

厚度和晶粒尺寸对高温合金带材起皱性能的影响

王彦菊¹, 门明良², 万敏², 贾崇林³, 沙爱学¹, 孟宝²

(1. 中国航发北京航空材料研究院 航空及发动机材料应用评价中心, 北京 100095)

(2. 北京航空航天大学 机械工程及自动化学院, 北京 100191)

(3. 中国航发北京航空材料研究院 先进高温结构材料重点实验室, 北京 100095)

摘要: 起皱失稳是金属薄板塑性成形过程中影响零件成形质量和尺寸精度的主要缺陷之一, 而薄板厚度和微观组织对起皱行为的影响规律尚不明确。以不同厚度 (0.2~0.25 mm) 与晶粒尺寸 (7.12~88.39 μm) 的 GH4169 合金带材为研究对象, 开展方板对角拉伸试验, 通过对比试验和模拟的载荷位移曲线验证了数值模拟的有效性。基于能量法和数值模拟相结合的方法建立了 GH4169 带材的起皱极限曲线。结果表明, 随着带材厚度方向上晶粒数的减少, GH4169 带材起皱极限曲线斜率绝对值下降, 更易发生起皱现象。高温合金带材起皱的尺度依赖性是由于厚度方向晶粒数减少, 不同晶粒间各向异性增强, 材料变形协调能力变弱, 抗皱能力变差。

关键词: 高温合金带材; 起皱失稳; 尺度效应; 方板对角拉伸; 能量法

中图分类号: TG146.1⁺5

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2022)04-1363-08

高温合金超薄壁构件在航空发动机和运载火箭上占有相当的比重, 在结构减量、性能提升等方面发挥着日益重要的作用。比如, 用于航空发动机气路密封的封严环、冷却叶片的冲击导管以及用于运载火箭蓄压器的膜片等构件的壁厚均小于 0.3 mm。由于成本低、效率高、材料利用率高、制件性能好等优点, 高温合金带材塑性成形技术是这类超薄壁构件批量化生产的首选^[1,2]。然而, 由于尺度效应的存在, 高温合金超薄带材在力学性能、成形特征等方面均与宏观尺寸的板材有着很大的区别, 传统的塑性成形理论知识不能完全适用于指导超薄带材塑性成形工艺。

起皱失稳是金属材料塑性成形过程中影响成形质量和精度的主要缺陷之一^[3-10]。由于高温合金带材厚度方向尺寸远小于其它方向尺寸, 受压后当内压应力达到临界压应力时, 容易发生由面内变形转到面外弯曲变形的分叉失稳, 即压缩失稳变形^[11]。尽管各国学者从 20 世纪以来就对板料成形失稳起皱问题进行了大量的研究^[12-20], 也取得了一定的成果。但由于板料成形中起皱复杂性, 目前生产中解决工件的起皱问题仍感到十分棘手。轻微起皱会影响零件质量和寿命, 使得产品的合格率降低^[21], 严重时还可能破坏模具、中断生产过程, 增加生产成本^[22]。

为定量评估板材的抗皱性能及研究板材在成形过程

中的皱曲发展规律^[23], 日本学者吉田清太(Yoshida)^[13]提出方板对角拉伸试验(Yoshida buckling test, YBT)。赵红亮等^[24]将方板中心点沿 Z 方向的位移 U_z 和横向应变急剧增加的时刻定义为起皱失稳时刻, 并采用虚功原理和非线性弹塑性有限元方法, 对 0.7 mm 厚的 Al-Mg-Si 基合金进行了方板对角拉伸模拟, 研究了皱曲特性, 得出了方板临界状态下的应力和应变场及临界失稳的物理判据。郭禅等^[25]对 1 mm 厚的 TA1 钛合金进行方板对角拉伸试验, 并通过数值模拟分析发现了不同的扰动类型对模拟结果产生的影响很小。

然而, YBT 试验具有一定的局限性, 由于其几何试样固定, 不能研究不同应变比的影响。在 YBT 试样的基础上, 各国学者对试样尺寸和试验方案进行了改善^[26], 以此来建立板材的起皱极限曲线(wrinkling limit curve, WLC), 研究板材的起皱屈曲规律。Aljarjees^[27]通过改进的 YBT 对厚度为 1 mm 的软钢和不锈钢 SS316 板材的屈曲极限图(buckling limit diagrams, BLDs)进行了实验评估。张清东等人^[28,29]以 0.23 mm 厚的带钢为研究对象, 设计了阶梯状试样, 利用电子数显千分表测量拉伸过程中带钢中心面外的局部起皱特征。袁伟杰等^[4,5]在对改性 YBT 试样进行实验研究和有限元数值模拟的基础上, 研究了镀锡板的抗皱性能和起皱准则, 获得了镀锡板在不

收稿日期: 2021-04-02

基金项目: 国家自然科学基金 (51975031); 装备预先研究基金 (6141C26); 国防技术基础研究项目 (JD191381)

作者简介: 王彦菊, 女, 1981 年生, 博士, 高级工程师, 中国航发北京航空材料研究院, 航空及发动机材料应用评价中心, 北京 100095, E-mail: wyjbiam@163.com

