

不锈钢覆铝板成形极限的理论分析 和实验验证^①

彭志辉 余旭凡

(中南工业大学材料科学与工程系, 长沙 410083)

摘 要 在 Hill 的各向塑性异性条件下推导了不锈钢覆铝板成形极限的计算模型。在应变比为负 ($\beta < 0$) 的区域, 根据 Hill 的局部颈缩理论推导出了复合板的局部颈缩条件式; 在应变比为正 ($\beta > 0$) 的区域, 先根据 Swift 理论推导出了复合板的扩散颈缩条件式并计算出出现扩散颈缩的应变, 然后在此基础上根据修正 M-K 理论推导出了复合板的局部颈缩的极限应变计算式。计算结果与实验数据吻合较好, 发现复合板的成形极限介于其母材之间, 并随着其母材中成形性好的材料的厚比增大而提高。

关键词 不锈钢覆铝板 成形极限 颈缩

中图法分类号 TG5

近年来, 各种复合板不断得到开发和利用。如能由复合板组成材料的机械性能和厚比预测复合板的变形和成形性, 就能指导复合板的开发和决定其冲压成形条件。复合板的成形极限可粗分为单轴拉伸的扩散颈缩成形极限和局部颈缩成形极限, 二轴应力下的成形极限和接合界面剥离的成形极限, 深拉和弯曲等比较接近实际冲压状态的操作成形极限等^[1]。

Semiatin 和 Piehler^[2-4]研究了不锈钢/铝/不锈钢三层复合板在单轴拉伸应力状态下的稳定和 unstable 流动行为, 预测了复合板在单轴拉伸状态下的均匀伸长应变和出现集中颈缩时的极限应变, 但因没有考虑材料厚向各向异性的影响, 其预测复合板成形极限的误差较大。

1994 年, 日野隆太郎等^[1]在 Semiatin 研究的基础上, 采用 Hill 的各向异性理论对不锈钢覆铝板的成形极限进行了研究。在拉-压区, 按 Hill 的集中颈缩条件进行探讨; 在拉-拉区, 按扩散颈缩出现少量的板厚不规则, 直到成长为集中颈缩, 即所谓修正 M-K 理论进行探讨, 并考虑在新的颈缩区有空隙成长。日

野隆太郎等将 Hill 的各向异性塑性理论引入复合板的成形极限研究使理论预测准确度提高了, 但计算过程较繁杂, 尤其是在拉-拉区日野隆太郎的计算很繁杂。因此有必要探讨一种既具有一定准确度又相对简便的成形极限计算方法。本文拟在 Hill 的正交各向塑性异性理论基础上, 以不锈钢覆铝板为研究对象, 探讨其在二轴应力状态下的成形极限, 并用成形极限图 (FLD: Forming Limit Diagrams) 表示。

1 各向塑性异性条件下复合板的等效应力和等效应变增量

文献 [5] 在 Hill 的正交各向塑性异性条件^[6, 7]下推导出了复合板的等效应力和等效应变增量。对复合板的第 i 层等效应力为

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}^{(i)} &= \left[\frac{3(1+R^{(i)})}{4(2+R^{(i)})} \right. \\ &\quad \left. \left| 1 - \frac{2R^{(i)}}{1+R^{(i)}} \alpha^{(i)} + \alpha^{(i)2} \right| \right]^{1/2} \sigma_1^{(i)} \\ &= \sigma_1^{(i)} / B^{(i)}\end{aligned}\quad (1)$$

① 收稿日期: 1998-04-03; 修回日期: 1998-06-22 彭志辉, 男, 54 岁, 副教授

式中

$$B^{(i)} = \frac{\sqrt{4(2+R^{(i)})}}{\sqrt{3(1+R^{(i)})}} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{2R^{(i)}}{1+R^{(i)}} \alpha^{(i)} + \alpha^{(i)2}}};$$

$R^{(i)}$ 为第 i 层材料的塑性应变比; $\alpha^{(i)}$ 为第 i 层的应力比。

上式表明复合板在变形过程中各层的等效应力不同。

对复合板的第 i 层等效应变增量为

$$\begin{aligned} d\bar{\epsilon}^{(i)} &= \left| \frac{2(2+R^{(i)})(1+R^{(i)})}{3(1+2R^{(i)})} \cdot \left[1 + \frac{2R^{(i)}}{1+R^{(i)}} \beta + \beta^2 \right] \right|^{1/2} d\epsilon_i^{(i)} \\ &= C^{(i)} d\epsilon_1^{(i)} \end{aligned} \quad (2)$$

式中

$$C^{(i)} = \left| \frac{2(2+R^{(i)})(1+R^{(i)})}{3(1+2R^{(i)})} \cdot \left[1 + \frac{2R^{(i)}}{1+R^{(i)}} \beta + \beta^2 \right] \right|^{1/2}$$

上式表明复合板在变形过程中各层的等效应变不同。另外应变比为

$$\beta = \frac{d\epsilon_2}{d\epsilon_1} = \frac{\alpha^{(i)}(1+R^{(i)}) - R^{(i)}}{1+R^{(i)} - R^{(i)}\alpha^{(i)}} \quad (3)$$

