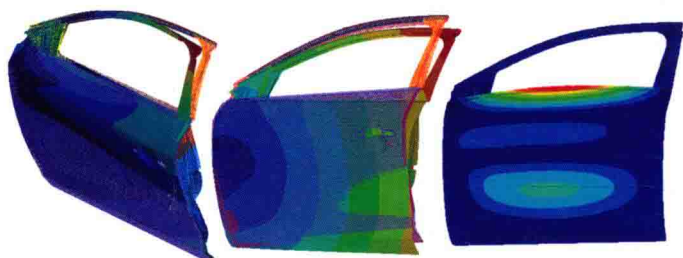


制 · 造 · 业 · 高 · 端 · 技 · 术 · 系 · 列

汽车激光拼焊板 的成形及仿真技术



林建平 陈水生 著



机械工业出版社
CHINA MACHINE PRESS



制造业高端技术系列

汽车激光拼焊板的 成形及仿真技术

林建平 陈水生 著



机械工业出版社

本书为机械工业出版社“制造业高端技术系列”之一。

随着节能减排的要求不断提高,制造业特别是在汽车和航空工业中,降低成本、轻量化和高性能已成为重要的发展方向,而拼焊板技术是汽车轻量化的重要途径之一。激光拼焊板技术虽然目前在汽车行业已经得到了广泛应用,然而还缺少该领域的技术专著。本书基于作者十多年来在汽车激光拼焊板技术及应用上取得的研究成果,归纳总结了该成果应用的关键技术,并给出了拼焊板技术的体系框架和实施方案。为汽车乃至航空等相关行业的拼焊板应用提供了技术支撑和系统参考,其意义不言而喻。

本书共七章,分别介绍了激光拼焊板的单向拉伸力学性能、激光拼焊板的成形性能、激光拼焊板的本构关系及综合强度比、激光拼焊板的材料参数对成形性能的影响、激光拼焊板焊缝的性能与仿真建模、激光拼焊板冲压成形数值仿真、汽车激光拼焊板的设计与应用。

本书适用于汽车企业、钢铁企业技术人员,轻量化、塑性成形及拼焊板研究人员,以及高等院校机械、汽车及材料加工等专业的师生等。

图书在版编目(CIP)数据

汽车激光拼焊板的成形及仿真技术/林建平,陈水生著. —北京:
机械工业出版社, 2017. 4
ISBN 978-7-111-56064-7

I. ①汽… II. ①林… ②陈… III. ①汽车-装配(机械)-
焊接-成型 ②汽车-装配(机械)-焊接-仿真 IV. ①U466

中国版本图书馆 CIP 数据核字 (2017) 第 029023 号

机械工业出版社(北京市百万庄大街 22 号 邮政编码 100037)

策划编辑: 沈 红 责任编辑: 沈 红 李 超

责任校对: 张 征 封面设计: 马精明

责任印制: 常天培

涿州市星河印刷有限公司印刷

2017 年 5 月第 1 版第 1 次印刷

169mm×239mm·16 印张·2 插页·301 千字

0001—1500 册

标准书号: ISBN 978-7-111-56064-7

定价: 99.00 元



凡购本书,如有缺页、倒页、脱页,由本社发行部调换

电话服务

网络服务

服务咨询热线: 010-88361066

机工官网: www.cmpbook.com

读者购书热线: 010-68326294

机工官博: weibo.com/cmp1952

010-88379203

金书网: www.golden-book.com

封面无防伪标均为盗版

教育服务网: www.cmpedu.com

前 言

拼焊板技术是汽车轻量化的重要途径之一。相对于单一板而言，由于成形过程中存在母材差异，尤其是焊缝及其热影响区的存在，导致成形行为更为复杂。在整个成形过程中，涉及材料学、热力学、机械等多学科领域。

全书共分为七章，以材料性能测试方法、拼焊板成形性能及其塑性力学行为、成形极限图、仿真技术及拼焊板设计等关键技术为主线，介绍了拼焊板在成形过程中的力学行为及其成形性能影响因素、成形过程中拼焊板变形不均匀机理及综合成形极限图构建，提出了用综合强度比来反映母材材料的差异，并给出了考虑协调变形关系的本构关系与数值仿真分析方法及拼焊板设计方法，较系统地介绍了拼焊板塑性成形基础理论与成形技术。

编者长期从事材料成形及其理论研究工作，特别是汽车激光拼焊板成形及其理论研究。本书内容主要为课题组长期研究的积累结果，也是许多硕士和博士论文的归纳和提炼。编写本书的目的，在于对金属塑性成形技术领域的技术人员在拼焊板设计及成形技术与理论方面予以帮助，为拼焊板技术的应用提供基础支撑。

