad (8)$$

式中第一项用来描述因塑性变形导致的位错积累和动态回复导致的位错消除过程; 第二项用来描述静态回复过程。式(8)中  $C$  和  $\eta$  是材料常数;  $A$  是与温度相关的变量

$$A = A_0 \exp(Q_A/RT) \quad (9)$$

式中,  $A_0$  和  $Q_A$  为材料常数。

材料产生的总应变  $\varepsilon$  可以分解为弹性应变  $\varepsilon_e$  和塑性应变  $\varepsilon_p$  两部分, 其中的弹性应变  $\varepsilon_e$  和流动应力  $\sigma$  满足胡克定律, 表示为

$$\sigma = E(\varepsilon - \varepsilon_p) = E\varepsilon_e \quad (10)$$

式中,  $E$  为弹性模量, 与温度相关

$$E = E_0 \exp(Q_E/RT) \quad (11)$$

式中,  $E_0$  和  $Q_E$  为材料常数。

式(1)~(4)和式(6)~(11)共同构成了基于位错密度的统一黏塑性本构模型。

## 2.2 连续介质损伤模型

铝合金材料在高温变形过程中会发生位错移动, 晶粒旋转、拉长和晶界滑移等现象, 致使材料内部颗粒和夹杂物周围很容易出现应力集中、局部剪切带、微孔洞等缺陷, 统称为损伤。随着材料持续变形, 新的微孔洞不断形核、长大, 毗邻的微孔洞开始聚合, 形成微裂纹; 变形后期, 微裂纹进一步发展, 宏观缺陷开始出现, 并最终导致材料发生断裂<sup>[16]</sup>。在连续介质损伤力学中, 通常用一个标量来表征材料的损伤状态, 一般定义为  $\omega = S_D / S$ 。式中,  $\omega$  是损伤变量, 用来描述材料内部损伤演化过程;  $S$  代表材料内部受力截面的总面积;  $S_D$  代表该截面上产生缺陷部分的总面积。损伤变量初值为 0,

表示材料内部没有损伤发生; 随着塑性变形的增加, 损伤变量逐渐增大; 当损伤变量为 1 时表示材料完全失效。通常, 当损伤变量  $\omega$  达到某个临界值时(常用 0.7~0.8), 材料就已经失去了大部分变形抗力, 可以认定为材料已经失效和断裂<sup>[15]</sup>。

基于连续介质损伤力学的基本理论, 本文提出了一种改进的连续介质损伤模型, 来描述 7075 铝合金在高温变形中的损伤演化过程

$$\dot{\omega} = d_1(1 - \omega)\dot{\varepsilon}_p^{d_2} + \frac{D_1\dot{\varepsilon}_p^{D_2} \cosh(d_3\varepsilon_p)}{(1 - \omega)^{D_3}} \quad (12)$$

式中,  $d_1$ 、 $d_2$  和  $d_3$  是材料常数;  $D_1$ 、 $D_2$  和  $D_3$  是与温度相关的变量

$$D_1 = D_{10} \exp(Q_{D1}/RT) \quad (13)$$

$$D_2 = D_{20} \exp(Q_{D2}/RT) \quad (14)$$

$$D_3 = D_{30} \exp(Q_{D3}/RT) \quad (15)$$

式中,  $D_{10}$ 、 $Q_{D1}$ 、 $D_{20}$ 、 $Q_{D2}$ 、 $D_{30}$  和  $Q_{D3}$  为材料常数。式(12)中的第一项表示变形早期微孔洞的形核率和长大速率, 是塑性应变速率和当前损伤值的函数; 第二项表示塑性变形中后期微孔洞逐渐长大和聚合、损伤不断积累的过程。双曲余弦函数用来表征损伤率和塑性应变之间的关系。式(12)第二项中的分母  $(1 - \omega)^{D_3}$  用来描述在变形末期损伤率急剧增大、损伤快速增加的现象。该模型综合考虑了塑性应变和温度对于损伤的影响, 可以较好地描述金属材料在高温塑性变形中的损伤演化过程。