计算成形极限时, 给定 β 变化(β 值范围为 $-0.5 \sim 1.0$), 则应力比为

$$\alpha^{(i)} = \frac{\beta + R^{(i)} + \beta R^{(i)}}{1 + R^{(i)} + \beta R^{(i)}} \quad (4)$$

式中 $R^{(i)}$ 由实验测定。

由于复合板各层的塑性应变比 R 值不同, 故由上式可知复合板在变形过程中各层的应力比不同。

2 复合板成形极限的理论推导

2.1 基本假设

为了探讨复合板的成形极限, 对复合板的成形作如下假设:

(1) 设单一板颈缩发生条件对复合板也适用, 即 Hill 的局部颈缩理论, Swift 的扩散颈缩

理论和 M-K 理论也可用于复合板。

(2) 复合板的各层都具有板厚各向异性, 板平面各向同性。

(3) 假设在二轴平面应力状态下的变形为比例变形。

(4) 假设颈缩发生之前接合界面没有剥离, 复合板在单轴拉伸中没有翘曲等。

(5) 复合板各层的应变和应变比相等。但由于板厚各向异性和加工硬化特性各层不同, 所以各层的等效塑性应力, 等效塑性应变和应力比都不同。

2.2 复合板的扩散颈缩发生条件

在二轴平面应力下, 根据 Swift-Hill 扩散颈缩条件^[6, 8], 当出现扩散颈缩时, 施加在板平面内二主应力方向的载荷达到最大值 (如图 1 所示), 即

$$\begin{aligned} dp_1 &= d \left[A_1 \sum_i \xi^{(i)} \sigma_1^{(i)} \right] = 0 \\ dp_2 &= d \left[A_2 \sum_i \xi^{(i)} \sigma_2^{(i)} \right] = 0 \end{aligned} \quad (5)$$

式中 p_j 为主应力方向 j 的载荷, A_j 为复合板在主应力方向 j 的横截面积, $\xi^{(i)}$ 为第 i 层的厚比 (第 i 层占复合板厚度的百分比)。

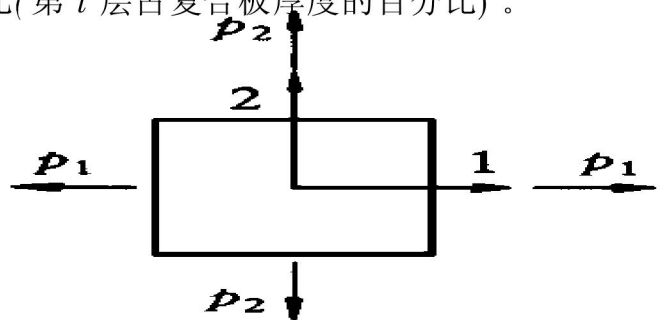


图 1 扩散颈缩条件

Fig. 1 Condition of diffusion necking

由式 (5) 有

$$\begin{aligned} dp_1 &= \sum_i \xi^{(i)} (dA_1 \sigma_1 + A_1 d\sigma_1^{(i)}) \\ &= A_1 \sum_i \xi^{(i)} \left(\frac{dA_1}{A_1} \sigma_1^{(i)} + d\sigma_1^{(i)} \right) = 0 \end{aligned}$$

因为 $\frac{dA_1}{A_1} = -d\epsilon_1$, 故上式可化为

$$\sum_i \xi^{(i)} (d\sigma_1^{(i)} - \sigma_1^{(i)} d\epsilon_1) = 0$$

$$\sum_i \xi^{(i)} \left(\frac{d\sigma_1^{(i)}}{d\varepsilon_1} - \sigma_1^{(i)} \right) = 0$$

将式 (1) 和 (2) 代入上式得

$$\sum_i \xi^{(i)} B^{(i)} \left[C^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}^{(i)}}{d\varepsilon^{(i)}} - \bar{\sigma}^{(i)} \right] = 0 \quad (6)$$

对于不锈钢覆铝板, 考虑到轧制复合的预应变, 采用 Swift 型应力应变曲线

$$\bar{\sigma}^{(i)} = K^{(i)} (\bar{\varepsilon}_0^{(i)} + \bar{\varepsilon}^{(i)})^{n^{(i)}} \quad (7)$$

将上式代入(6) 式得

$$\sum_i \xi^{(i)} B^{(i)} K^{(i)} (\bar{\varepsilon}_0^{(i)} + \bar{\varepsilon}^{(i)})^{n^{(i)}} \cdot \left| \frac{C^{(i)} n^{(i)}}{\bar{\varepsilon}_0^{(i)} + \bar{\varepsilon}^{(i)}} - 1 \right| = 0 \quad (8)$$

