

板料拉伸失稳时的应变路径分析

徐岩¹ 王辉¹ 王娟² 彭海峰²

(1. 南京航空航天大学机电学院, 南京, 210016; 2. 中国直升机设计研究所, 景德镇, 333001)

摘要:采用图像识别技术,得到了板料成形试验中极限应变点的成形路径曲线。从成形路径的角度分析了成形极限图的形成,并比较了不同厚度及热处理方式对铝合金LY12塑性变形的影响。将Hill & MK理论与陈胡理论预测的成形极限及其路径与试验值进行了对比,试验结果表明:在板料失稳时淬火铝板的应变路径没有发生突变,而退火铝板在失效前,会产生一段应变漂移现象。理论与试验结果的对比可以看出,对于这两种铝合金材料来说,Hill & MK理论预测的成形极限更为接近实验数据。

关键词:图像识别技术;应变路径;成形极限图;应变漂移

中图分类号: TG386

文献标识码: A

文章编号: 1005-2615(2012)02-0246-05

Investigation on Local Necking of Sheet Metal Forming Based on Strain-Path Analysis

Xu Yan¹, Wang Hui¹, Wang Juan², Peng Haifeng²

(1. College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing, 210016, China;

2. China Helicopter Research and Development Institute, Jingdezhen, 333001, China)

Abstract: The strain-path diagram in forming limit diagram (FLD) experiment is obtained by digital image processing. FLD is investigated from strain path. Effect of different thicknesses and heat treatments on the formability of LY12 is studied. The forming limit strain and strain-path change are analyzed by comparing experimental result with theoretical data proposed by Hill & MK theory and Chen-Hu theory. The results show that heat treatment affects strain path. When the local necking happens, galvanized aluminum board has a linear strain path, however, the annealed one has a strain drift just before failure. Results show that FLD calculated by the Hill & MK theory is closer to the experimental data than that by Chen-Hu theory.

Key words: digital image technology; strain path; forming limit diagram(FLD); strain drift

成形极限图的理论预测与试验研究一直都是板料成形性能研究中的重要方向。在理论预测方面,一般采用由Marciniak和Kuczynski提出的MK理论预测成形极限图的右半部分区域^[1],即板料的拉-拉变形区。而Hill的集中性失稳理论则被用来预测成形极限图的左侧区域^[2],即板料的拉-压变形区。这一理论方法的实际应用始终存在着激烈的争议,比如Venter与Johnson采用退火铝板所做的

胀形试验中,试验数据与理论推算的结论吻合得很好^[3]。然而Azrin和Backofen的试验结论则相反^[4]。陈光南和胡世光在其论文中认为出厂状态的板料表面形貌及其变形后的发展变化不会导致应变集中,MK理论模型所假设的沟槽不存在,提出了自己的应变理论^[5](以下简称C-H理论)。他们的理论与MK理论对于成形过程的描述区别主要表现在不同的预测应变路径上,即变形的最终阶段是否会

发生应变漂移。而所谓应变漂移,是指板料失效前,应变集中部位的应变路径斜率值会从原来的线性值逐渐趋向于平面应变时的0值。当 $\Delta\rho=0$ 时,板料最终失效。

近几年来不少学者对Hill理论、MK理论等进行了进一步的推导,从理论上改进了板料拉伸失稳的预测方法^[6-8]。但由于以往的试验手段所限,对于板料整个变形过程的应变测量比较困难,所以不同成形极限预测理论比较,往往限于将预测的极限应变与试验结果对比讨论,而应变路径对极限应变试验结果的影响是显而易见的。本文采用自主开发的基于图像识别技术的应变在线自动测量系统,实现对同一块板料上相同点,整个变形过程中应变的跟踪测量。将试验结果与上述两种理论所预测的应变路径进行比较。