本书可以为企业技术人员、高校师生及研究人员提供参考。由于编者水平有限，书中若有不妥和不足之处，敬请批评指正。

编者

术 语

K —强度系数	t_A —A 侧母材厚度
K_A —母材 A 的强度系数	t_B —B 侧母材厚度
K_B —母材 B 的强度系数	t_r —板厚比
K_w —焊缝 W 的强度系数	l_0 —拉伸试样初始长度
K_r —强度系数比	l —拉伸试样变形后实际长度
n —应变硬化指数	l_A —A 侧变形后的实际长度
n_A —母材 A 的应变硬化指数	l_B —B 侧变形后的实际长度
n_B —母材 B 的应变硬化指数	l_{A0} —A 侧的初始长度
n_w —焊缝 W 的应变硬化指数	l_{B0} —B 侧的初始长度
n_r —应变硬化指数比	l_w —焊缝初始长度
r —各向异性指数	l'_w —变形后焊缝长度
F_1 —沿焊缝方向拉力	l_r —薄厚两侧母材初始长度比
F_2 —垂直焊缝方向拉力	A_A —母材 A 变形后的实际横截面积
$\bar{\sigma}$ —有效应力	A_B —母材 B 变形后的实际横截面积
σ_y —材料的屈服应力	A_w —焊缝 W 变形后的实际横截面积
σ_A —母材 A 的变形应力	A_{A0} —母材 A 的初始横截面积
σ_B —母材 B 的变形应力	A_{B0} —母材 B 的初始横截面积
σ_w —焊缝 W 的变形应力	A_{w0} —焊缝 W 的初始横截面积
σ_1 —1 方向的主应力	W_A —厚侧母材初始宽度
σ_2 —2 方向的主应力	W_B —薄侧母材初始宽度
δ_1 —工程主应变	W_w —焊缝初始宽度
$\bar{\varepsilon}$ —有效应变	δ_u —综合断后伸长率
ε_A —母材 A 的应变	Δl —焊缝伸长量
ε_B —母材 B 的应变	θ —变形前焊缝角度
ε_w —焊缝 W 的应变	θ' —变形后焊缝角度
ε_r —应变比	δ_w —焊缝工程应变
α —第二应力与第一应力之比	x —焊缝距离中心线的位置
β —第二应变与第一应变之比	S —焊缝移动量
γ —第三应力与第一应力之比	m —材料晶体结构的参数
t_0 —材料初始厚度	σ_ϕ —在 ϕ 方向上的单向拉伸应力

R_ϕ —在 ϕ 方向上的厚向异性系数

ρ —次应变与主应变的比值

λ —材料主次应变比

σ_j —塑性失稳点处应力

N —试验采样点数

K_{aly} —强化系数的解析值

K_{test} —强化系数的试验值

G_1 —母材 1 的综合强度

G_2 —母材 2 的综合强度

ν —动态强度因子

ε_3 —板料厚向应变

G —综合强度

β —应变状态参数

G_r —综合强度比

μ —摩擦系数

S_1 —瞬时强度

d_{max} —归一化前的最大值

d_{min} —归一化前的最小值

X_n —归一化值

d_i —归一化前的值

ε_{10} —平面应变时的主应变

ϕ^j —每个载荷下门内板的应变能

ϕ_{ini}^j —每个载荷下门内板的初始应变能

ψ —门内板的一阶自然频率

ψ_{ini} —门内板的初始一阶频率

N_{frac} —重量分数

G_{ref} —设计区（门内板）的重量

X —设计变量矢量

$W(X)$ —目标函数

u —位移矢量

p —外载荷矢量

ξ —特征值

y —特征矢量

g_j — m 个约束中的第 j 个约束

δ_j^{BASE} —传统车门第 j 个载荷的挠度

δ_j^{TWB} —拼焊板车门第 j 个载荷挠度

f^{BASE} —传统门的一阶固有频率

f^{TWB} —拼焊板车门的一阶固有频率

目 录

前言

术语

第一章 激光拼焊板的单向拉伸力学性能	1
一、直线焊缝差厚拼焊板的力学解析模型	1
二、焊缝条件对拼焊板单向拉伸性能的影响规律	4
(一) 焊缝角度与单向拉伸性能的关系模型	4
(二) 横向焊缝位置与单向拉伸性能的关系模型	11
(三) 纵向焊缝条件下焊缝位置的解析模型	14
三、拼焊板横向拉伸时应变不均匀性对成形性能的影响	18
(一) 焊缝材料参数及仿真建模方式对横向拉伸性能的影响	18
(二) 同材拼焊板横向拉伸时平均延伸率力学解析模型	22
(三) 理论模型的有限元及试验验证	23
(四) 应变不均匀性因素对平均延伸率的影响	23
四、拼焊板纵向拉伸时应力不均匀性对成形性能的影响	27
(一) 拼焊板纵向拉伸时平均延伸率力学解析模型	28
(二) 理论模型的验证	29
(三) 应力不均匀性因素对平均延伸率的影响	31
参考文献	36
第二章 激光拼焊板的成形性能	39
一、拼焊板成形变形不均匀性理论	39
(一) 拼焊板有限元分析理论	39
(二) 板厚比对极限成形高度的影响	40
(三) 拼焊板极限成形高度降低的理论分析及验证	49
二、拼焊板焊缝移动及胀形成形高度的解析模型	52
(一) 拼焊板变形中焊缝移动的解析模型及试验验证	52
(二) 拼焊板胀形成形高度的解析模型	54
三、拼焊板成形过程中焊缝两侧母材应变路径动态变化机理	59
(一) 拼焊板母材双向拉伸简化模型	59
(二) 拼焊板成形过程中母材应变路径动态变化力学解析模型	60
四、拼焊板成形极限图	65
(一) 基于焊缝极限的母材应变区域分析及成形极限图的建立	65
(二) 新成形极限图的试验验证	68