同应变组合下的起皱高度，研究了试样厚度和边界条件对主应变空间中起皱极限图(wrinkling limit diagram, WLD)的影响，并建立了各种加工参数对耐皱性的影响。杜冰等^[30]以方板对角拉伸试验为验证试验，利用屈曲特征值分析结合动态显示算法，实现了对板料失稳形貌的准确预测，然后利用能量法理论与数值模拟相结合建立了 304 不锈钢方板对角拉伸临界起皱判定线，并通过全场应变测量系统 VIC-3D 拍摄的试验应变云图证实了所建立的起皱判定线的有效性^[6,7]。此外，他们研究发现不同板厚下的起皱失稳临界线斜率相差甚微，直线大致重合，指出板厚对起皱失稳极限应变线影响不大。

研究表明，增加晶粒尺寸会降低成形载荷和形状公差，但会加剧起皱、不均匀厚度分布和表面粗化^[31,32]。Zhao 等^[33]使用数值模拟研究了面心立方 (fcc) 金属的表面粗糙化，发现起皱是由具有各向异性行为和不同晶体取向的多晶粒引起的。Ma 等^[34]利用晶体塑性有限元法对起皱进行了分析，对比了模拟结果与实验结果，验证了晶粒簇对起皱的影响。许玉杰等^[35]研究了取向晶粒簇对铁素体不锈钢成形表面起皱的影响，证实了晶粒细化和削弱铁素体不锈钢板的取向晶粒簇将有利于降低其成形过程的表面起皱。

可见，目前对于超薄高温合金带材的起皱行为研究很少，也没有统一的起皱失稳判据。本研究结合对角拉伸试验、有限元模拟和能量法，以不同厚度及晶粒尺寸的超薄 GH4169 合金带材为研究对象，基于对角拉伸试验对其起皱问题进行分析，研究不均匀拉应力所引起的皱曲发生、发展规律，分析带材厚度与晶粒尺寸对高温合金超薄带材起皱行为的影响规律，建立高温合金带材的起皱极限曲线，为评估复杂薄壁构件的抗皱性和起皱失稳预测提供理论指导。

1 实验方法及参数

1.1 实验材料力学性能

本研究使用的材料为不同厚度和不同晶粒尺寸的 GH4169 高温合金带材，其性能参数见表 1。为研究不同晶粒尺寸对高温合金带材起皱行为的影响规律，对厚度分别为 0.2 和 0.25 mm 的 GH4169 带材进行了热处理，以获得不同的微观组织。不同条件下的合金带材微观组织如图 1 所示。

为避免粗晶条件下材料组织分布不均对实验结果可靠性的影响，每种条件实验 3 次取平均值，发现 3 次实验得到的应力应变曲线没有明显差异，力学性能受影响较小，真应力-真应变曲线如图 2 所示。

本研究选用 Voce 型应力应变关系进行轧制方向单向拉伸试验数据拟合，其表达式为：

表 1 GH4169 高温合金带材厚度与晶粒尺寸

Thick-ness, t_0/mm	Annealing parameter		Average grain size, $d_0/\mu\text{m}$	Size factor, $\lambda=t_0/d_0$
	Strip	Temperature/ $^{\circ}\text{C}$		
0.2	A-1	As-received	-	7.12
	A-2	1000	25	31.25
	A-3	1100	25	52.56
0.25	B-1	As-received	-	11.54
	B-2	1000	25	52.56
	B-3	1100	25	88.39

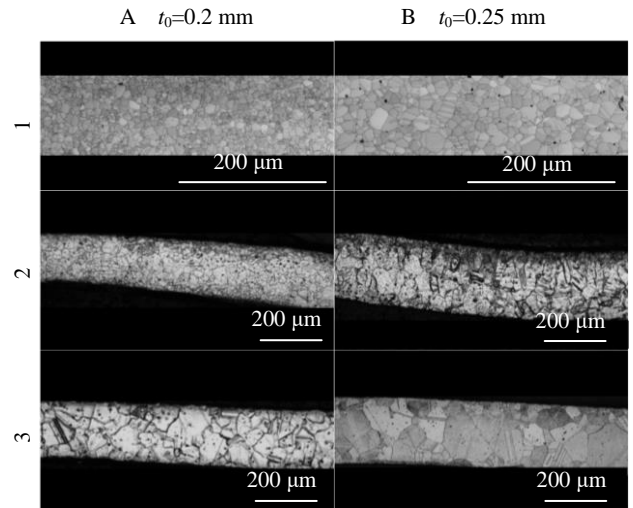


图 1 不同状态下 GH4169 高温合金带材的微观组织

Fig.1 Microstructures of GH4169 superalloy strips in different states

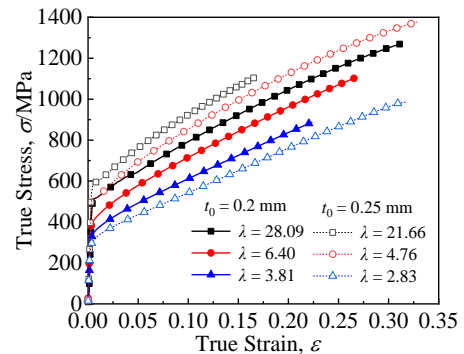


图 2 不同状态下 GH4169 带材的真应力-真应变曲线

Fig.2 True stress-true strain curves of GH4169 strips in different states

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 + q[1 - \exp(-b\bar{\epsilon}_p)] \quad (1)$$