上式即为复合板扩散颈缩发生条件式。

2.3 复合板的 Hill 局部颈缩发生条件

在应变比为负的区域, 复合板的成形极限可按 Hill 的局部颈缩发生条件^[8]进行推导。颈缩方向即为零伸长方向, 如图 2 所示。与零伸长方向垂直的方向的最大载荷条件式为

$$\begin{aligned} dp_n &= \sum_i \xi^{(i)} d(\sigma_n^{(i)} A_n^{(i)}) = 0 \\ dp_n &= \sum_i \xi^{(i)} (d\sigma_n^{(i)} \cdot A_n^{(i)} + \sigma_n^{(i)} \cdot dA_n^{(i)}) \\ &= \sum_i A_n^{(i)} \xi^{(i)} \left[d\sigma_n^{(i)} + \sigma_n^{(i)} \cdot \frac{dA_n^{(i)}}{A_n^{(i)}} \right] \\ &= 0 \end{aligned}$$

因为 $\frac{dA_n^{(i)}}{A_n^{(i)}} = -d\varepsilon_n$, 故上式变为

$$dp_n = \sum_i A_n^{(i)} \xi^{(i)} (d\sigma_n^{(i)} - \sigma_n^{(i)} \cdot d\varepsilon_n) = 0$$

即为

$$\sum_i \xi^{(i)} \left[\frac{d\sigma_n^{(i)}}{d\varepsilon_n} - \sigma_n^{(i)} \right] = 0 \quad (9)$$

Localized necking
(Direction of zero
extension)

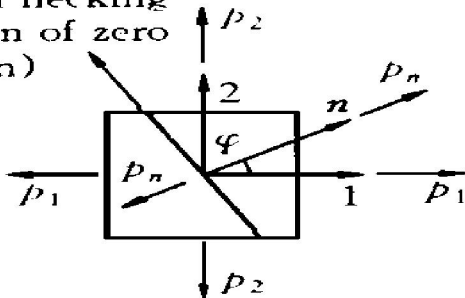


图2 局部颈缩条件

Fig. 2 Condition of localized necking

式中 下标 n 表示与颈缩方向垂直的方向。该方向推导如下: 因颈缩很窄, 故与颈缩方向平行的应变 $d\varepsilon_n$ 应为零, 即

$$\begin{aligned} d\varepsilon_n &= d\varepsilon_1 \cdot \cos^2(90^\circ - \varphi) + \\ &\quad d\varepsilon_2 \cdot \sin^2(90^\circ - \varphi) \\ &= d\varepsilon_1 \cdot \sin^2 \varphi + d\varepsilon_2 \cdot \cos^2 \varphi = 0 \end{aligned}$$

将上式变形得

$$\tan^2 \varphi = - \frac{d\varepsilon_2}{d\varepsilon_1} = -\beta$$

故

$$\varphi = \pm \arctg \sqrt{-\beta} \quad (10)$$

与颈缩方向垂直的应力推导如下

$$\begin{aligned} \sigma_n^{(i)} &= \sigma_1^{(i)} \cdot \cos^2 \varphi + \sigma_2^{(i)} \cdot \sin^2 \varphi \\ &= \sigma_1^{(i)} \cdot \cos^2 \varphi (1 + \alpha^{(i)} \tan^2 \varphi) \\ &= \sigma_1^{(i)} \cdot \cos^2 \varphi (1 - \beta \alpha^{(i)}) \end{aligned}$$

将式(4) 代入上式得

$$\begin{aligned} \sigma_n^{(i)} &= \sigma_n^{(i)} \cos^2 \varphi \cdot \\ &\quad \left[1 - \beta \frac{\beta + \beta R^{(i)} + R^{(i)}}{1 + R^{(i)} + \beta R^{(i)}} \right] \\ &= \sigma_1^{(i)} \frac{1}{(1 - \beta)^2} \frac{(1 - \beta^2)(1 + R^{(i)})}{1 + R^{(i)} + \beta R^{(i)}} \\ &= \sigma_1^{(i)} \frac{(1 + \beta)(1 + R^{(i)})}{(1 - \beta)(1 + R^{(i)} + \beta R^{(i)})} \end{aligned}$$

将式(1) 代入上式得

$$\begin{aligned} \sigma_n^{(i)} &= \frac{(1 + \beta)(1 + R^{(i)}) B^{(i)} \bar{\sigma}^{(i)}}{(1 - \beta)(1 + R^{(i)} + \beta R^{(i)})} \\ &= D^{(i)} \cdot B^{(i)} \cdot \bar{\sigma}^{(i)} \end{aligned} \quad (11)$$

式中

$$D^{(i)} = \frac{(1 + \beta)(1 + R^{(i)})}{(1 - \beta)(1 + R^{(i)} + \beta R^{(i)})}$$

另外, 与颈缩方向垂直的应变增量为

$$\begin{aligned} d\varepsilon_n &= d\varepsilon_1 \cdot \cos^2 \varphi + d\varepsilon_2 \cdot \sin^2 \varphi \\ &= d\varepsilon_1 \cdot \cos^2 \varphi \left(1 + \frac{d\varepsilon_2}{d\varepsilon_1} \cdot \tan^2 \varphi \right) \\ &= \frac{d\varepsilon_1}{(1 - \beta)^2} (1 - \beta^2) \\ &= \frac{1 + \beta}{1 - \beta} d\varepsilon_1 \end{aligned}$$