五、曲线焊缝拼焊板的成形性能	71
(一) 曲线焊缝差厚拼焊板的力学解析模型	71
(二) 曲线焊缝拼焊板胀形有限元模型的建立与验证	72
(三) 不同形式曲线焊缝对拼焊板成形能力的影响对比	74
(四) 不同半径圆弧焊缝对拼焊板成形能力的影响研究	75
参考文献	76
第三章 激光拼焊板的本构关系及综合强度比	77
一、概述	77
二、激光拼焊板的本构关系及其母材强度系数 K 值	78
(一) 拼焊板平面应力状态本构关系	78
(二) 拼焊板平面应力状态本构关系验证	82
(三) 拼焊板母材强度系数 K 值	86
三、基于综合强度比的拼焊板母材参数对成形性能的影响规律	91
(一) 拼焊板综合强度比模型	91
(二) 拼焊板母材参数对综合强度比及其弱板应变路径的影响规律	94
参考文献	108
第四章 激光拼焊板的材料参数对成形性能的影响	110
一、拼焊板母材参数对成形性能的影响规律	110
(一) 母材初始板厚 t_0 差异对成形性能的影响	110
(二) 强度系数 K 值差异对拼焊板成形性能的影响	112
(三) 应变硬化指数 n 值差异对拼焊板成形性能的影响	114
(四) 厚向异性指数 r 值差异对拼焊板成形性能的影响	116
二、拼焊板刚性凸模胀形有限元模型试验验证	119
三、不同板厚比条件下母材性能参数差异对综合强度比的影响	121
(一) 不同板厚比下 K 值差异对综合强度比的影响	121
(二) 不同板厚比下 n 值差异对综合强度比的影响	123
(三) 不同板厚比下 r 值差异对综合强度比的影响	124
四、母材性能参数与板厚的综合匹配关系	126
(一) 母材性能参数与板厚匹配理论关系	126
(二) 母材性能参数与板厚匹配关系仿真	128
(三) 不同匹配关系下拼焊板变形非均匀性分析	130
参考文献	131
第五章 激光拼焊板焊缝的性能与仿真建模	132
一、概述	132
二、激光拼焊板焊缝的性能	132
(一) 激光拼焊板焊缝的宏观形貌及微观组织	132
(二) 激光拼焊板力学性能的确定	134
三、基于目标位置的拼焊板初始焊缝位置预测模型	142

(一) 双拉变形条件下的解析模型	142
(二) U 形件拼焊板初始焊缝位置预测模型	147
四、基于失效模式的焊缝建模	154
(一) 激光拼焊板焊缝建模方式	154
(二) 基于临界板厚比的失效模式预测	156
(三) 不同焊缝建模方式的激光拼焊板材料参数范围	163
参考文献	178
第六章 激光拼焊板冲压成形数值仿真	181
一、激光拼焊板单向拉伸数值模拟中焊缝性能的影响	181
(一) 拼焊板焊缝材料参数对模拟结果的影响	181
(二) 基于两种焊缝处理方式的拼焊板单向拉伸数值模拟	184
(三) 基于刚性连接拼焊板单向拉伸试件变形非均匀性理论分析及验证	186
二、汽车拼焊门内板零件拉深成形案例分析	192
(一) 拼焊门内板零件成形极限能力影响因素	192
(二) 拼焊门内板冲压成形有限元建模及验证	193
(三) 工艺参数对拼焊门内板成形性能的影响规律	195
参考文献	200
第七章 汽车激光拼焊板的设计与应用	201
一、汽车零件拼焊板设计需要满足的要求及关键技术	201
(一) 汽车零件拼焊板设计需要满足的要求	201
(二) 汽车拼焊板零件设计的关键技术	206
(三) 拼焊板设计方法的适用范围	209
二、拼焊板设计中母材等效替换的当量模型	209
(一) 拼焊板母板材料参数对瞬时强度的影响规律	209
(二) 拼焊板母板材料参数对瞬时强度影响的敏感性	217
(三) 拼焊板母板材料参数的当量模型	221
三、兼顾使用性和制造性的拼焊板轻量化设计	227
(一) 车门结构及使用性分析	227
(二) 汽车门内板冲压成形行为	228
(三) 兼顾成形性和使用性的汽车门内板轻量化设计	228
(四) 优化后的汽车门内板的有限元验证	240
参考文献	242
后记	246