拟合得到的 Voce 型应力应变关系的材料常数如表 2 所示，其中， q 和 b 为拟合所得材料常数。

1.2 试样几何尺寸

为分析不同应变路径下高温合金板材的失稳起皱行为，进而获得材料起皱极限曲线，为起皱失稳行为建立

表 2 不同状态下的 GH4169 带材力学性能参数

Table 2 Mechanical property parameters of GH4169 strips in different states

Strip	Young's modulus, E/GPa	Initial yield stress, σ_0/MPa	q	b
A-1	150.19	504.927	1766.774	1.890
A-2	148.69	389.004	1266.543	3.127
A-3	140.86	330.991	965.662	3.702
B-1	147.84	574.654	1157.053	3.833
B-2	168.93	504.713	1445.128	2.910
B-3	163.57	294.254	2098.217	1.297

失稳判据,本研究在经典的 YBT 方板试样几何形状的基础上进行了改进,设计了 $l \times w$ 分别为 $120 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ 、 $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ 、 $100 \text{ mm} \times 120 \text{ mm}$ 的试件,分别命名为试件一、试件二和试件三,其形状及几何尺寸如图 3 所示。同时,利用 ABAQUS 有限元分析软件模拟对比了 3 个改进的多边形方板试样与经典的 YBT 方板试样的模拟结果,如图 4 所示。从图中可以看出,与经典 YBT 试件截面形状及皱高相比,试件一的皱高较大,截面形状与经典模型的结果相差较大,但是试件二和试件三的皱高及中心屈曲的截面轮廓与经典模型的结果基本一致。考虑到为获取不同应力比状态下的临界起皱应变时建模方便,本研究选取试件二,即 $l \times w$ 为 $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ 的试件进行对角拉伸实验。而且与原 YBT 经典试件相比,该试件形状在实验过程中也方便夹持。

1.3 对角拉伸试验

对角拉伸试验和试件材料拉伸力学性能测试均在 MTS 电子万能材料试验机上完成,拉伸速率设定为 2.5 mm/min ,拉伸长度为 5 mm ,拉伸方向沿方板的对角线方向(轧制方向),试验装置如图 5 所示。

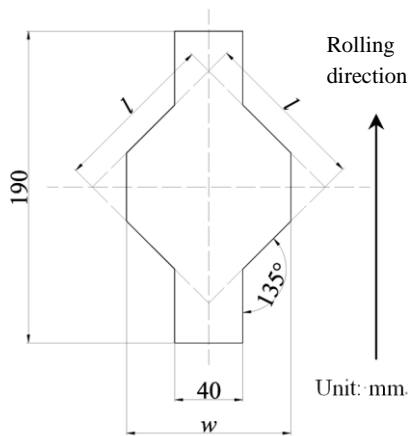


图 3 改进的多边形方板试样及尺寸

Fig.3 Modified polygonal square specimen and dimensions

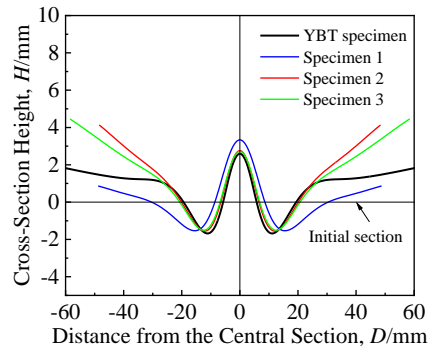


图 4 拉伸位移为 5 mm 时模拟的不同试件中心截面形状对比
Fig.4 Comparison of the shape of the center section of different specimens simulated with displacement of 5 mm

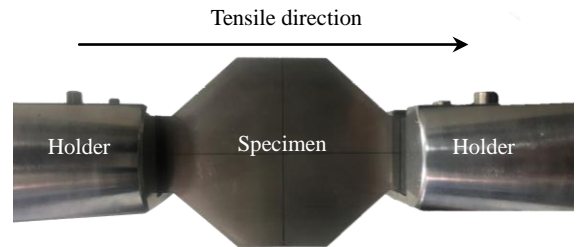


图 5 拉伸试验装置

Fig.5 Tensile testing equipment

2 基于能量法与有限元模拟的预测方法

2.1 能量法理论

有限元数值模拟方法虽然能够对方板拉伸起皱失稳过程进行有效预测,但其模拟结果会随网格类型、密度、形状等参数设置的不同而发生变化,而且起皱初始时刻难以判断。本研究将起皱失稳能量法理论与有限元数值模拟算法相结合来预测方板拉伸起皱失稳的发生过程。

能量法以板材在起皱前应力场在整个区域内均匀分布作为前提,而在进行方板对角拉伸试验时,由于左右两侧材料的几何约束,其应力场在面内 2 个方向呈非均匀分布^[6]。基于此,根据实际起皱形状及范围,取中央压缩失稳的方形区域,代表整个区域,计算方板起皱时的应变能和外力所做的功,如图 6 所示。本研究取 $a=b=40 \text{ mm}$ 。

由能量法可知,方板在该区域内起皱失稳的临界条件是:

$$\Delta U = \Delta T \tag{2}$$

其中, ΔU 为方板起皱应变能, ΔT 为外力所做的功。

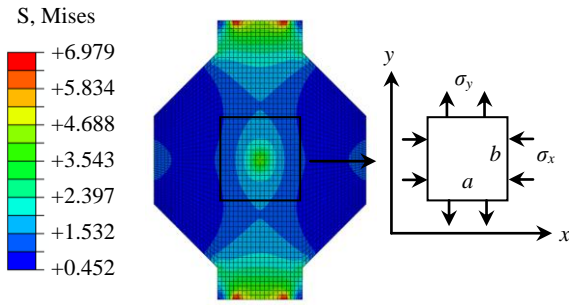


图 6 试样中央受压起皱方形区域

Fig.6 Central square area of the compression wrinkling

方板起皱应变能为:

$$\Delta U = \frac{t^3}{24} \int_S \left[\tilde{P}_{1111} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right)^2 + \tilde{P}_{2222} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right)^2 + 2\tilde{P}_{1122} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right) + 4\tilde{P}_{1212} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dS \quad (3)$$