## 2.3 耦合损伤的本构模型

统一黏塑性本构模型可以描述 7075 铝合金高温变形过程中应力的增加和平衡阶段, 但是不能描述变形后期应力的下降阶段。因此, 需要将连续介质损伤模型引入到本构模型中, 来描述因损伤导致的应力下降和最终的断裂。综合式(1)~(4)和式(6)~(15), 可得耦合损伤的单轴统一黏塑性本构模型

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_p = \left\langle \frac{\sigma/(1 - \omega) - H - k}{K_c} \right\rangle^n \\ H = B\bar{\rho}^{0.5} \\ \dot{\bar{\rho}} = A(1 - \bar{\rho})|\dot{\varepsilon}_p| - C\bar{\rho}^\eta \\ \dot{\omega} = d_1(1 - \omega)\dot{\varepsilon}_p^{d_2} + \frac{D_1\dot{\varepsilon}_p^{D_2} \cosh(d_3\varepsilon_p)}{(1 - \omega)^{D_3}} \\ \sigma = E(\varepsilon - \varepsilon_p)(1 - \omega) \end{cases} \quad (16)$$

为了进一步预测 7075 铝合金在不同应变路径下的极限应变, 需要将式(16)拓展成多轴损伤本构

模型。通过引入多轴损伤修正公式  $f$  来修正应力状态对损伤演化的影响

$$f = \Delta (a_4 \alpha^4 + a_3 \alpha^3 + a_2 \alpha^2 + a_1 \alpha + 1)^\varphi \quad (17)$$

式中,  $\alpha$  表示次应力与主应力的比值, 单向拉伸、平面应变和等双向拉伸路径时  $\alpha$  的值分别为 0、0.5 和 1。 $\Delta$ 、 $a_1$ 、 $a_2$ 、 $a_3$ 、 $a_4$  是材料常数,  $\varphi$  是与温度相关的变量

$$\varphi = \varphi_{11} \exp(-\varphi_{12}/T) \quad (18)$$

式中,  $\varphi_{11}$  和  $\varphi_{12}$  是材料常数。

除修正损伤模型以外, 还需要将本构关系拓展为多轴状态。根据广义胡克定律, 应力张量  $\sigma_{ij}$  可以表示为

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl} (\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p) \quad (19)$$

式中,  $D_{ijkl}$  表示弹性刚度矩阵,  $\varepsilon_{kl}$  表示应变张量,  $\varepsilon_{kl}^p$  表示塑性应变张量。此外, 根据关联流动法则的相关理论, 塑性应变增量垂直于屈服面, 在 Mises 屈服准则下可以表示为

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{S_{ij}}{\bar{\sigma}} \dot{\bar{\varepsilon}}^p \quad (20)$$

式中,  $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$  表示塑性应变率张量,  $S_{ij}$  为偏应力张量,  $\bar{\sigma}$  表示 Mises 等效应力,  $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$  表示等效塑性应变率。

结合式(16)、式(17)、式(19)和式(20)可以得到耦合损伤的多轴统一黏塑性本构模型

$$\begin{cases} \dot{\bar{\varepsilon}}^p = \left\langle \frac{\bar{\sigma}/(1-\omega) - H - k}{K_c} \right\rangle^n \\ \dot{\varepsilon}_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{S_{ij}}{\bar{\sigma}} \dot{\bar{\varepsilon}}^p \\ H = B \bar{\rho}^{0.5} \\ \dot{\bar{\rho}} = A(1-\bar{\rho}) |\dot{\varepsilon}_p| - C \bar{\rho}^\eta \\ \dot{\omega} = f \left[ d_1 (1-\omega) \dot{\varepsilon}_p^{d_2} + \frac{D_1 \dot{\varepsilon}_p^{D_2} \cosh(d_3 \varepsilon_p)}{(1-\omega)^{D_3}} \right] \\ \sigma_{ij} = D_{ijkl} (\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p) (1-\omega) \end{cases} \quad (21)$$