第一章 激光拼焊板的单向拉伸力学性能

一、直线焊缝差厚拼焊板的力学解析模型

由胀形成形理论知，板料中心部分在胀形过程中只受双向应力的作用，则在此基础上建立差厚拼焊板的胀形成形简化力学模型。由于半球试验模型的胀形件最终变形为球形，这样在空间分析上就成为三维的空间坐标。事实上，半球胀形时板料中心部分受到的应力只在两个坐标方向上，而第三个坐标方向可近似为零。所以，简化胀形成形模型时忽略了第三个坐标方向的位移，只研究平行于两个主应力方向的变形性能，如图 1-1 所示。图 1-1 所示拼焊板由两块厚度分别为 t_A 和 t_B ($t_A < t_B$) 的钢板焊接而成（忽略焊缝的热影响），拼焊板的焊缝平行于 1 坐标方向，且母材材料相同（ K 值和 n 值相同）。板料在平行于焊缝方向受到拉伸力 F_1 ，在垂直于焊缝方向受到拉伸力 F_2 ，母材 A 板和 B 板为 $L \times L/2$ 的矩形，忽略焊接导致的焊缝周围材料性能畸变。

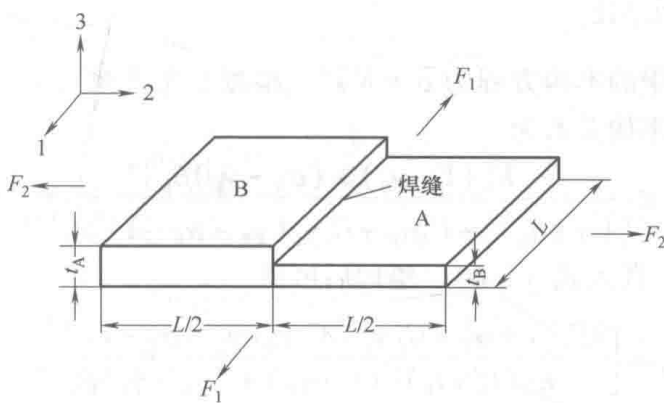


图 1-1 胀形成形过程中直线焊缝拼焊板的简化受力情况

在建立拼焊板胀形成形力学模型时，假设：①拼焊板变形始终处于受力平衡状态， F_1 和 F_2 是两个始终保持正交方向的拉力；②厚板和薄板在焊缝处 1 方向上的应变相同，即 $\varepsilon_{1A} = \varepsilon_{1B}$ 。

已知 B 板的 1、2 两个方向的应力为

$$\sigma_{1B} = \frac{2F_1}{(t_A + t_B)L}, \quad \sigma_{2B} = \frac{F_2}{t_B L} \quad (1-1)$$

令

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (1-2)$$

$$\beta = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (1-3)$$

$$\gamma = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \quad (1-4)$$

因为 3 方向上可认为应力 σ_{3B} 为 0, 因此 $\gamma_B = 0$; 由 Hill48 屈服准则相关的流动法则可知:

$$\beta_B = \frac{2\alpha_B - C_2 - C_2\gamma_B}{2 - C_1\gamma_B - C_2\alpha_B}$$

式中: $C_1 = \frac{2}{r+1}$; $C_2 = \frac{2r}{r+1}$; r 为各向异性指数。

把式 (1-1) 代入式 (1-2), 得

$$\alpha_B = \frac{\frac{F_2}{t_B L}}{\frac{2F_1}{(t_A + t_B)L}} = \frac{F_2}{2F_1} \frac{(t_A + t_B)}{t_B} = \frac{F_2}{2F_1} (1 + t_r) \quad (1-5)$$

式中, $t_r = \frac{t_A}{t_B}$ 为板厚比。

易知, 低碳钢的本构方程为 $\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}^n$, 根据参考文献 [1] 中的定义, 1 方向上的应力应变本构关系为

$$\sigma_{1B} = \frac{K[(1 - \gamma_B) + (\alpha_B - \gamma_B)\beta_B]^n}{[1 + (\alpha_B)^2 - C_2\alpha_B + C_1\gamma_B(\gamma_B - \alpha_B - 1)]^{\frac{1}{2}(1+n)}} \varepsilon_{1B}^n \quad (1-6)$$

将式 (1-1) 代入式 (1-6), 整理后可得

$$\varepsilon_{1B} = \left\{ \frac{2F_1 [1 + \alpha_B^2 - C_2\alpha_B + C_1\gamma_B(\gamma_B - \alpha_B - 1)]^{\frac{1}{2}(1+n)}}{KL(t_A + t_B) [(1 - \gamma_B) + (\alpha_B - \gamma_B)\beta_B]^n} \right\} \quad (1-7)$$