其中, S 为方板有效尺寸区域面积, t 为板料厚度, W 为垂直于中性层的屈曲挠度, 是 x 与 y 的函数, 称为方板对角拉伸的皱波函数, x 和 y 分别为 x 轴和 y 轴方向上的位移, \tilde{P}_{ijkl} 为平面应力条件下的塑性增量模量, P_{ijkl} 为塑性瞬时模量四阶张量, 在平面应力状态下, $i, j, k, l=1, 2$.

$$\tilde{P}_{ijkl} = P_{ijkl} - \frac{P_{ij33}P_{33kl}}{P_{3333}} \quad (4)$$

$$P_{ijkl} = \frac{E_s}{1+\bar{V}} \left[\frac{1}{2} (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) + \frac{\bar{V}}{1-2\bar{V}} \delta_{ij}\delta_{kl} - \frac{1}{p} s_{ij}s_{kl} \right] \quad (5)$$

其中, E_s 为正割模量, \bar{V} 为等效泊松比, δ 为克罗内克增量, p 为材料参数, s 为应力偏张量。

$$\frac{\bar{V}}{E_s} = \frac{\nu}{E} + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E} \right) \quad (6)$$

$$E_s = \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \quad (7)$$

$$p = \frac{2}{3} \bar{\sigma}^2 + \frac{4E_t \bar{\sigma}^2}{9(E_s - E_t)} + \frac{4\nu E_t \bar{\sigma}^2}{9(E_s - E_t)} \quad (8)$$

$$s_{ij} = \sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m \quad (9)$$

其中, ν 为泊松比, E 为杨氏模量, E_t 为塑性切线模量。假设方板对角拉伸的皱波函数 W 为:

$$W = \frac{W_0}{2} \sin \left(\frac{m\pi x}{a} \right) \left[1 - \cos \left(\frac{2n\pi y}{b} \right) \right] \quad n, m = 1, 2, \dots \quad (10)$$

其中, W_0 为单波最大波幅, m 为方板起皱时 x 轴方向上的半波数, n 为方板起皱时 y 轴方向上的半波数。根据模拟所得试件的起皱形状, 本研究取 $m=n=1$ 。

外力所做的功为:

$$\Delta T = \frac{1}{2} \int_S N_x(y) \left(\frac{\partial W}{\partial x} \right)^2 dS + \frac{1}{2} \int_S N_y(x) \left(\frac{\partial W}{\partial y} \right)^2 dS \quad (11)$$

其中, N_{ij} 为膜应力, $N_{11} = -t\sigma_x$, $N_{22} = -t\sigma_y$ 。

当 $\Delta U = \Delta T$ 时, 有:

$$\begin{aligned} & \frac{t^3}{24} \int_S \left[\tilde{P}_{1111} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right)^2 + \tilde{P}_{2222} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right)^2 + 2\tilde{P}_{1122} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right) + 4\tilde{P}_{1212} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dS \\ & = \frac{t}{2} \int_S \left[\sigma_x \left(\frac{\partial W}{\partial x} \right)^2 + \sigma_y \left(\frac{\partial W}{\partial y} \right)^2 \right] dS \end{aligned} \quad (12)$$

于是, 求得方板起皱临界主应力值为:

$$\begin{aligned} \sigma_c = -\sigma_x = \frac{\pi t^2}{12} & \left[\tilde{P}_{1111} \left(\frac{m}{a} \right)^2 + \frac{1}{3} \tilde{P}_{2222} \left(\frac{a}{m} \right)^2 \left(\frac{2n}{b} \right)^4 + \frac{2}{3} (\tilde{P}_{1122} + \tilde{P}_{1212}) \left(\frac{2n}{b} \right)^2 \right] + \frac{1}{3} \left(\frac{a}{m} \cdot \frac{2n}{b} \right)^2 \sigma_y \end{aligned} \quad (13)$$

2.2 不同应变条件下的起皱模拟

由于在模拟过程中不需要考虑夹头与试样夹持部位的相对滑动, 所以在试件建模过程中省略了夹持部位, 对模型下端设置固定约束的边界条件, 上端施加沿 y 轴正方向的拉伸位移。模拟时的模型处于理想状态, 此时试样很难发生不均匀拉伸起皱现象, 需要在模型上施加一定的扰动, 而力扰动受加载方式及加载位置的影响较小^[22], 且方法简单。因此, 本研究选择在方板的中心点上施加沿 z 轴正方向的集中力作用, 力的大小为 1 N, 且在持续较短时间后撤销力的作用, 如图 7 所示。