### 3 材料常数标定与模型验证

#### 3.1 材料常数标定过程与结果

耦合损伤的统一黏塑性本构模型是一组高度非线性的常微分方程组, 需要运用数值积分算法来进行求解; 此外, 多轴损伤本构模型中共包含 33 个材料常数, 这些常数的精确解几乎不可能获得, 需要通过优化算法来求取它们的最优解。本文选用向前

Euler 积分算法, 通过编程软件 MATLAB 来求解多轴损伤本构; 并基于试验结果, 结合优化软件 I-SIGHT, 采用非支配排序遗传算法(Non-dominated sorting genetic algorithm II)来标定模型中的材料常数。

材料常数的标定过程实际上是一个优化过程, 目标函数的具体表达式和详细的优化流程可以参考作者的另一篇论文<sup>[17]</sup>。由于模型中常数较多, 一次性标定难度较大, 因此标定参数时, 先根据单向拉伸试验结果标定单轴模型中的参数; 在此基础上, 再根据成形极限试验结果标定多轴模型中剩余的参数。具体的标定步骤可以分为三步: ① 假定损伤恒为 0, 根据高温应力-应变曲线弹性阶段和应力平衡阶段标定单轴本构模型中与损伤无关的材料常数; ② 固定已标定常数不变, 根据高温应力-应变曲线应力平衡和下降阶段标定损伤模型中的常数; ③ 将前两步标定的常数代入多轴损伤本构模型中, 根据不同温度、速度和应变路径下的极限应变标定多轴损伤修正公式中的常数。标定后的材料常数如表 2 所列。

表 2 材料常数标定结果

材料常数	数值	材料常数	数值	材料常数	数值
$A_0$	0.227	$k_0/\text{MPa}$	154.17	$Q_E/(\text{J/mol})$	$6.88 \times 10^3$
$B_0/\text{MPa}$	6.795	$k_1/\text{MPa}$	-88.16	$Q_{Kc}/(\text{J/mol})$	$2.09 \times 10^4$
$C$	0.04	$k_2$	43.69	$Q_d/(\text{J/mol})$	$3.77 \times 10^3$
$d_1$	$1.01 \times 10^{-3}$	$k_3$	0.015	$Q_n/(\text{J/mol})$	$1.81 \times 10^4$
$d_2$	1.17	$n_0$	0.349	$a_1$	1.755
$d_3$	14.20	$\eta$	4.9	$a_2$	-0.286
$D_{10}$	$1.6 \times 10^{-21}$	$Q_A/(\text{J/mol})$	$1.02 \times 10^4$	$a_3$	-4.348
$D_{20}$	0.0288	$Q_B/(\text{J/mol})$	$3.95 \times 10^3$	$a_4$	2.337
$D_{30}$	$1.51 \times 10^{-6}$	$Q_{D1}/(\text{J/mol})$	$1.99 \times 10^5$	$\Delta$	0.73
$E_0/\text{MPa}$	$1.12 \times 10^4$	$Q_{D2}/(\text{J/mol})$	$1.56 \times 10^4$	$\varphi_{11}$	205
$K_{c0}/\text{MPa}$	0.629	$Q_{D3}/(\text{J/mol})$	$7.5 \times 10^4$	$\varphi_{12}$	$2.0 \times 10^3$

#### 3.2 模型验证与成形极限理论预测

经过标定步骤的前两步, 耦合损伤的单轴统一黏塑性本构模型中的材料常数就全部确定了, 模型预测结果与单向拉伸试验结果的对比如图 7a 所示。从图中可以看出, 标定后的单轴模型可以很好地描述 7075 铝合金的高温流动行为, 包括应力平衡和下降阶段, 并能够预测断裂的发生。