根据胀形变形特点, 板料在受到双向拉力情况下, 3 方向上的应力较小, 可忽略不计, 即 $\sigma_{3B} = 0$, $\gamma_B = 0$ 。假设板料为各向同性, 即 $r = 1$, $C_1 = C_2 = 1$, 则 Hill48 屈服准则相关的流动法则变为

$$\beta_B = \frac{2\alpha_B - 1}{2 - \alpha_B} = \frac{3}{2 - \frac{F_2}{2F_1}(1 + t_r)} - 2 \quad (1-8)$$

易知, $\beta_B > 1$, 所以式 (1-8) 中 ε_2 为最大主应变, ε_1 为最小主应变。

式 (1-7) 可简化为

$$\varepsilon_{1B} = \left\{ \frac{2F_1 [1 + \alpha_B^2 - \alpha_B]^{\frac{1}{2}(1+n)}}{KLt_B(1+t_r)[1 + \alpha_B\beta_B]^n} \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (1-9)$$

从式 (1-9) 中看出, 由于 F_1 、 F_2 、 K 、 n 、 t_B 、 L 均为边界条件和几何力学性能条件, 且在边界条件和性能条件不可改变的情况下, t_r 、 α_B 和 β_B 为影响 1 方向上应变的因素。综合式 (1-5) 和式 (1-8), 可以看出, 影响 1 方向上应变的因素其本质上还是和 t_r 有关。式 (1-8) 是个减函数, 可以推断不等厚的拼焊板在胀形成形时, 随着板厚比增加, 成形极限图会从等双拉状态向平面应变状态偏移, 则薄板易发生失效。

同样, B 板 2 方向上的应力-应变关系为

$$\sigma_{2B} = \frac{K\alpha_B \left[(1 - \gamma_B) \frac{1}{\beta_B} + (\alpha_B - \gamma_B) \right]}{[1 + \alpha_B^2 - C_{2B}\alpha_B + C_{1B}\gamma_B(\gamma_B - \alpha_B - 1)]^{\frac{1}{2}(1+n)}} \quad (1-10)$$

而 A 板 2 方向上的应力-应变关系为

$$\sigma_{2A} = \left[\frac{K\alpha_A \left[(1 - \gamma_A) \frac{1}{\beta_A} + (\alpha_A - \gamma_A) \right]^n}{[1 + \alpha_A^2 - C_{2A}\alpha_A + C_{1A}\gamma_A(\gamma_A - \alpha_A - 1)]^{\frac{1}{2}(1+n)}} \right] (\varepsilon_{2A})^n \quad (1-11)$$

2 方向上的平衡方程为

$$F_{2B} = F_{2A} \quad (1-12)$$

即

$$\sigma_{2B}t_B L = \sigma_{2A}t_A L \quad (1-13)$$

再令

$$K_B = \frac{K\alpha_B \left[(1 - \gamma_B) \frac{1}{\beta_B} + (\alpha_B - \gamma_B) \right]^n}{[1 + \alpha_B^2 - C_{2B}\alpha_B + C_{1B}\gamma_B(\gamma_B - \alpha_B - 1)]^{\frac{1}{2}(1+n)}} \quad (1-14)$$

$$K_A = \frac{K\alpha_A \left[(1 - \gamma_A) \frac{1}{\beta_A} + (\alpha_A - \gamma_A) \right]^n}{[1 + \alpha_A^2 - C_{2A}\alpha_A + C_{1A}\gamma_A(\gamma_A - \alpha_A - 1)]^{\frac{1}{2}(1+n)}} \quad (1-15)$$

当板料为各向同性时, $R=1$, $C_1=C_2=1$, 式 (1-14) 和式 (1-15) 变为

$$K_{2B} = \frac{K\alpha_B \left(\frac{1}{\beta_B} + \alpha_B \right)^n}{(1 + \alpha_B^2 - \alpha_B)^{\frac{1}{2}(1+n)}} \quad (1-16)$$

$$K_{2A} = \frac{K\alpha_A \left(\frac{1}{\beta_A} + \alpha_A \right)^n}{(1 + \alpha_A^2 - \alpha_A)^{\frac{1}{2}(1+n)}} \quad (1-17)$$

结合式 (1-13) 和低碳钢本构方程可得

$$K_{2B} \varepsilon_{2B}^n t_B = K_{2A} \varepsilon_{2A}^n t_A \quad (1-18)$$

实际应变定义为

$$\varepsilon_{2i} = \ln \frac{L_i}{L/2} \quad (i = A, B) \quad (1-19)$$

把式 (1-19) 代入式 (1-18), 得

$$L_B = \exp \left[\ln \frac{L}{2} + \left(\frac{K_{2A}}{K_{2B}} t_r \right)^{\frac{1}{n}} \left(\ln L_A - \ln \frac{L}{2} \right) \right] \quad (1-20)$$