1 理论模型

1.1 Hill & MK 理论

Hill理论认为当板料的强化率与厚度缩减率相等时,局部缩颈产生,板料开始发生失稳,如式(1)所示

$$\frac{d\sigma_i}{\sigma_i} = -\frac{dt}{t} = -d\epsilon_3 \quad (1)$$

$$d\epsilon_i = -d\epsilon_3 \frac{(1+r)\sqrt{1-\frac{2r}{1+r}\alpha+\alpha^2}}{1+\alpha} \quad (2)$$

由式(1,2),可得板料最终失稳时的极限应变为

$$\epsilon_{f1} = \frac{1+(1-\alpha)r}{1+\alpha}n \quad (3)$$

$$\epsilon_{f2} = \frac{\alpha-(1-\alpha)r}{1+\alpha}n \quad (4)$$

Hill理论只适用于 $0<\alpha\leq 0.5$ 的情况,即极限应变位于成形极限图左侧时。而当 $0.5<\alpha\leq 1$,极限应变位于成形极限图右侧即双拉区时,根据Hill失稳理论无法计算板料的失稳极限。而双拉区的极限应变通常采用MK理论来进行推导。该理论认为任何板料变形前实际上都存在不同程度的不均匀性。假设这种不均匀性可以用一个厚度小于板料平均厚度的凹槽来表示。变形过程中,凹槽内的最大主应变增量大于槽外,而槽内的最小主应变增量则与槽外一致,最终凹槽内将趋于平面应变状态。以凹槽内为B区,槽外为A区。平行于最大主应力方向的变量下标为1,平行最小主应力方向的变量下标为2,等效应力与等效应变下标为*i*。引入参数 x, u, f ,则有

$$x = \epsilon_{3A}/\epsilon_{2A} \quad (5)$$

$$u = \frac{\sqrt{3}\sigma_{1B}}{2\sigma_{1B}} \quad (6)$$

$$f = t_B/t_A \quad (7)$$

$$\sigma_{1A}t_A = \sigma_{1B}t_B \quad (8)$$

若材料性质符合幂次式 $\sigma_i = K\epsilon_i^n$,通过材料的单向拉伸试验就能够得到其 K, n 值。由此可以计算出集中性失稳发生时的起始应力值 $(\sigma_{1A})_0$,再通过式(8)算得相应的 $(\sigma_{1B})_0$,由式(6)求得参数 u 的初始值 u_0 。在设定板料初始不均度 f (本次推导,以文献[5]中推导惯例取0.98)、加载路线 ρ 之后,利用式(9)进行迭代计算

$$du = \left[\frac{2n+(2x+1)\epsilon_2}{2} + \frac{\epsilon_2}{\sqrt{1-u^2}} \left(\frac{\sqrt{3}}{2}u - \int \frac{n}{\sqrt{1-u^2}} d\epsilon_2 \right) \right] \frac{d\epsilon_2}{\epsilon_2} \quad (9)$$

当 $u=0$ 时,凹槽B内恰为平面应变状态。为编程运算,取 $d\epsilon_2$ 为0.001进行迭代,直至 u 小于 10^{-4} 为止,将此时的应变视为极限应变。

1.2 陈胡理论(C-H理论)

C-H理论认为在板料发生极限应变的成形过程中,应变分为两个阶段。第一阶段为线性应变,这个阶段到载荷失稳时结束。此时,板料表面的最大、最小主应变分别为

$$\epsilon_{f1} = n \quad (10)$$

$$\epsilon_{f2} = \frac{[(1+r)\alpha-r]n}{1+r-\alpha r} \quad (11)$$

式中, r 为相对于板料轧制方向呈 $0, 45$ 和 90° 剪裁的试样。经单向拉伸试验所得的厚向异性指数的平均值由式(12)求得; α 则为最小主应力与最大主应力的比值,如式(13)所示。

$$r = (r_0 + 2r_{45} + r_{90})/4 \quad (12)$$

$$\alpha = \sigma_2/\sigma_1 \quad (13)$$

在第二阶段中,应变路径发生了漂移,按式(14,15)进行计算

$$d\epsilon_1 = \frac{1+r-\alpha r}{\sqrt{(1+r)[(1+r)-2\alpha r+(1+r)\alpha^2]}} d\epsilon_i \quad (14)$$

$$d\epsilon_2 = \frac{(1+r)\alpha-r}{\sqrt{(1+r)[(1+r)-2\alpha r+(1+r)\alpha^2]}} d\epsilon_i \quad (15)$$