图 7b 是耦合损伤的多轴统一黏塑性本构模型预测结果与成形极限试验结果的对比图。图中试验结果所用的应变率为样件胀形过程中主应变率的平均值,  $0.1 \text{ s}^{-1}$ 、 $0.5 \text{ s}^{-1}$  和  $1 \text{ s}^{-1}$  分别对应于冲头速度  $5 \text{ mm/s}$ 、 $25 \text{ mm/s}$  和  $50 \text{ mm/s}$ 。从图中可以看出, 理论预测结果和试验结果吻合度较好, 表明标定后的多轴模型能够准确地预测 7075 在不同温度和应变

率时的成形极限曲线。

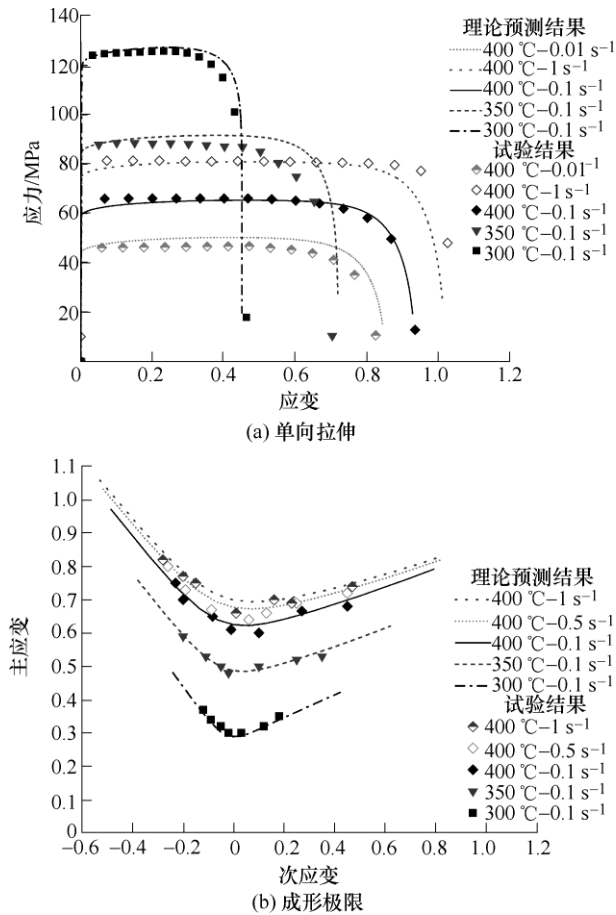


图 7 模型预测结果与试验结果对比

通过多轴损伤修正公式的修正, 损伤在不同应力状态下具有不一样的演化规律, 因此, 多轴模型能够描绘出典型的“V”形成形极限曲线, 与试验结果是相吻合的。图 8 所示为 400 °C、0.1 s<sup>-1</sup> 时不同应变路径下损伤的演化过程。可以看出, 在平面应变路径时, 损伤随着等效塑性应变的增加积累最快, 单向拉伸时次之, 等双向拉伸时最慢。