式中, L_A 为 A 板 2 方向变形后的长度。

可以看出, 在材料参数一定的情况下, 2 方向上的变形 (焊缝移动) 只与板厚比 t_r 有关。式 (1-20) 为 t_r 的增函数, 随着 t_r 增加, L_B 增加。这是因为厚板厚度增加, 厚板的抗变形作用增强, 在胀形变形过程中不容易屈服变形; 而薄板相对厚板发生屈服变形更早, 变形量更大, 因此在胀形成形中焊缝易向厚板侧移动。

二、焊缝条件对拼焊板单向拉伸性能的影响规律

拼焊板设计既要满足使用性能要求, 也要满足制造性能要求。而拼焊板的成形性是其可制造性的关键。成形性除了受拼焊板母材厚度、材质差异影响外^[2-5], 焊缝条件 (焊缝方向和焊缝位置) 也是影响成形性的关键因素^[6,7]。研究表明: 随着焊缝方向逐渐与拉伸方向垂直, 拼焊板成形行为逐渐下降; 当焊缝与拉伸方向成 45° 角时, 具有母材 80% 的成形性。研究还发现, 焊缝位置对拼焊板成形过程中焊缝移动量有很大的影响^[8-10]。在拼焊板设计过程中, 不仅要考虑母材厚度及材料参数对成形性的影响, 同时也必须考虑焊缝条件对成形性的影响。为此, 在设计初始阶段, 需要了解焊缝条件对成形行为的影响, 并通过理论、有限元和试验方法系统分析焊缝条件对拼焊板成形行为的影响规律。

(一) 焊缝角度与单向拉伸性能的关系模型

焊缝方向是指焊缝与变形主应变之间的夹角, 对拼焊板成形行为有很大的影响, 因此得到了广泛关注^[11-13]。相关研究主要是针对横向焊缝和纵向焊缝两种特殊情况展开的, 多采用有限元和试验方法分析焊缝方向对成形性的影响, 如成形极限图及最小主应变等。但是, 焊缝方向对成形行为影响的内在原因及相关的影响因素有待进一步深入研究。以单向拉伸、平面应变两种变形状态为例, 建立焊缝方向与成形行为之间的解析模型, 揭示焊缝方向对变形行为影响的本质规律及其影响因素, 为拼焊板设计中焊缝方向确定奠定了理论基础。

首先, 为量化拼焊板单向拉伸性能, 定义综合延伸率来表征拼焊板的拉伸性

能。然后,基于不同的失效模式建立焊缝角度与综合延伸率的解析模型,并采用有限元和试验方法分析焊缝方向与综合延伸率之间的关系。同时,为了避免母材材料力学性能参数的影响,采用相同材料、不同厚度的激光拼焊板进行分析。

拼焊板失效存在两种形式:焊缝开裂和薄侧母材开裂^[14]。由于钢制激光拼焊板焊缝强度通常比母材高,此时,焊缝角度较大时,开裂发生在拼焊板母材上。而焊缝的形状和性能对拼焊板成形行为影响较小,在理论分析中可忽略,即可将焊缝作为一条直线处理。带焊缝角度的拼焊板单向拉伸示意图如图 1-2 所示。图 1-2 中, A、B 分别为拼焊板薄侧和厚侧母材, θ 为拼焊板焊缝角度, 试件在两端拉力 F 的作用下变形。根据文献 [15] 对单向拉伸试样模型进行简化, 将包含焊缝的母材区独立出来分析拼焊板的变形规律。为评价拼焊板整体延展性, 定义拼焊板综合延伸率为拉伸变形过程中的总伸长量与原长之比, 即

$$\delta_u = \Delta l / l \quad (1-21)$$

式中: δ_u 为综合延伸率; Δl 为拉伸变形的伸长量; l 为拼焊板初始总长度。

1. 母材开裂模式下焊缝方向的解析模型

当 θ 较大时, 焊缝两端 c 和 d 分别在拼焊板上、下两边缘上, 且上、下边缘上薄侧和厚侧母材的长度不同, 失效主要表现为薄侧母材开裂。拼焊板简化模型如图 1-3 所示。A、B 分别为拼焊板的薄侧和厚侧母材, 初始厚度分别为 t_A 和 t_B , 其中 b 为拼焊板的宽度, y 是任一宽度单元与水平中心线的距离。

为简化模型, 进行下列基本假设:

1) 拼焊板受力拉伸是连续均匀的变形过程。

2) 假设拼焊板焊缝处为刚性连接。

变形前, 宽度单元上母材 A 和 B 的初始长度分别为

$$l_{A|y} = \frac{l}{2} + \frac{y}{\tan\theta}$$

$$l_{B|y} = \frac{l}{2} - \frac{y}{\tan\theta}$$

若母材 A 和 B 在变形后的长度分别为 $l'_{A|y}$ 和 $l'_{B|y}$, 则有

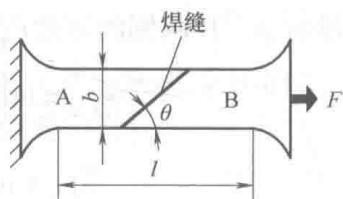


图 1-2 带焊缝角度的拼焊板单向拉伸示意图

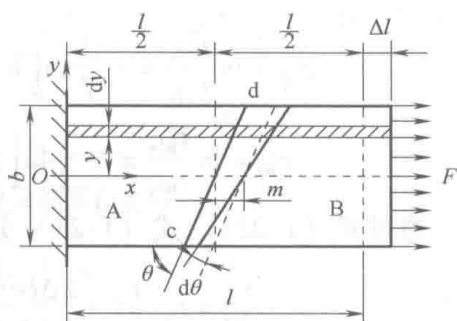


图 1-3 薄侧母材开裂模式的拼焊板简化模型

$$l'_{A|y} = \frac{l}{2} + \frac{y}{\tan\theta} + \Delta l + \frac{y \sin(d\theta)}{\sin\theta \sin(\theta - d\theta)}$$

$$l'_{B|y} = \frac{l}{2} - \frac{y}{\tan\theta} - \frac{y \sin(d\theta)}{\sin\theta \sin(\theta - d\theta)}$$

而母材 A、B 两侧的等效应变 $\bar{\varepsilon}_{A|y}$ 、 $\bar{\varepsilon}_{B|y}$ 可由下式得

$$\bar{\varepsilon}_{A|y} = \ln \left[1 + 2 \frac{\Delta l \sin\theta \sin(\theta - d\theta) + y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta + 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right]$$

$$\bar{\varepsilon}_{B|y} = \ln \left[1 + \frac{2y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta - 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right]$$

若材料服从 Hollomon 的幂指数应变硬化准则 $\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}^n$ ，则可计算得到母材 A、B 的等效应力，分别为 $\bar{\sigma}_{A|y}$ 、 $\bar{\sigma}_{B|y}$ ：

$$\bar{\sigma}_{A|y} = K_A \left[\ln \left(1 + 2 \frac{\Delta l \sin\theta \sin(\theta - d\theta) + y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta + 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right) \right]^{n_A}$$

$$\bar{\sigma}_{B|y} = K_B \left[\ln \left(1 - \frac{2y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta - 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right) \right]^{n_B}$$

由塑性变形体积不变原理和单向拉伸特征知：

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -\frac{1}{2} \varepsilon_1$$

又

$$\varepsilon_{A3} = \ln \frac{t'_{A|y}}{t_{A|y}} = -\frac{1}{2} \ln \left[1 + 2 \frac{\Delta l \sin\theta \sin(\theta - d\theta) + y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta + 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right] \quad (1-22)$$

$$\varepsilon_{B3} = \ln \frac{t'_{B|y}}{t_{B|y}} = -\frac{1}{2} \ln \left[1 - \frac{2y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta - 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right] \quad (1-23)$$

通过式 (1-22)、式 (1-23) 分别解出母材 A、B 变形后的厚度 $t'_{A|y}$ 、 $t'_{B|y}$ ：

$$t'_{A|y} = t_{A|y} \left[1 + \frac{2\Delta l \sin\theta \sin(\theta - d\theta) + 2y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta + 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right]^{-\frac{1}{2}}$$

$$t'_{B|y} = t_{B|y} \left[1 - \frac{2y \sin(d\theta)}{(l \sin\theta - 2y \cos\theta) \sin(\theta - d\theta)} \right]^{-\frac{1}{2}}$$

单向拉伸过程是连续均匀的变形过程，根据力的平衡条件得

$$\int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \bar{\sigma}_{A|y} t'_{A|y} dy = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \bar{\sigma}_{B|y} t'_{B|y} dy \quad (1-24)$$

由能量守恒定理，在拉伸过程中塑性变形能 E_d 等于外力所做的功 W_e ，即

$$E_d = W_e$$

其中，

$$W_e = \int_0^{\Delta l} F dl = \int_0^{\Delta l} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_{B|y} t_{B|y} dy dl$$

$$E_d = \int_{V_A} \bar{\sigma}_A \bar{\varepsilon}_A dV_A + \int_{V_B} \bar{\sigma}_B \bar{\varepsilon}_B dV_B = \int_{-\frac{w}{2}}^{\frac{w}{2}} \bar{\sigma}_{A|y} \bar{\varepsilon}_{A|y} t'_{A|y} l'_{A|y} dy + \int_{-\frac{w}{2}}^{\frac{w}{2}} \bar{\sigma}_{B|y} \bar{\varepsilon}_{B|y} t'_{B|y} l'_{A|y} dy$$

所以

$$\int_0^{\Delta l} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \bar{\sigma}_{B|y} t'_{B|y} dy dl = \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \bar{\sigma}_{A|y} \bar{\varepsilon}_{A|y} t'_{A|y} l'_{A|y} dy + \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \bar{\sigma}_{B|y} \bar{\varepsilon}_{B|y} t'_{B|y} l'_{A|y} dy \quad (1-25)$$

通过式 (1-24)、式 (1-25) 可获得 θ 和 δ_u 之间的关系。从模型中可知, 材料参数 (K 、 n)、拼焊板厚度等是影响 θ 与 δ_u 关系的主要因素。