可以取步长 $d\epsilon_i = 0.001$ 来进行推演迭代,至 $d\epsilon_2$ 小于 1×10^{-5} 时,停止计算,将此时的应变作为集中失稳时的极限应变^[5]。

2 试验过程

试验材料采用洪都飞机制造厂提供的牌号分

别为LY12CZ与LY12M的深冲铝板,LY12CZ厚度分别为1和1.2 mm,LY12M厚度为1.2 mm。基本力学性能见表1。

表1 铝板基本力学性能

牌号	厚度/ mm	σ_0 / MPa	r	K / MPa	n
LY12M	1.2	208.375	0.698	321.336	0.227
LY12CZ	1.0	510.018	0.748	725.645	0.214
LY12CZ	1.2	491.707	0.768	667.615	0.181

试验在多功能板料成形机上进行,采用100 mm直径的半球形冲头进行试验。试样平行段宽度分别为30,70,90,110,130,150和180 mm,参考ISO/WD12004标准进行切割。

试验测量软件的应变算法采用的是基于Cauchy-Green变形张量Lagrangian应变的三角形节点应变算法^[9-10]。试验采用的是ISO-12004标准的分析方法3(Analysis method, AM3);用两个摄像头同时拍摄试样,如图1所示,两张照片为一组,在线记录下从未变形试样到破裂为止整个过程的试样照片。

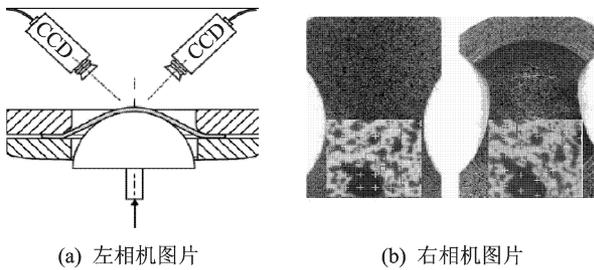


图1 基于图像分析的应变测量系统原理简图

在试验前将试样表面用无水酒精清洗,并在试样表面喷涂了散斑,随后在试样表面均匀喷涂了白色底漆,在底漆上面喷涂了黑色的散斑。将准备好的板料放入胀形试验机,进行胀形至板料发生破裂为止。试验后,首先利用软件分析左右相机同时拍摄的一组图片,还原出图片拍摄时,试样表面应变测量点的三维坐标。

图2(a)是利用重建出的图1拍摄时试样表面的最大主应变等高线分布图,图2(b)是对应的最小主应变等高线分布图,为了显示效果,滤去了噪点。如果将同一个测量点整个过程中各个阶段的应变绘制在同一幅图片上,即可跟踪该测量点的应变路径。