与成形极限图 (forming limit diagram, FLD) 原理

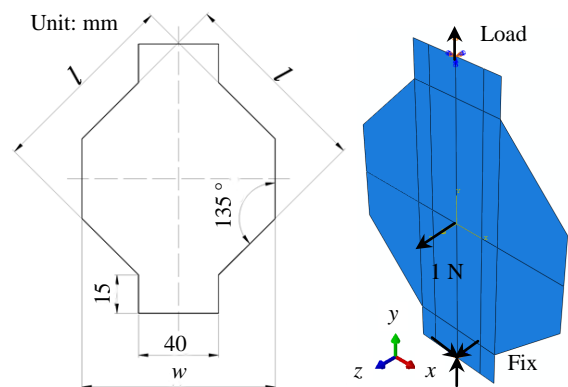


图 7 多边形试样有限元模型及加载方法

Fig.7 Finite element model of polygonal specimen and loading method

相似，临界起皱极限曲线是由不同应力比下起皱失稳初始位置的临界起皱应变构成的曲线。起皱极限曲线是反映材料在不同应力状态下产生塑性失稳起皱的变形极限，据此判断变形过程中板料是否失稳起皱以及变形区域的安全裕度，以便采取相应的措施来改变局部的受力状态以提高板料的成形性能。近年来通过对起皱机理及有关实验的研究发现，采用有限元模拟的方法研究对角拉伸过程中起皱的现象是一种合理有效的方法，能够有效判断起皱的部位和皱曲发展情况。

为获取不同应力比状态下的临界起皱应变值，建立超薄高温合金带材对角拉伸临界起皱极限曲线，构造不同几何尺寸的分析模型，如图 8 所示。建立边长 $l \times w$ 各为 90 mm×90 mm、95 mm×95 mm、100 mm×100 mm、105 mm×105 mm、110 mm×110 mm 的 5 种试样模型，分别进行对角拉伸的有限元模拟，以获得不同应变状态下材料的起皱极限应变值。

3 结果与讨论

3.1 起皱极限线的建立

将模拟得到的载荷位移曲线与实验数据进行对比，如图 9 所示。从图中可以看出，模拟值略低于实验值，并且在模拟时，方板比较快速地进入了塑性阶段，这很可能是由于在模拟时所设置的条件都较理想化，而在试验过程中外部环境的影响较多，如试样的加工尺寸、夹持宽度及对中性等问题。从趋势上看，模拟结果与实验结果保持了较好的一致性，说明在中心点施加扰动的模拟方法是行之有效的。

起皱极限线的建立流程如图 10 所示。在对 5 种尺寸的试样进行有限元模拟后，获取方板对角拉伸有效压缩区域的应力场分布，提取方板中心节点的主应力代入

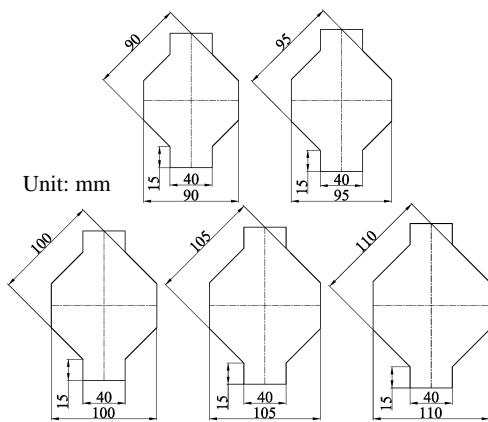


图 8 不同几何尺寸试样的有限元模型

Fig.8 Finite element models of specimens with different geometric dimensions

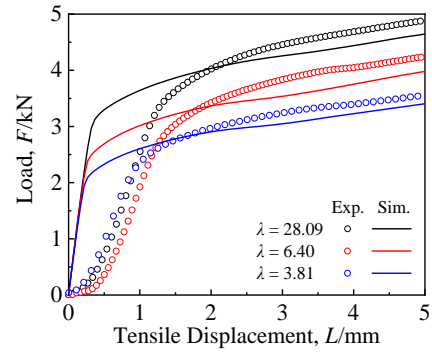


图 9 0.2 mm 厚 GH4169 带材的载荷-拉伸位移曲线

Fig.9 Load-tensile displacement curves of GH4169 strip with thickness of 0.2 mm

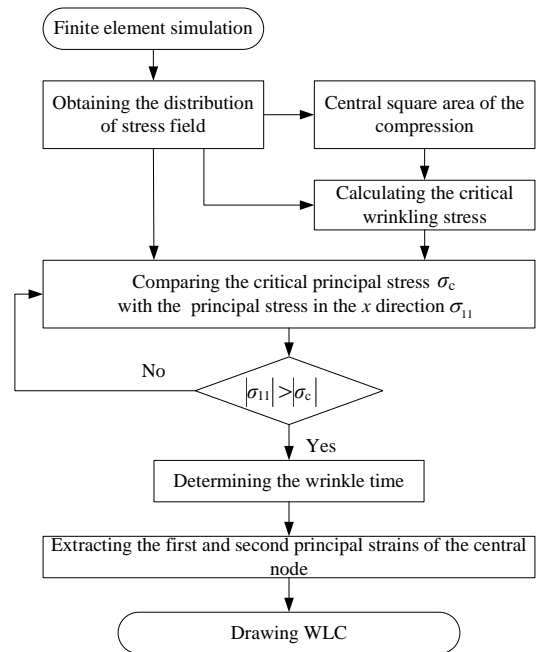


图 10 起皱极限线建立流程

Fig.10 Establishment process of wrinkle limit curve

式(13)得到理论临界主应力值 σ_c ，与模拟得到的中心节点处 x 方向上的主应力值 σ_{11} 进行比较，当首次出现 $|\sigma_c| < |\sigma_{11}|$ 时，则判定为起皱，所对应的时刻为临界起皱时刻；然后将试件受压表面这侧的中心节点面内主应变提取出来，在主应变空间中描点，再将这些点进行曲线拟合得到起皱极限线。