2. 焊缝开裂模式下焊缝方向的解析模型

当 θ 较小时, 失效主要表现为焊缝上开裂。此时, 可将拼焊板简化, 简化模型如图 1-4 所示。图中, l 是拼焊板初始长度, Δl 是单向拉伸变形的伸长量, A 为厚板, B 为薄板, b 是拼焊板宽度, θ 是初始焊缝角度, θ' 是变形后焊缝角度, F 是外加变形载荷。

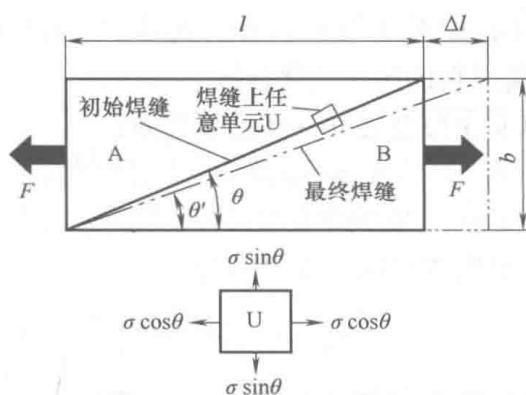


图 1-4 焊缝开裂模式的拼焊板简化模型

从图 1-4 可知, 焊缝初始和变形后的长度分别为

$$\begin{cases} l_w = \frac{l}{\cos \theta} \\ l'_w = \frac{l + \Delta l}{\cos \theta'} \end{cases}$$

由正弦定理得

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{\sin(\theta - \theta')}{\sin \theta' \cos \theta} \quad (1-26)$$

将式 (1-21) 代入式 (1-26) 得

$$\cos \theta' = \frac{\delta_u + 1}{\sqrt{(\delta_u + 1)^2 + \tan^2 \theta}}$$

所以

$$\delta_w = \frac{l'_w - l_w}{l_w} = \sqrt{(\delta_u + 1)^2 + \tan^2 \theta \cos \theta} - 1$$

$$\delta_u = \frac{\sqrt{(\delta_w + 1)^2 - \sin^2 \theta}}{\cos \theta} - 1$$

由于 θ 较小, 二阶值 $\sin^2 \theta$ 也很小, 可以忽略, 则获得拼焊板综合延伸率 δ_u 和焊缝工程应变 δ_w 之间的关系式:

$$\delta_u = \frac{\delta_w + 1}{\cos \theta} - 1 \quad (1-27)$$

若焊缝成形极限曲线服从 NADDRG 经验模型^[16], 即

$$\begin{cases} \delta_{10} = (23.3 + 13.2t_0)n/0.21 & (\delta_1 = 0) \\ \delta_1 = (1 + \delta_{10})(1 + \delta_2)^{-1} - 1 & (\delta_2 < 0) \\ \delta_1 = (1 + \delta_{10})(1 + \delta_2)^{0.5} - 1 & (\delta_2 > 0) \end{cases} \quad (1-28)$$

式中: δ_1 是工程主应变; δ_2 是工程次应变; δ_{10} 是 δ_2 为 0 时的工程主应变值; t_0 是材料初始厚度; n 是材料的应变硬化指数。

则工程主应变与真实主应变之间存在如下关系:

$$\delta_1 = \exp(\varepsilon_1) - 1 \quad (1-29)$$

式中: δ_1 是工程主应变; ε_1 是真实主应变。

单向拉伸条件下, 真实主、次应变关系为

$$\varepsilon_2 = -\frac{1}{2}\varepsilon_1 \quad (1-30)$$

假设沿焊缝方向的应变为焊缝主应变, 垂直于焊缝方向的应变为焊缝次应变, 结合式 (1-28) ~ 式 (1-30) 可获得当焊缝角度为 θ 时, 单向拉伸条件下焊缝真实主、次应变关系如下:

$$\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} = \frac{2\sin\theta - \cos\theta}{2\cos\theta - \sin\theta} \quad (1-31)$$

由式 (1-28) 和式 (1-30)、式 (1-28) 和式 (1-31) 分别得到:

$$\frac{1}{2}\varepsilon_1 = \varepsilon_0 \quad (1-32)$$

$$\frac{\cos\theta + \sin\theta}{2\cos\theta - \sin\theta}\varepsilon_{\theta 1} = \varepsilon_0 \quad (1-33)$$

式中, $\varepsilon_0 = \ln(1 + \delta_{10})$ 。

由式 (1-32)、式 (1-33) 可获得 ε_1 和 $\varepsilon_{\theta 1}$ 的关系, 并结合式 (1-29) 计算得:

$$\delta_w = (\delta + 1)^{\frac{2\cos\theta - \sin\theta}{2(\cos\theta + \sin\theta)}} - 1 \quad (1-34)$$

式中, δ 是焊缝单向拉伸状态下的工程应变, 对同一种材料来说它是常数。