将式(2) 代入上式得

$$d\varepsilon_n = \frac{1 + \beta}{1 - \beta} \frac{1}{C^{(i)}} d\bar{\varepsilon}^{(i)} \quad (12)$$

将式(11) 和(12) 代入式(9) 得

$$\sum_i \xi^{(i)} D^{(i)} B^{(i)} \left| \frac{(1-\beta) C^{(i)}}{1+\beta} \cdot \frac{d\bar{\sigma}^{(i)}}{d\bar{\epsilon}^{(i)}} - \bar{\sigma}^{(i)} \right| = 0$$

将式(7)代入上式得

$$\sum_i \xi^{(i)} D^{(i)} B^{(i)} \left[\frac{(1-\beta) C^{(i)}}{1+\beta} \cdot n^{(i)} \cdot K^{(i)} (\bar{\epsilon}_0^{(i)} + \bar{\epsilon}^{(i)})^{n^{(i)}-1} - K^{(i)} (\bar{\epsilon}_0^{(i)} + \bar{\epsilon}^{(i)}) \right] = 0$$

即

$$\sum_i \xi^{(i)} D^{(i)} B^{(i)} K^{(i)} (\bar{\epsilon}_0^{(i)} + \bar{\epsilon}^{(i)})^{n^{(i)}} \cdot \left| \frac{(1-\beta) C^{(i)} n^{(i)}}{(1+\beta) (\bar{\epsilon}_0^{(i)} + \bar{\epsilon}^{(i)})} - 1 \right| = 0 \quad (13)$$

上式即为复合板局部颈缩条件式。

2. 4 复合板成形极限的修正 M-K 理论

本文中对成形极限图的右半部分(应变比为正)先采用 Swift 理论推导出的式(8)计算出现扩散颈缩的极限应变,然后在此基础上再采用修正 M-K 理论^[9]预测复合板的极限应变。根据 M-K 理论,在与最大主应力垂直的方向上存在板厚不规则,即存在所谓颈缩。颈缩内部和外部的最大主应力方向的力的相互平衡,则有

$$p_i = t_A \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1A}^{(i)} = t_B \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1B}^{(i)}$$

式中 t 为板厚,下标 A, B 分别指颈缩的外部 and 内部。

假设颈缩内部的厚比不变,由上式得

$$\begin{aligned} \frac{dp_1}{d\epsilon_{1A}} &= \frac{dt_A}{d\epsilon_{1A}} \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1A}^{(i)} + t_A \sum_i \xi^{(i)} \frac{d\sigma_{1A}^{(i)}}{d\epsilon_{1A}} \\ &= \frac{dt_B}{d\epsilon_{1A}} \sum_i \xi^{(i)} \sigma_{1B}^{(i)} + t_B \sum_i \xi^{(i)} \frac{d\sigma_{1B}^{(i)}}{d\epsilon_{1A}} \end{aligned} \quad (14)$$

由体积不变条件有

$$\begin{aligned} d\epsilon_3 &= -d\epsilon_1 - d\epsilon_2 \\ &= -(1+\beta) \cdot d\epsilon_1 \end{aligned}$$

又因为

$$d\epsilon_3 = \frac{dt}{t}$$

故有

$$\frac{dt}{d\epsilon_1} = -(1+\beta)t \quad (15)$$

式中 对于颈缩外部有 $t = t_A$, $\beta = \beta_A$; 对于颈缩内部有 $t = t_B$, $\beta = \beta_B$ 。

假设在颈缩内部外部宽度方向的应变相等,即

$$d\epsilon_{2B} = \beta_B d\epsilon_{1B} = d\epsilon_{2A} = \beta_A d\epsilon_{1A}$$

所以

$$\left. \begin{aligned} \frac{dt_B}{d\epsilon_{1A}} &= \frac{dt_B}{d\epsilon_{1B}} \frac{d\epsilon_{1B}}{d\epsilon_{1A}} = \frac{dt_B}{d\epsilon_{1B}} \frac{\beta_A}{\beta_B} \\ \frac{d\sigma_{1B}^{(i)}}{d\epsilon_{1A}} &= \frac{d\sigma_{1B}^{(i)}}{d\epsilon_{1B}} \frac{d\epsilon_{1B}}{d\epsilon_{1A}} = \frac{d\sigma_{1B}^{(i)}}{d\epsilon_{1B}} \frac{\beta_A}{\beta_B} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

将式(15), (16) 和(1) 式代入式(14), 并考虑到颈缩外部为比例变形、 $B_A^{(i)}$ 为定值, 颈缩内部的应变比变化、 $B_B^{(i)}$ 随着变形而变化, 于是得

$$\begin{aligned} \frac{dp_1}{d\epsilon_{1A}} &= t_A \sum_i \xi^{(i)} B_A^{(i)} \cdot \left| - (1+\beta_A) \bar{\sigma}_A^{(i)} + C_A^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}_A^{(i)}}{d\bar{\epsilon}_A^{(i)}} \right| \\ &= t_B \frac{\beta_A}{\beta_B} \sum_i \xi^{(i)} B_B^{(i)} \cdot \left| - (1+\beta_B) \bar{\sigma}_B^{(i)} + C_B^{(i)} \frac{d\bar{\sigma}_B^{(i)}}{d\bar{\epsilon}_B^{(i)}} \right| + \\ &\quad t_B \sum_i \xi^{(i)} \bar{\sigma}_B^{(i)} \frac{dB_B^{(i)}}{d\epsilon_{1A}} \end{aligned}$$