依据上述计算流程得到了不同厚度和晶粒尺寸下高温合金带材对角拉伸试验的起皱极限线，如图 11a 和图 11b 所示。从图中可以看出，GH4169 带材的起皱极限线是位于主应变空间第二象限并近似通过原点，斜率接近 -1 的直线。

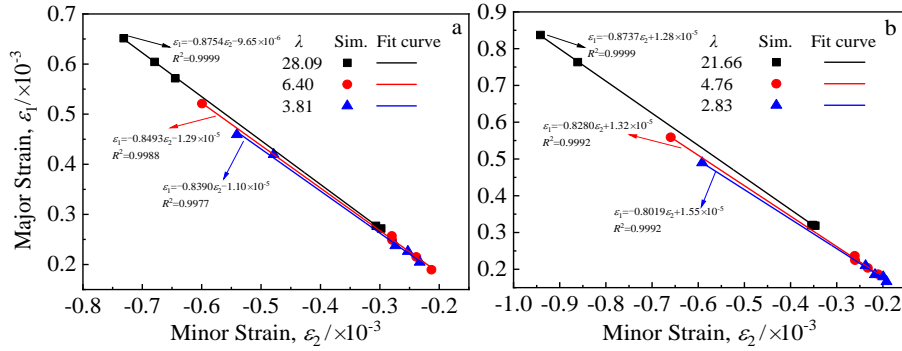


图 11 0.2 和 0.25 mm 厚不同晶粒尺寸的 GH4169 带材的起皱极限线

Fig.11 WLC of GH4169 strips of $t_0=0.2$ mm (a) and $t_0=0.25$ mm (b) with different grain sizes

3.2 晶粒尺寸对起皱极限曲线的影响

图 12 为不同厚度下 GH4169 起皱极限线斜率的绝对值与晶粒尺寸之间的关系。综合图 10、图 11 和图 12 可以看出，在同种厚度下，随着带材晶粒尺寸的增大，其 WLC 曲线斜率绝对值降低。对于 0.2 mm 的 GH4169 带材，其斜率绝对值由 0.8754 降低至 0.8390，下降了 4%；对于 0.25 mm 厚的 GH4169 带材，WLC 斜率绝对值由 0.8737 下降至 0.8019，下降了 8.2%。

表面层晶粒所占比例可由式 (14) 求得：

$$\eta = \frac{N_s}{N} = \frac{d_0}{t_0} \cdot \frac{2(w+t_0-2d_0)}{w} \quad (14)$$

其中， N_s 为横截面的表面层晶粒数， N 为横截面的总晶粒数，由于试样宽度(w)远大于厚度(t_0)及晶粒尺寸(d_0)，因此上式可简化为：

$$\eta = \frac{N_s}{N} = \frac{d_0}{t_0} \quad (15)$$

根据上式计算得到不同状态下 GH4169 带材的表面层晶粒所占比例如图 13 所示。结合图 12 和图 13 可知，因为晶粒尺寸的增加使得表面层晶粒所占比例增加，而位错更容易从表面层滑出导致其密度低于内部^[36]，相应的流动应力也随之降低，WLC 的斜率的绝对值减小，且起皱时的应变值也逐渐降低。这表明随着晶粒尺寸的增大，GH4169 带材也变得更容易起皱。

3.3 厚向晶粒数对起皱极限线的影响

为了综合研究带材厚度和晶粒尺寸对高温合金带材起皱行为的影响，绘制了 GH4169 带材厚向晶粒数 (t_0/d_0) 与 WLC 斜率绝对值的关系，如图 14 所示。从图 14 可以看出，随着带材厚向晶粒数的减小，0.2 和 0.25 mm 厚的 GH4169 带材起皱极限斜率差异增大。当厚向晶粒数大于 20 时，2 种厚度的 GH4169 带材 WLC 斜率几乎一致（均为 0.87），这与常规厚度薄板起皱失稳规律一致，即带材厚度对起皱性能影响不大。然而，当厚向晶粒数减小至 3 个左右时，WLC 斜率绝对值的差异逐渐增大，即板料厚

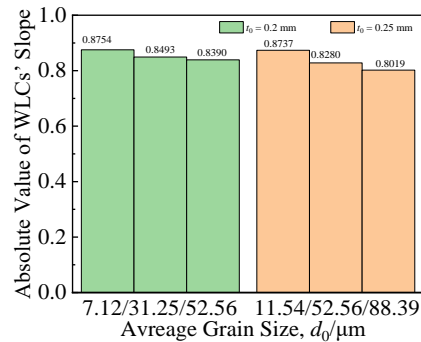


图 12 起皱极限线斜率的绝对值与晶粒尺寸之间的关系

Fig.12 Relationship between the absolute value of WLCs' slope and grain size

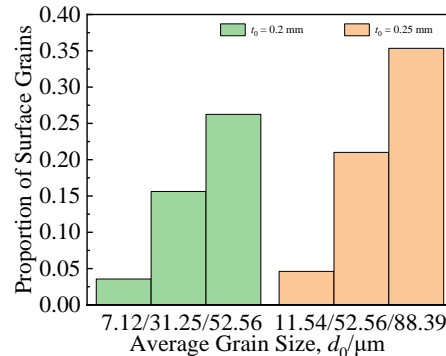


图 13 表面层晶粒所占比例与晶粒尺寸之间的关系

Fig.13 Relationship between the proportion of surface grains and grain size

度与晶粒尺寸对带材厚度将产生不可忽略的影响。这是由于单个晶粒的形状、取向等因素都会对带材的力学行为产生较大的影响，不同晶粒的取向差异增大，导致起皱失稳更易发生，如图 15 所示。另一方面，虽然 0.25 mm 的带材比 0.2 mm 厚，屈服应力值也相对较高，但其厚向晶粒数相对较小，WLC 斜率绝对值相对较小，表明带材厚度和晶粒尺寸对高温合金带材起皱失稳具有耦合作用。