图3为试样破裂前,表面最大主应变极值点的应变路径,其最大值是由试样破裂前拍摄的最后一组图片上得到的。从中可以看到,由于试样随后发

生了破裂,应变值在破裂后发生了回落。这是因为破裂过程伴随着应力释放,导致表面应变量中的弹性变形消失造成的。

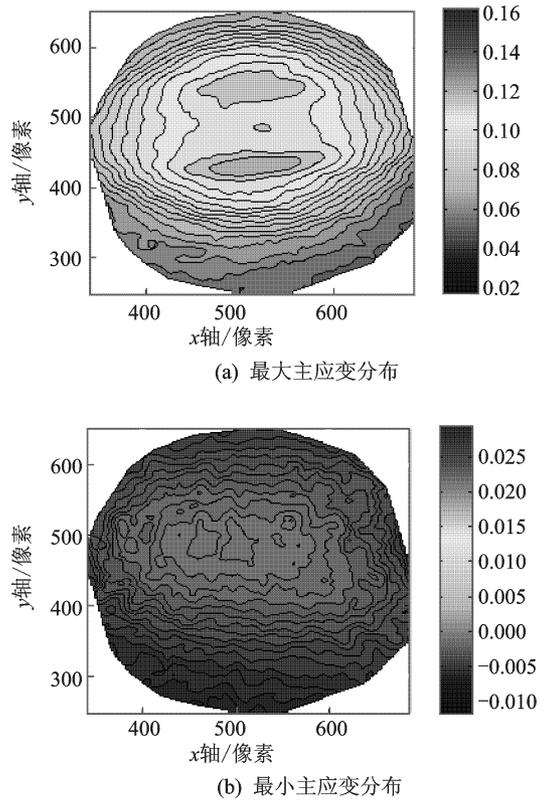


图2 试样表面应变分布图

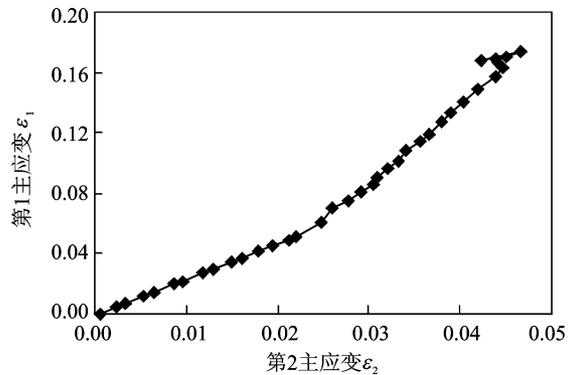


图3 LY12CZ130 mm 试样极限应变路径

3 试验结果与讨论

图4显示的是厚度分别为1.0与1.2 mm的LY12CZ试样的试验成形路径。从图中可以看到,与传统的看法不同,极限应变的最低值点并不是在第2主应变为零时出现,产生这一现象的原因是因为凸模在刚刚接触板料时板料首先发生一定量的双向拉伸变形,继而随着变形的增大,应变路径再发生变化^[11]。但从图上看来,应变路径较早进入平

面应变状态的较高斜率的试样,更容易发生失效,成为极限应变的最低值。

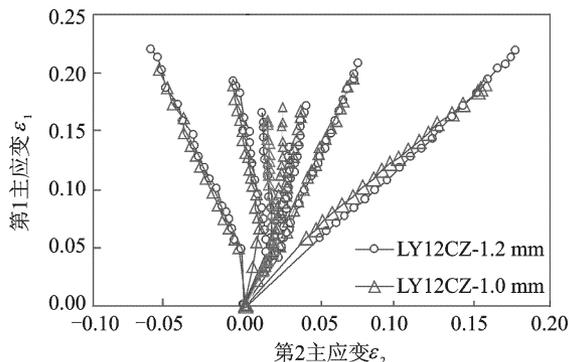


图4 1.0与1.2 mm的LY12CZ试验成形路径

图5显示的是1.2 mm厚的LY12CZ与LY12M的成形路径,退火态的LY12M其塑性优势是显而易见的。从图中还可以看到,LY12CZ与LY12M的成形路径有很大一部分是重合的,尤其是对于30和180 mm试样而言,其重合程度非常高,从这一点看来,热处理方式虽然对板料的塑性有明显的影响,但并不决定成形极限曲线左右两点间的张角。另一方面也可以看到,LY12M与LY12CZ的线性部分是重合的,在超越LY12CZ的极限应变之后,LY12M的成形路径也随之发生应变漂移,并最终失效。