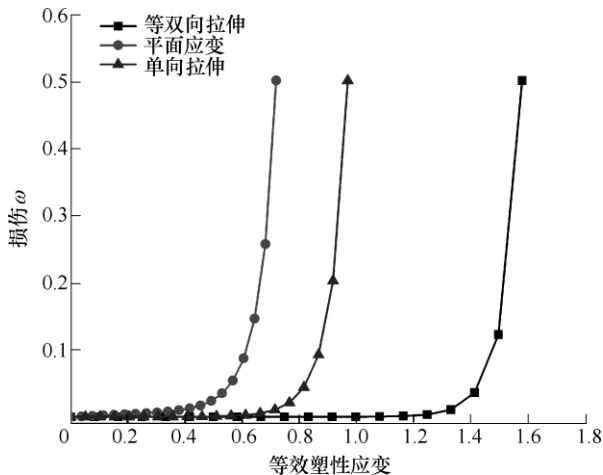


图 8 400 °C、0.1 s<sup>-1</sup> 时不同应变路径下损伤演化过程

运用标定后的多轴模型可以快捷地预测 7075 在不同温度和应变率时的成形极限曲线, 而且曲线完整覆盖了从单向拉伸到等双向拉伸的应变路径范围, 如图 9 所示。通过理论方法预测成形极限曲线避免了试验的缺陷和所需的大量人力和时间消耗, 对于量化研究 7075 铝合金的高温成形性具有重要的辅助作用。

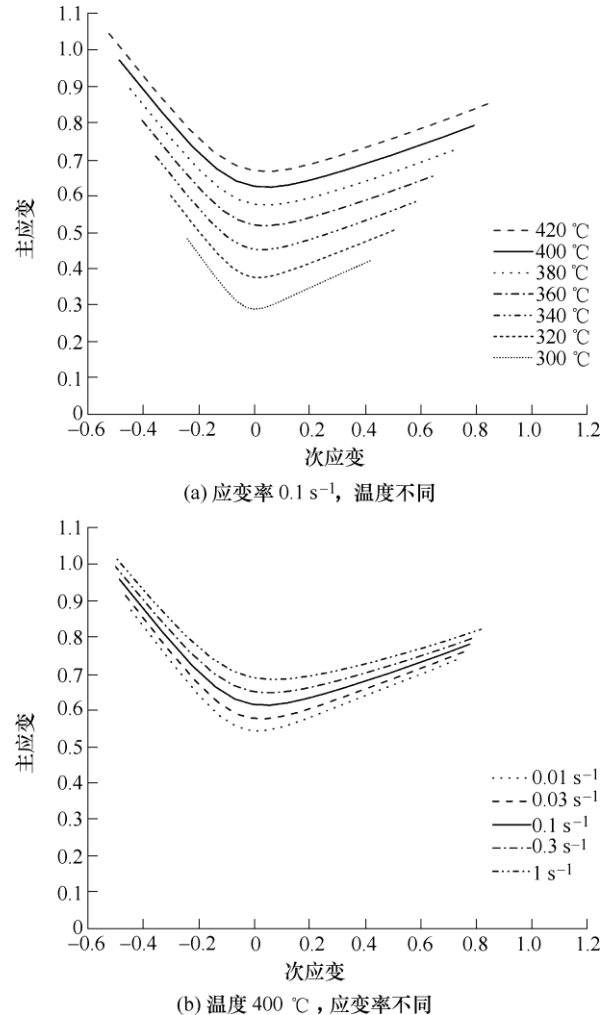


图 9 成形极限曲线理论预测

## 4 成形极限数值仿真

### 4.1 有限元模型

为了更详细地研究 7075 铝合金的高温成形性能, 本文按照试验所述的 Nakajima 模具建立了有限元模型来开展成形极限仿真计算。图 10 所示为样件宽度为 95 mm 的成形极限有限元模型。冲头、压边圈和凹模定义为刚体壳单元; 板料所用单元类型为 C3D8R 六面体单元, 样件中心部位网格尺寸为 0.6 mm, 边缘部分网格尺寸为 2 mm。板料与冲头之间的摩擦因数设置为 0.2, 与压边圈和凹模之间的摩擦

因数设置为 0.4。在实际的高温成形极限试验中, 样品和模具温度变化很小, 几乎保持恒定, 因此, 在有限元仿真中采用等温设定, 即不考虑样品与模具间的热量交换。