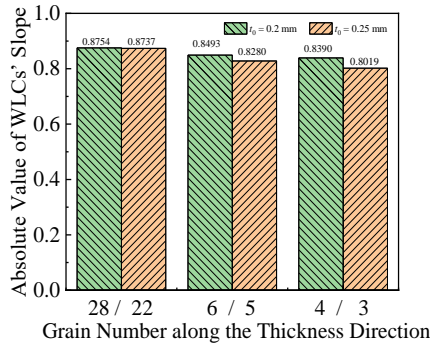


图 14 起皱极限线斜率的绝对值与厚向晶粒数之间的关系

Fig.14 Relationship between the absolute value of WLCs' slope and grain number along the thickness direction

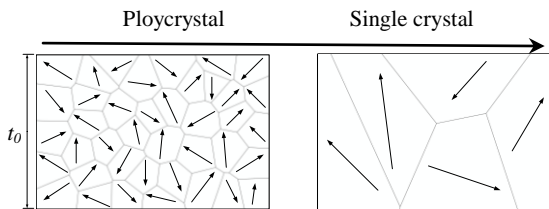


图 15 厚度和晶粒尺寸对高温合金带材起皱性能耦合影响机理

Fig.15 Coupling effect mechanism of thickness and grain size on wrinkling properties of superalloy strip

从整体上看, 各种条件下 GH4169 带材起皱发生的应变值较小, 表明 0.2 和 0.25 mm 厚的 GH4169 超薄带材很容易发生起皱。这主要是由于不均匀拉伸导致试样在横向方向上产生压应力, 而带材的厚度很薄, 其尺寸远远小于其他 2 个方向的尺寸, 厚度方向很不稳定, 从而导致试样不能维持稳定产生失稳起皱。因此, 对于超薄壁高温合金构件, 在成形制造过程中尤其需注意防止起皱的发生。

4 结 论

1) 在同种厚度下, 随着 GH4169 带材晶粒尺寸的增大, 屈服强度降低, WLC 斜率绝对值减小, 起皱时的极限应变值降低, 带材更容易起皱。

2) 带材厚度和晶粒尺寸对 GH4169 带材具有耦合影响作用, 厚向晶粒数对高温合金带材起皱行为起决定性作用。当高温合金带材厚向晶粒数大于 20 时, 板厚对起皱行为没有影响。随着厚度方向上晶粒数减少至几个时, 带材的变形各向异性行为增强, WLC 斜率之间的差距也随之增大, 带材起皱失稳行为发生改变。

3) 0.2 和 0.25 mm 厚的 GH4169 超薄带材起皱发生时的应变值均较小, 较常规厚度板材其塑性变形过程中

更容易发生起皱, 在超薄壁构件成形过程中需注意防止起皱现象发生。

参考文献 References

- [1] Meng Bao, Wan Min, Zhao Rui *et al.* *Chinese Journal of Aeronautics*[J], 2021, 34(2): 79
- [2] Liu Y Z, Wan M, Meng B. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*[J], 2021, 162: 103 689
- [3] Won Chanhee, Kim Hyung Gyu, Lee Seokryul *et al.* *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*[J], 2019, 102: 3849
- [4] Yuan Weijie(袁伟杰), Chen Jianjun(陈建钧), Wu Wenchao(吴文超) *et al.* *Materials for Mechanical Engineering*(机械工程材料)[J], 2019, 43(9): 48
- [5] Chen Jianjin, Yuan Weijie, Wu Wenhao *et al.* *Procedia Manufacturing*[J], 2020, 50: 429
- [6] Du Bing(杜冰), Song Pengfei(宋鹏飞), Xie Jun(谢军) *et al.* *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2020, 56(4): 57
- [7] Du Bing, Xie Jun, Li Han *et al.* *Thin-Walled Structures*[J], 2020, 147: 106 535
- [8] Du Shuaiying(杜帅英), Liu Dihui(刘迪辉), Li Guangyao(李光耀). *Computer Simulation*(计算机仿真)[J], 2012, 29(1): 322
- [9] Zhao Hengzhang(赵恒章), Xiao Lin(肖林), Zhao Bin(赵彬) *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2015, 44(4): 995
- [10] Li Guangjun, Yang Heng, Xu Xudong *et al.* *Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2018, 47(1): 26
- [11] Li Heng(李恒), Yang He(杨合), Zhan Mei(詹梅) *et al.* *Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering*(机械科学与技术)[J], 2004(7): 837
- [12] Hill R. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*[J], 1958, 6(3): 236
- [13] Yoshida K. *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*[J], 1983, 4(272): 901
- [14] Cao J, Boyce M C. *International Journal of Solids and Structures*[J], 1997, 34(2): 153
- [15] Cao J. *Journal of Applied Mechanics*[J], 1999, 66(3): 646
- [16] Kim J B, Yoon J W, Yang D Y. *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 2000, 42(9): 1683
- [17] Kim J B, Yang D Y. *Metals and Materials*[J], 1998, 4(4): 640
- [18] Zhou Min(周敏), Zhou Xianbin(周贤宾), Liang Bingwen(梁炳文). *Journal of Beijing Institute of Aeronautics and Astronautics*(北京航空学院学报)[J], 1986(1): 95
- [19] Fan Miaohai(范淼海), Zhou Xianbin(周贤宾). *Metal Forming*