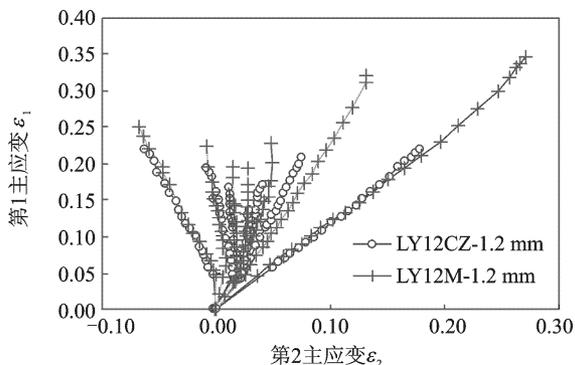


图5 1.2 mm LY12CZ与LY12M试验成形路径

图6显示的是1.2 mm的LY12CZ试验过程中的试验成形路径与理论成形路径,一共绘制了7条折线,分别对应30,70,90,110,130,150和180 mm宽度试样在破裂前所拍摄图片上的主应变最大值在整个变形过程中各个阶段的应变值,并按照该最大值点的应变比值生成了对应的MK理论的预测成形路径与C-H理论所预测的成形路径。从图中可以发现:(1)与一般理论上所认为的线性应变路径不同,利用球头胀形完成极限应变试验的试

样,在变形开始阶段都要经历一段短暂的双向拉伸变形($\epsilon_1 < 0.05$),之后实际成形路径线性部分的交点处于成形极限图(Forming limit diagram, FLD)原点的右上方,导致根据最终极限应变设置的理论成形路径并不能与实际路径线性部分重合。(2)并没有在成形路径的最终阶段观察到明显的应变漂移现象,尤其是30及180 mm宽度的试样,其线性变形一直保持至最终的极限应变。

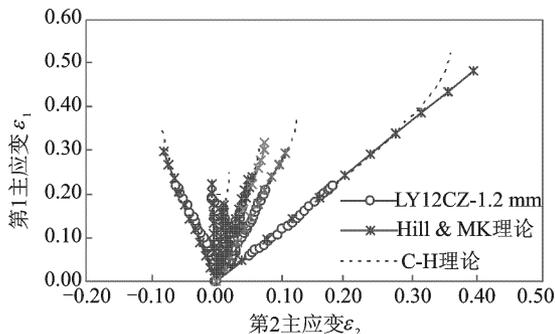


图6 LY12CZ1.2 mm理论与试验成形路径

图7显示的是1.2 mm的LY12M试样试验过程中的成形路径与理论预测成形路径。从图中可以看到,除了30 mm试样以外,其他宽度的试样,其成形路径在接近极限应变时,都出现了不同程度向平面应变状态漂移的现象,但实际成形路径由原来线性路径的斜率变为垂直的过程比C-H理论所预测的更加短暂,所达到的极限应变值也更低,极限应变更接近Hill & MK理论的预测。据此推测,之所以没有在LY12CZ铝板的实际成形路径上观察到应变漂移的现象,是因为淬火处理使得LY12CZ变得硬而脆。最终当试样接近其极限应变状态时,试样的应变路径虽然没有与原路径发生很大角度的偏移,失效断裂仍然发生了。而LY12M的热处理方式退火处理,所以LY12M的失效过程并不会像LY12CZ那样发生得那么剧烈。但值得注意的是,LY12M在变形开始阶段所经历一段短暂的双

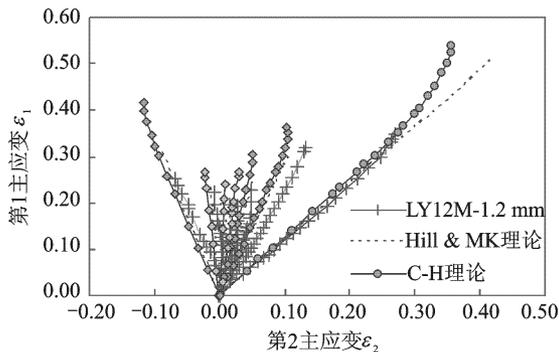


图7 LY12M1.2 mm理论与试验成形路径

向拉伸变形,其范围与LY12CZ类似,都是在 $\epsilon_1 < 0.05$ 的范围内。从这个角度看,这一阶段试样的变形与其热处理工艺关系不大,而主要是与冲头和试样的接触过程有关。