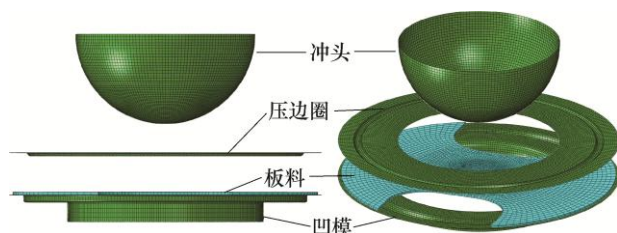


图 10 成形极限仿真有限元模型

通过编写 ABAQUS 用户材料子程序 VUMAT, 标定后的多轴损伤本构模型被嵌入到动力显示算法模块 ABAQUS/Explicit 中, 来验证所建立的多轴模型在仿真中的有效性; 同时, 将损伤变量引入到成形极限仿真中, 实现损伤演化过程的有限元预测。

#### 4.2 有限元模型验证与损伤分布预测

有限元仿真极限应变的计算方法与试验相同, 均采用抛物线拟合法。当损伤变量达到临界值 0.75 时停止仿真, 并将此时作为发生断裂的时刻。图 11 为仿真、试验和理论结果的对比图, 从图中可以看出, 三者整体上吻合度很好。接近单向拉伸路径时仿真获得的结果略高于试验结果, 可能是由于仿真未考虑材料的各向异性行为引起的。

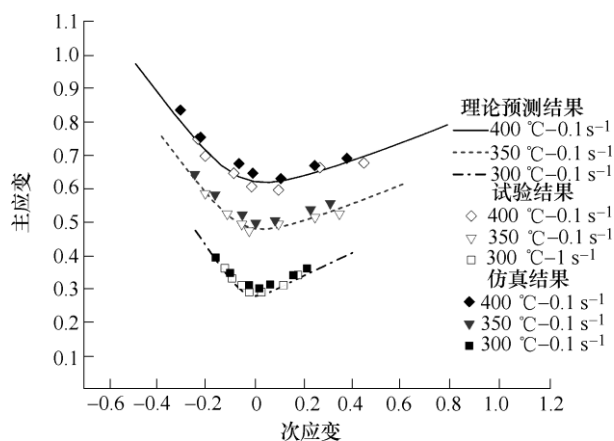


图 11 试验、理论预测和仿真结果对比

为了进一步验证有限元模型的有效性, 图 12 对试验和仿真获得的应变场分布和沿对称轴截面的主应变值进行了对比。所用样品宽度为 95 mm, 胀形温度为 400 °C, 冲头速度为 5 mm/s, 冲头行程为 30 mm。从图中可以看出, 样品中心处的主应变约为 0.18, 由于高温摩擦的影响, 应变集中出现在距离样品中心约 15 mm 的位置, 主应变约为 0.7。通过对比发现, 仿真模型可以很好地预测应变分布和断裂位置, 进一步证明所建立的多轴损伤本构模型