式中

$$\begin{aligned} \frac{dB_B^{(i)}}{d\epsilon_{1A}} &= \frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \beta_B} \frac{d\beta_B}{d\epsilon_{1A}} \\ &= \frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \alpha_B^{(i)}} \frac{\partial \alpha_B^{(i)}}{\partial \beta_B} \frac{d\beta_B}{d\epsilon_{1B}} \frac{d\epsilon_{1B}}{d\epsilon_{1A}} \\ &= \frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \alpha_B^{(i)}} \frac{\partial \alpha_B^{(i)}}{\partial \beta_B} \frac{\beta_A}{\beta_B} \frac{d\beta_B}{d\epsilon_{1B}} \end{aligned}$$

令

$$h^{(i)} = \frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \alpha_B^{(i)}}$$

$$= \sqrt[3]{\frac{4(2+R^{(i)})}{3(1+R^{(i)})} \left[\frac{2\alpha_B^{(i)} - \frac{2R^{(i)}}{1+R^{(i)}}}{1 - \frac{2R^{(i)}\alpha_B^{(i)}}{1+R^{(i)}} + \alpha_B^{(i)2}} \right]^{3/2}}$$

$$g^{(i)} = \frac{\partial \alpha_B^{(i)}}{\partial \beta_B}$$

$$= \frac{(1+R^{(i)})(1+R^{(i)} + \beta_B R^{(i)})}{(1+R^{(i)} + \beta_B R^{(i)})^2} - \frac{R^{(i)}(\beta_B + R^{(i)} + \beta_B R^{(i)})}{(1+R^{(i)} + \beta_B R^{(i)})^2}$$

由上面两式即可得到与 β_B 有关的微分方程

程

$$\frac{d\beta_B}{d\epsilon_{1B}} = \frac{\sum_i \xi^{(i)} (t_A X_A^{(i)} - t_B X_B^{(i)})}{t_B \sum_i \xi^{(i)} \left(\frac{\partial B_B^{(i)}}{\partial \alpha_B^{(i)}} \cdot \frac{\partial \alpha_B^{(i)}}{\partial \beta_B} \right) \bar{\sigma}_B^{(i)}} \cdot \frac{\beta_B}{\beta_A}$$

$$= \frac{\sum_i \xi^{(i)} (X_B^{(i)} - f X_A^{(i)})}{f \sum_i \xi^{(i)} h^{(i)} g^{(i)} \bar{\sigma}_B^{(i)}} \cdot \frac{\beta_B}{\beta_A}$$

$$X_A^{(i)} = - (1 + \beta_A) B_A^{(i)} \bar{\sigma}_A^{(i)} + C_A^{(i)} B_A^{(i)} \cdot \frac{d\bar{\sigma}_A^{(i)}}{d\epsilon_A^{(i)}}$$

$$X_B^{(i)} = \frac{\beta_A}{\beta_B} B_B^{(i)} [- (1 + \beta_B) \bar{\sigma}_B^{(i)} + C_B^{(i)} \cdot \frac{d\bar{\sigma}_B^{(i)}}{d\epsilon_B^{(i)}}]$$

$$(17)$$

令

$$Q = \frac{\sum_i \xi^{(i)} (X_B^{(i)} - f X_A^{(i)})}{f \sum_i \xi^{(i)} h^{(i)} g^{(i)} \bar{\sigma}_B^{(i)}} \cdot \frac{\beta_B}{\beta_A}$$

则有

$$d\epsilon_{1B} = \frac{1}{Q} \cdot d\beta_B \quad (18)$$

对上式进行积分, 变形便集中在颈缩部位。这时颈缩内部平面应变状态 ($\beta_B = 0$) 下的应变 ϵ_{1B} 即为颈缩外部的局部颈缩极限应变。

式 (17) 中 $f = t_B/t_A$ 为 M-K 理论中的板厚不规则系数。对于不锈钢覆铝板, f 可根据预定破裂部分的表面粗糙度确定, 如图 3 所示, 不规则系数 f 为板平面轮廓的最深凹处的板厚 t_B 与平均板厚 t_A 之比。