4 结 论

本文探讨了板料厚度与热处理方式对板料成形性能的影响,将不同厚度的LY12CZ与LY12M的成形路径和Hill & MK理论、C-H理论所预测的成形路径进行了比较分析,主要得到以下几点结论:

(1)在成形极限试验开始阶段,试样都经历了一段短暂的双向拉伸变形($\epsilon_1 < 0.05$)过程,实际成形路径线性部分的交点位于FLD图原点右上方,根据最终极限应变设置的理论成形路径并不能与实际路径线性部分重合。这一现象解释了成形极限曲线最低点为什么不在第二应变为零的位置。板料的厚度与热处理方式会对板料的塑性产生影响,较软的M态铝合金具有更大的极限应变,而淬火态的铝合金极限应变较小。但厚度和热处理方式对板料的初始双拉变形过程及FLD曲线的张角影响不大。

(2)板料的成形路径不仅与材料的厚向异性系数 r 、应变硬化指数 n 有关,根据这两个参数及应力比值预测试样的成形路径并不能准确判断其最终阶段是否出现应变漂移。

(3)试验与理论的对比结果显示,对于铝合金板料的集中性失稳,Hill & MK理论的预测结果比C-H理论预测的结果更接近试验值。

参考文献:

- [1] Marciniak Z, Kuczynski K. Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal[J]. International Journal of Mechanical Science, 1967, 9(9): 609-620.
- [2] Hill R. On discontinuous plastic states with special reference to localized necking in thin sheets [J]. Journal of Mechanical Physics Solids, 1952,1(1): 1-19.
- [3] Venter R, Johnson W, Malherbe M C. The limit strains of inhomogeneous sheet metal in biaxial tension [J]. International Journal of Mechanical Science, 1971, 13(4):235-241.
- [4] Azrin M, Backofen W A. The deformation and failure of a biaxial stretched sheet [J]. Metal Trans, 1970, 10(1): 1211-1223.
- [5] 陈光南, 胡世光. 成形极限曲线的新概念[J]. 机械工程学报, 1994,30(2):82-86.
Chen Guangnan, Hu Shiguang. New concept of forming limit curve[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 1994, 30(2): 82-86.
- [6] Aretz H. An extension of Hill's localized necking model[J]. International Journal of Engineering Science, 2010,48(3): 312-331.
- [7] Martin P H, Smith L M. Practical limitations to the influence of through-thickness normal stress on sheet metal formability[J]. International Journal of Plasticity, 2005, 21:671-690.
- [8] Allwood J M, Shouler D R. Generalized forming limit diagrams showing increased forming limits with non-planar stress states[J]. International Journal of Plasticity, 2009, 25:1207-1230.
- [9] Vogel J H, Lee D. An automated two-view method for determining strain distributions on deformed surfaces [J]. Journal of Materials Shaping Technology, 1989, 6(4): 205-216.
- [10] 张春, 李建军, 肖祥芷. 板料成形应变计算机视觉测量中的网格应变计算方法[J]. 塑性工程学报, 2004, 11(5):21-24.
Zhang Chun, Li Jianjun, Xiao Xiangzhi. Grids calculated method in computer vision measurement of sheet-metal forming strain[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2004, 11(5): 21-24.
- [11] Leppin C, Li Jun, Daniel D. Application of a method to correct the effect of non-proportional strain paths on Nakazima test based forming limit curves [C]// Numisheet 2008. Interlaken, Switzerland: [s. n.], 2008:217-221.