的正确性及其在高温成形极限仿真中的适用性。

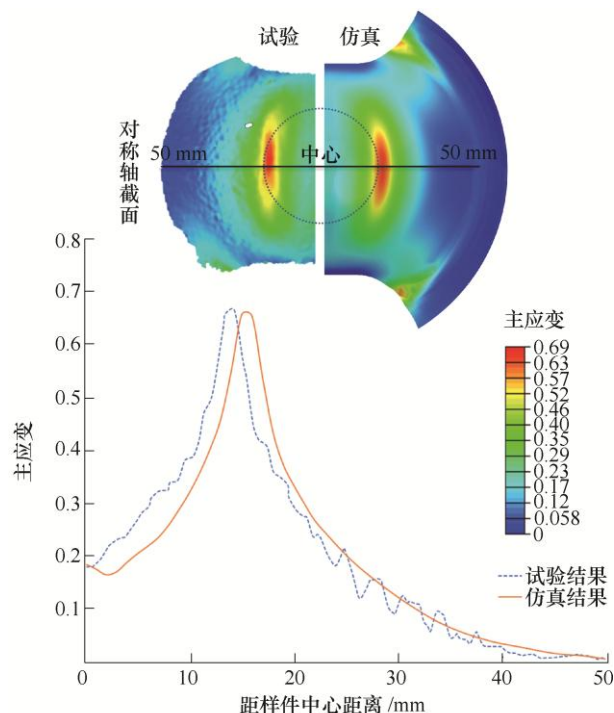


图 12 试验和仿真主应变分布对比

通过有限元仿真模型可以预测样品成形过程中损伤场的分布。如图 13 所示, 沿宽度为 95 mm 样品的对称轴线建立 17 个靠近中心的等距点, 提取这些点不同时刻的损伤值来分析损伤的分布和演化规律。所用样品温度为 400 °C、冲头速度为 5 mm/s, 相对时间  $t_r$  为当前分析步时间  $t$  与断裂时总时间  $t_f$  的比值。从图中可以看出, 变形前半段 ( $0 < t_r < 0.5$ ) 损伤值很小, 约为  $1 \times 10^{-14}$ , 且增长速度较慢; 随着变形的继续和塑性应变的不断增长 ( $0.5 < t_r < 0.9$ ), 损伤增长速度加快, 并逐渐向样品中心两侧集中,  $t_r=0.9$  时损伤最大值约为 0.02; 变形后期 ( $t_r > 0.9$ ), 样品开始出现局部缩颈, 损伤快速集中并呈现爆发式增长, 当损伤值超过临界值 0.75 时断裂出现。

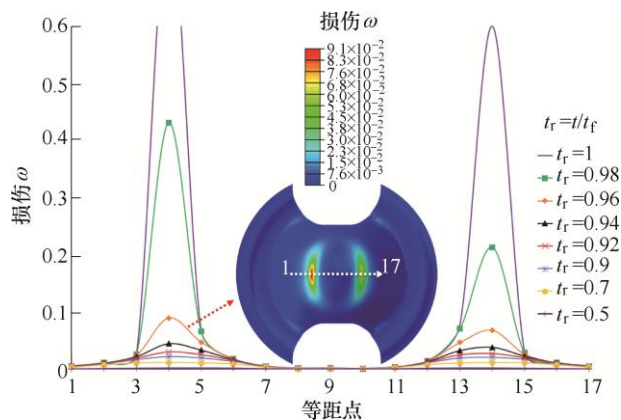


图 13 损伤分布和演化过程



## 5 结论

本文开展了 7075 铝合金高温单向拉伸和成形极限试验, 并建立了耦合损伤的多轴统一黏塑性本构模型。该本构模型被进一步编入了有限元软件中进行成形极限有限元仿真研究, 所得到的结论如下。

(1) 随着温度的升高, 7075 铝合金的强度降低, 塑性变好; 随着应变率的增大, 7075 铝合金的强度升高, 延伸率变大。在 400 °C 左右和较高应变率下, 7075 铝合金的成形性最好。

(2) 所建立的耦合损伤的统一黏塑性本构模型可以很好地描述 7075 铝合金的高温流动行为, 并能准确地预测不同应变路径下的极限应变。

(3) 嵌入多轴损伤本构模型的成形极限有限元仿真结果与试验和理论预测结果吻合度很好, 进一步证明了多轴损伤本构模型的正确性和仿真模型的有效性。仿真结果显示, 损伤在变形后期会快速集中在样件中心两侧并迅速增加, 最终导致样件断裂。