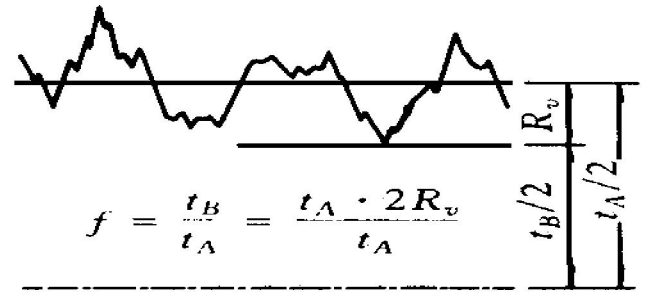


图3 板厚不规则系数 f 的确定

Fig. 3 Determination of irregular coefficient of sheet thickness

3 实验材料与方法

实验材料为 3003 铝合金和 SUS304 不锈钢, 采用文献 [5, 10–12] 提出的四层对称轧制复合法制备不锈钢覆铝板。复合前 3003 铝合金用酸碱洗进行表面处理, SUS304 用钢丝刷打磨以去除表面氧化膜; 然后配对钻孔铆接, 再加热 (430°C , 1.0 h), 最后在 $d 450\text{ mm} \times 800\text{ mm}$ 二辊热轧机进行轧合, 轧制速度为 0.9 m/s 。轧合后立即进行稳定化处理 (400°C , 1.5 h)。

成形极限实验采用半球凸模胀形法, 按 JB4409. 9–88《薄钢板的成形性能和试验方法·成形极限图 (FLD) 试验方法》在 BHB-80 型金属薄板试验机上进行。半球凸模直径为 100 mm , 压边力为 $0.5t$ (5 kN)。采用接触照相法^[10]在不锈钢覆铝板上印制直径为 2.50 mm 的网络圆。根据文献 [11], 以改变试样宽度为主, 改变润滑条件为辅, 实验制作不锈钢覆铝板的成形极限图。实验所用试样的形状和尺寸分别如图 4 和表 1 所示。

试验时在临界网络上测量变形后的椭圆长轴 d_1 和短轴 d_2 。测量工具为 JC-10 读数显微镜, 放大倍数为 20 倍, 测量精度为 0.01 mm 。测量值 d_1 和 d_2 及初始直径 d_0 (为 2.50 mm), 按下式计算试件表面真实极限应变有

$$\begin{cases} \epsilon_1 = \ln \frac{d_1}{d_0} \\ \epsilon_2 = \ln \frac{d_2}{d_0} \end{cases}$$

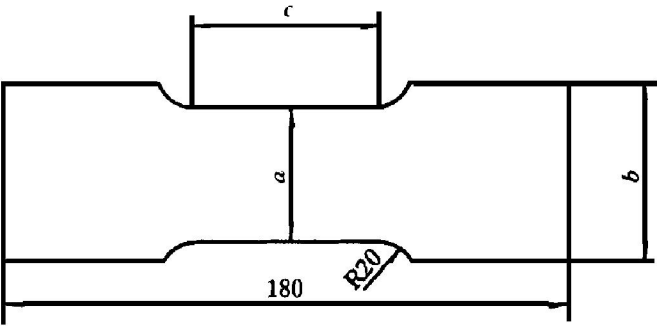


图 4 成形极限实验试件图

Fig. 4 Specimen for forming limit test

表 1 成形极限实验试件尺寸

Table 1 Size of specimens for forming limit test

Label	1	2	3	4	5	6	7	8	9
a/mm	d 180	160	140	120	100	80	60	40	20
b/mm	or	160	160	140	120	100	80	60	40
c/mm	octagon		5	10	15	20	25	30	35
Quantity	5	5	5	5	5	5	5	5	5

Note: *a*, *b* and *c* refer to those in Fig. 4.

4 实验结果与讨论

4. 1 实验 FLD 与计算 FLD 的比较

本文中计算成形极限图 (FLD) 时, 在应变比为负 ($\beta < 0$) 的区域, 采用根据 Hill 的局部颈缩理论推导出的局部颈缩条件式 (13) 进行计算; 在应变比为正 ($\beta > 0$) 的区域, 先根据 Swift 理论推导出的扩散颈缩条件式 (8) 计算出出现扩散颈缩的应变, 然后在此基础上根据修正 M-K 理论推导出的式 (18) 计算出出现局部颈缩的极限应变。根据上述计算模型采用 C 语言进行编程计算, 程序框图和程序结构如图 5 所示。编写的程序具有较好的通用性, 既可计算复合板的成形极限, 也可计算单一板的成形极限, 并且对于拉-拉区还可只采用 Swift 理论或 M-K 理论进行计算。

图 6 和图 7 分别画出了厚比为 17. 87% 和厚比为 22. 60% 的不锈钢覆铝板的实验的和计算的成形极限图。计算条件如表 2 所示。由两图可知, 计算结果与实验数据在成形极限图的中部吻合得较好, 在两端差异大些, 这表