- Technology(金属成形工艺)[J], 1995, 13(2): 13
- [20] Chen Zhongkui(陈中奎), Shi Fazhong(施法中). *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2001, 37(1): 24
- [21] Gong Feng(龚峰), Zhang Shun(张顺), Wu Tingdao(吴挺岛). *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2014, 50(24): 44
- [22] Gong Xuepeng(龚学鹏), Li Mingzhe(李明哲), Hu Zhiqing(胡志清). *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2010, 46(22): 31
- [23] Wu Xiangdong(吴向东), Zhang Yisheng(张毅升), Wan Min(万敏) *et al.* *Journal of Netshape Forming Engineering*(精密成形工程)[J], 2019, 11(3): 42
- [24] Zhao Hongliang(赵红亮), Guan Shaokang(关绍康), Weng Kangrong(翁康荣) *et al.* *Journal of Materials Science and Engineering*(材料科学与工程学报)[J], 2004, 22(2): 220
- [25] Guo Chan(郭禅), Lang Lihui(郎利辉), Cai Gaoshen(蔡高参) *et al.* *Forging & Stamping Technology*(锻压技术)[J], 2015, 40(2): 138
- [26] Su Lan(苏岚), Chen Yinli(陈银莉), Wei He(韦贺). *Hot Working Technology*(热加工工艺)[J], 2019, 48(6): 245
- [27] Aljarjees A Y M. *Journal of Engineering and Sustainable Development*[J], 2013, 17(4): 250
- [28] Zhang Qingdong(张清东), Chang Tiezhu(常铁柱), Dai Jiangbo(戴江波). *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2008, 44(8): 219
- [29] Zhang Qingdong(张清东), Chang Tiezhu(常铁柱), Dai Jiangbo(戴江波). *Journal of Plasticity Engineering*(塑性工程学报)[J], 2007, 14(6): 41
- [30] Du Bing(杜冰), Gaun Fenglong(关凤龙), Song Pengfei(宋鹏飞) *et al.* *Journal of Mechanical Engineering*(机械工程学报)[J], 2018, 54(24): 42
- [31] Raja C Pradeep, Ramesh T. *Engineering Science and Technology, an International Journal*[J], 2021, 24(2): 556
- [32] Luo Liang, Jiang Zhengyi, Wei Dongbin *et al.* *Manufacturing Review*[J], 2015, 2(7): 27
- [33] Zhao Z, Radovitzky R, Cuitiño A. *Acta Materialia*[J], 2004, 52(20): 5791
- [34] Ma Xiaoguang, Zhao Jingwei, Du Wei *et al.* *Materials Science and Engineering A*[J], 2017, 685: 358
- [35] Xu Yujie(许玉杰), Zhang Chi(张驰), Zhang Liwen(张立文) *et al.* *Journal of Plasticity Engineering*(塑性工程学报)[J], 2020, 27(10): 129
- [36] Chen Shixiong(陈世雄), Peng Biyou(彭必友), Pan Renyuan(潘仁元) *et al.* *Forging & Stamping Technology*(锻压技术)[J], 2016, 41(11): 1

Effect of Thickness and Grain Size on Wrinkling Properties of Superalloy Strip

Wang Yanju¹, Men Mingliang², Wan Min², Jia Chonglin³, Sha Aixue¹, Meng Bao²

(1. Materials Evaluation Center for Aeronautical and Aeroengine Application, AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095, China)

(2. School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, China)

(3. Science and Technology on Advanced High Temperature Structural Materials Laboratory, AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095, China)

Abstract: Wrinkling is one of the main defects that affect the quality and dimensional precision of part during plastic forming process of metal sheet. However, the influence of thickness and microstructure of sheet on wrinkling behavior is not clear. Taking ultra-thin GH4169 superalloy strip with different thicknesses (0.2~0.25 mm) and grain sizes (7.12~88.39 μm) as the research object, Yoshida buckling test was carried out. Then, the load-displacement curves of experimental and simulation results were compared so that the effectiveness of the numerical simulation was verified. By combining the theory of energy method with finite element numerical simulation, the wrinkling limit curves of GH4169 strip with different thicknesses and grain sizes were established. The results show that with the reduction of the number of grains in the strip thickness direction, the absolute value of the slope of the wrinkling limit curve of GH4169 strip decreases, which is more prone to wrinkle. With the decrease of the grain number in the thickness direction, the anisotropy among different grains is enhanced, and the deformation coordination ability of the material is weakened. As a consequence, the wrinkle resistance ability is weakened and the wrinkling of superalloy strip shows size dependence.

Key words: superalloy strip; wrinkle instability; size effect; Yoshida buckling test; energy method

Corresponding author: Meng Bao, Ph. D., Associate Professor, School of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, P. R. China, Tel: 0086-10-82338613, E-mail: mengbao@buaa.edu.cn