## 参 考 文 献

- [1] ZHENG Kailun, POLITIS D J, WANG Liliang, et al. A review on forming techniques for manufacturing lightweight complex-shaped aluminium panel components [J]. International Journal of Lightweight Materials and Manufacture, 2018, 1(2): 55-80.
- [2] FOSTER A, DEAN T A, LIN Jianguo. Process for forming aluminium alloy sheet components: United States, US20120152416A1[P]. 2012-06-21.
- [3] MOHAMED M, LIN Jianguo, FOSTER A, et al. A new test design for assessing formability of materials in hot stamping[J]. Procedia Engineering, 2014, 81: 1689-1694.
- [4] YING Liang, GAO Tianhan, RONG Hai, et al. On the thermal forming limit diagram (TFLD) with GTN mesoscopic damage model for AA7075 aluminum alloy: Numerical and experimental investigation[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2019, 802: 675-693.
- [5] ZHANG Cunsheng, LEOTOING L, GUINES D, et al. Theoretical and numerical study of strainrate influence on AA5083 formability[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(8): 3849-3858.
- [6] 杨卓云, 赵长财, 董国疆, 等. 基于 Lou-2013 韧性断裂准则 5182 铝板成形极限研究[J]. 机械工程学报, 2019, 55(16): 47-57.
- YANG Zhuoyun, ZHAO Changcai, DONG Guojiang, et al. Forming limit research of 5182 aluminum alloy sheet based on Lou-2013 ductile fracture criterion[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(16): 47-57.
- [7] WANG Ning, ILINICH A, CHEN Minghe, et al. A comparison study on forming limit prediction methods for hot stamping of 7075 aluminum sheet[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 151: 444-460.
- [8] LIN Jianguo, MOHAMED M, BALINT D, et al. The development of continuum damage mechanics-based theories for predicting forming limit diagrams for hot stamping applications[J]. International Journal of Damage Mechanics, 2013, 23(5): 684-701.
- [9] MOHAMED M, SHI Zhusheng, LIN Jianguo, et al. Strain-based continuum damage mechanics model for predicting FLC of AA5754 under Warm forming conditions[J]. Applied Mechanics and Materials, 2015, 784: 460-467.
- [10] BAI Qian, MOHAMED M, SHI Zhusheng, et al. Application of a continuum damage mechanics (CDM)-based model for predicting formability of warm formed aluminium alloy[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 88: 3437-3446.
- [11] XIAO Wenchao, WANG Baoyu, ZHENG Kailun. An experimental and numerical investigation on the formability of AA7075 sheet in hot stamping condition[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 92: 3299-3309.
- [12] 关萍, 刘长春, 吕和祥. 基于经典塑性理论的粘塑性统一本构模型[J]. 中国科学 E 辑: 技术科学, 2009, 39(6): 1185-1189.
- GUAN Ping, LIU Changchun, LÜ Hexiang. Visco-plastic unified constitutive model based on classical plasticity theory[J]. Science in China E: Technology Science, 2009, 39(6): 1185-1189.
- [13] ESTRIN Y. Dislocation theory based constitutive modelling: Foundations and applications[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1998, 80: 33-39.
- [14] LIN Jianguo, DEAN T A. Modeling of microstructure evolution in hot forming using unified constitutive equations[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 167(2-3): 354-362.
- [15] ZHOU Jing, MU Yanhong, WANG Baoyu. A damage-coupled unified viscoplastic constitutive model for prediction of forming limits of 22MnB5 at high

- temperatures[J]. International Journal of Mechanical Science, 2017, 133: 457-468.
- [16] LIN Jianguo, LIU Y, DEAN T A. A review on damage mechanisms, models and calibration methods under various deformation conditions[J]. International Journal of Damage Mechanics, 2005, 14(4): 299-319.
- [17] RONG Hai, HU Ping, YING Liang, et al. Thermal forming limit diagram (TFLD) of AA7075 aluminum alloy based on a modified continuum damage model:

Experimental and theoretical investigations[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 156: 56-73.

---

作者简介: 荣海, 男, 1990 年出生, 博士研究生。主要研究方向为高强度铝合金高温成形性与损伤演化。

E-mail: ronghai@mail.dlut.edu.cn

胡平(通信作者), 男, 1956 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为材料热成形, 汽车轻量化和精确几何拟协调分析方法。

E-mail: pinghu@dlut.edu.cn