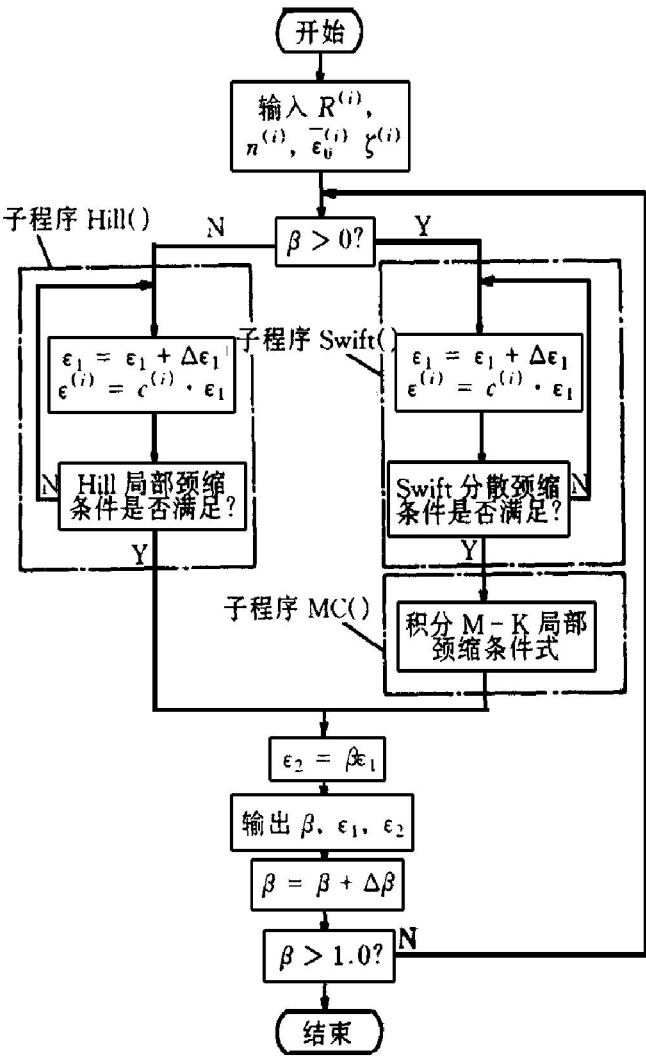


图 5 计算成形极限的程序框图和程序结构

Fig. 5 Frame and structure of programs for calculating forming limit strain

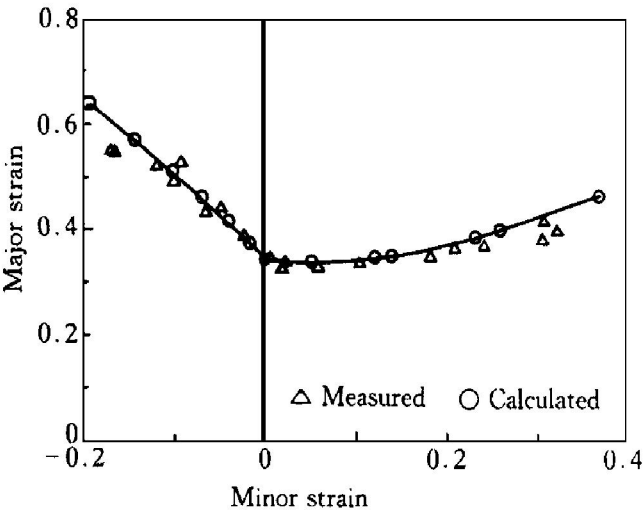


图 6 不锈钢覆铝板的成形极限图

Fig. 6 Forming limit diagram of stainless-steel clad aluminium
($\eta_s = 17.87\%$, $f = 0.99$)

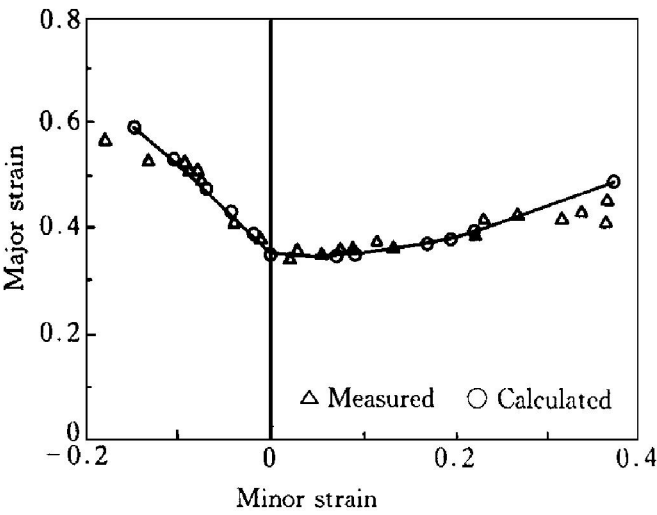


图 7 不锈钢覆铝板的成形极限图

Fig. 7 Forming limit diagram of stainless-steel clad aluminium
($\eta_s=22.60\%$, $f=0.99$)

表 2 不锈钢覆铝板成形极限图的计算条件
Table 2 Calculating condition of forming limit diagram of stainless-steel clad aluminium

Material	K/MPa	n	R	$\bar{\varepsilon}_0$
3003	155	0.250	0.650	0.0
SUS304	876	0.431	0.710	0.015

明上述计算模型预测不锈钢覆铝板的成形极限是可行的。

这里必须说明一点，日本学者日野隆太郎也计算过不锈钢覆铝板的成形极限图^[1]。他在应变比为负的区域采用 Hill 理论；在应变比为正的区域采用 Swift 理论计算扩散颈缩的极限应变后，再用修正 M-K 理论计算。不同的是他在修正 M-K 理论中引入了多孔质体组成式来考虑空隙和板厚不规则的发展。日野隆太郎的计算方法较复杂，并且在应变比为正的区域其计算结果与实验值相差较大，只可对复合板的成形极限作定性描述。本文的计算模型式 (13)，(8)，(18) 计算结果较接近实测值。

4. 2 不锈钢覆铝板的成形极限与母材的成形极限的关系

图 8 为采用上述模型计算的复合板及母材的成形极限曲线。由图 8 可知，两种厚比的不锈钢覆铝板的成形极限曲线都介于铝板和不锈钢

钢板的成形极限曲线之间。这表明复合板的成形极限介于其组成材料成形极限之间。

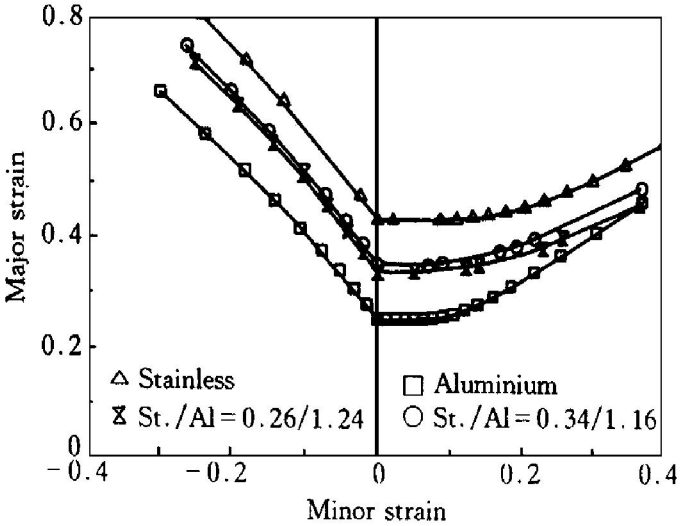


图 8 不锈钢覆铝板及其母材的成形极限图

Fig. 8 Forming limit diagram of stainless-steel clad aluminium and its matrix material

4. 3 不锈钢覆铝板的成形极限与厚比的关系

图 8 的中间两条成形极限曲线分别为厚比为 17.87% 和 22.60% 的复合板的成形极限曲线。由图 8 可知，厚比为 22.60% 的复合板的成形极限曲线始终位于厚比为 17.87% 的复合板的成形极限曲线之上，并且两条曲线的走向一致，几乎是平行的，这表明厚比为 22.60% 的复合板的成形极限要高些。由此可知，复合板的成形极限随着其组成材料中成形性好的材料的厚比增大而提高。

REFERENCES

1 Hino R and Yoshida F. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineering. 1994, 60A (580): 126.
2 Semiati S L and Piehler H R. Metallurgical Transactions A, 1979, 10A (8): 1107.
3 Semiati S L and Piehler H R. Metallurgical Transactions A, 1979, 10A (1): 97.
4 Semiati S L and Piehler H R. Metallurgical Transactions A, 1979, 10A (1): 85.
5 She Xufan (余旭凡). Master Thesis. Changsha: Central South University of Technology, 1998.

- 6 Hill R. J Mech Phys Solids, 1952, 1: 19.
- 7 Wang Zutang (王祖唐) *et al.* Theory of Metal Plastic Forming (金属塑性成形理论). Beijing: Machinery Industry Press. 1989.
- 8 Swift H W. J Mech Phys Solids, 1952, 1: 1.
- 9 Marciniak Z and Kuczynsk K. Int J Mech Sci, 1967, 6: 609.
- 10 Hou Bingci (侯秉慈). Forging and Stamping Technology (锻压技术), 1985, (6): 21.
- 11 Chen Hezheng (陈鹤峥). Forging and Stamping Technology (锻压技术), 1985, (5).

THEORETICAL ANALYSIS AND EXPERIMENT ON PRESSING FORMING LIMIT STRAIN OF STAINLESS-STEEL CLAD ALUMINIUM

Peng Zhihui and She Xufan

Department of Materials Science and Engineering,

Central South University of Technology, Changsha 410083, P. R. China

ABSTRACT Based on the theory of Hill's anisotropy plasticity, the model for computing the forming limit strain of stainless-steel clad aluminum has been inferred. When the strain ratio is negative, the equation of local necking limit strain of clad sheet was inferred according to Hill's local necking theory; when the strain ratio is positive, the equation of the diffusive necking limit strain of clad sheet was inferred firstly according to Swift's diffusive necking theory and the limit strain was worked out. And based on the limit strain, the equation of diffusive necking limit strain of clad sheet was inferred according to the revisionary M-K theory. The calculated result matches well with the measured data. It was found that the pressing forming limit strain of clad sheet is between those of its component materials and the pressing forming limit strain of clad sheet increases with the thickness of its component material which has a high pressing forming limit strain.

Key words stainless steel clad aluminium pressing forming limit strain necking

(编辑 何学锋)